



ISSN 2076-2151

О

М

Т

БРОБКА

АТЕРІАЛІВ

ИСКОМ



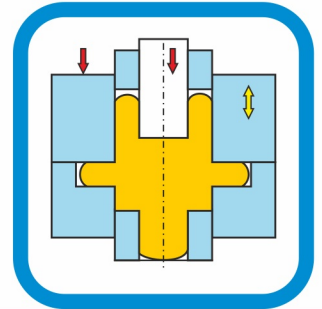
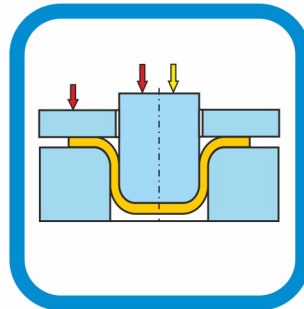
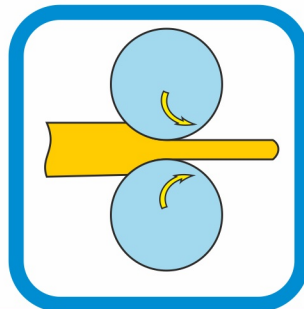
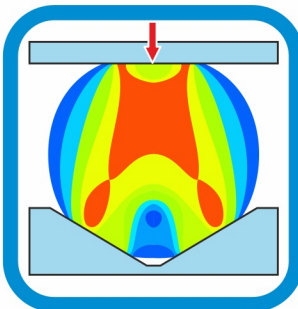
MATERIALS WORKING BY PRESSURE



UMFORMTECHNIK



ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ ДАВЛЕНИЕМ



№ 1(52)

3



2023

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ ТА НАУКИ УКРАЇНИ
ДОНБАСЬКА ДЕРЖАВНА МАШИНОБУДІВНА АКАДЕМІЯ
(ДДМА)

ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ ТИСКОМ

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ

Видається 2–3 рази на рік

Засновано у травні 2008 р.

№ 1 (52) 2023

Краматорськ - Тернопіль
ДДМА
2023

**ОБРОБКА
МАТЕРІАЛІВ
ТИСКОМ**

**Збірник наукових праць
№ 1 (52) 2023**

Засновник і видавець
**Донбаська державна
машинобудівна академія**
Свідоцтво
про державну реєстрацію
серія КВ № 13770-2744Р
від 17.03.2008

**MATERIALS
WORKING
BY PRESSURE**

**Collection of science papers
№ 1 (52) 2023**

Founder and publisher
**Donbas State
Engineering Academy**
Registration certificate
№ 13770-2744Р
dated 17.03.2008

**ОБРАБОТКА
МАТЕРИАЛОВ
ДАВЛЕНИЕМ**

**Сборник научных трудов
№ 1 (52) 2023**

Основатель и издатель
**Донбасская государственная
машиностроительная академия**
Свидетельство
про государственную регистрацию
серия КВ № 13770-2744Р
от 17.03.2008

Збірник «ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ ТИСКОМ = MATERIALS WORKING BY PRESSURE» включено до **Переліку наукових фахових видань України категорії «Б»** з технічних наук, за спеціальностями 131, 132 (**наказ МОН України № 320 від 07.04.2022 р.**).

Журнал включено до наукометричних баз, електронних бібліотек та репозитаріїв: National Library of Ukraine (Vernadsky), GoogleScholar, Crossref.

Рекомендовано до друку вченою радою Донбаської державної машинобудівної академії (протокол № 2 від 28.09.2023 р.).

Редакційна колегія:

Алієв І. С., д-р техн. наук, проф. (голова редакційної колегії); Таган Л. В., канд. техн. наук, (відповідальний секретар); Жбанков Я. Г., д-р техн. наук, доц. (заст. голови редакційної колегії); Грибков Е. П., д-р техн. наук, доц. (заст. гол. редакційної колегії); Абхарі П., д-р техн. наук, проф.; Алієва Л. І., д-р техн. наук, проф.; Баглюк Г. А., д-р техн. наук, проф., член-кор. НАН України; Бейгельзімер Я. Ю., д-р техн. наук, проф.; Гогаєв К. О., д-р техн. наук, проф., член-кор. НАН України; Головко О. М., д-р техн. наук, проф. (Німеччина); Грушко О. В., д-р техн. наук, проф.; Дашіч П., д-р техн. наук, проф. (Сербія); Драгобецький В. В., д-р техн. наук, проф.; Каложний В. Л., д-р техн. наук, проф.; Кухар В. В., д-р техн. наук, проф.; Лежнев С. М., канд. техн. наук, проф. (Казахстан); Марков О. Є., д-р техн. наук, проф.; Міленін А. А., д-р техн. наук, проф. (Польща); Найзабеков А. Б., д-р техн. наук, проф. (Казахстан); Орлов Д. В., канд. техн. наук, проф. (Швеція); Приходько І. Ю., д-р техн. наук, ст. наук. співроб.; Розов Ю. Г., д-р техн. наук, проф.; Сивак Р. І., д-р техн. наук, доц.; Тараненко М. Є., д-р техн. наук, проф.; Тарасов О. Ф., д-р техн. наук, проф.; Титов В. А., д-р техн. наук, проф.; Тришевський О. І., д-р техн. наук, проф.; Фролов Я. В., д-р техн. наук, проф.

Відповідальний редактор випуску д-р техн. наук, проф. Алієв І. С.

Науковий редактор випуску д-р техн. наук, проф. Марков О. Є.

Обробка матеріалів тиском = Materials working by pressure: збірник наукових праць. – Краматорськ-Тернопіль : ДДМА, 2023. – № 1 (52). – 232 с.

ISSN 2076-2151

У збірнику розміщено статті різних напрямків процесів і машин обробки матеріалів тиском, підготовлені професорсько-викладацьким складом, науковими співробітниками, аспірантами, здобувачами, фахівцями. Збірник призначений для наукових й інженерних працівників, аспірантів і студентів.

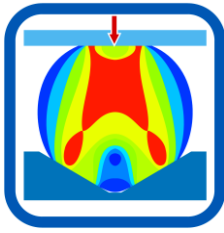
Different articles of various directions of processes and machines of materials forming, prepared by the faculty, scientific employees, post-graduate students, competitors, experts are placed in this collection. The collection is intended for scientific and engineering workers, post-graduate students and students.

Статті порецензовано членами редакційної колегії. Матеріали номера друкуються мовою оригіналу.

ISSN 2076-2151

© **Донбаська державна машинобудівна академія, 2023**

© **Donbas State Engineering Academy, 2023**



РОЗДІЛ I МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ ТИСКОМ

УДК 621.735.3

DOI: 10.37142/2076-2151/2023-1(52)3

Марков О. Є.
Хващинський А. С.
Мусорін А. В.
Лисенко А. А.

ДОСЛІДЖЕННЯ МСЕ СПОСОБУ ПРОТЯЖКИ ПУСТОТІЛИХ ПОКОВОК З ДНОМ БЕЗ ОПРАВКИ

Досліджено спосіб протягування товстостінних пустотілих заготовок. Запропонований спосіб полягає в деформуванні пустотілої заготовки без оправки. Розроблено методіку проведення теоретичних досліджень МСЕ. Методіка призначена для визначення теплового, деформованого стану та формозміни заготовки при деформуванні пустотілих заготовок без використання оправки. Змінними параметрами були внутрішній діаметр пустотілої заготовки, який варіювався в інтервалі 0.30; 0.55; 0.80. На основі скінчено-елементного моделювання були встановлені: розподіл температур і інтенсивності логарифмічних деформацій в об'ємі пустотілої загото

вки після протягування без використання оправки. Визначався діаметр отвору пустотілої заготовки, який утворюється при протягуванні даним способом. Встановлювалися залежності інтенсивності подовження і потовщення стінки пустотілої заготовки. Був розроблений спеціальний показник для оцінювання подовження пустотілої заготовки. Було визначено, що при збільшенні внутрішнього діаметру подовження пустотілої заготовки збільшується та знижується інтенсивність зменшення отвору. Загальною залежністю змодельованих схем протягування є те, що величина подовження пустотілої заготовки несуттєво змінюється для різних ступенів обтискань при сталих відносних розмірах пустотілої заготовки. Це дозволило встановити рекомендовану подачу для збільшення подовження пустотілої поковки та зменшення ступеня закриття отвору. Раціональна подача повинна складати $(0.05...0.15)D$. Результати скінчено-елементного моделювання перевірялися експериментальними дослідженнями на свинцевих зразках. Була запропонована методіка експериментального моделювання. Встановлено, що при внутрішньому діаметрі заготовки $(0.5...0.6)D$, спостерігається максимум потовщення стінки. Встановлено, що результати з формозмінення заготовки, які отримані у теоретичному дослідженні МСЕ, на 9...14 % більше за експериментальні. Достовірність результатів теоретичного моделювання підтверджується даними експерименту зі зменшення внутрішнього діаметру пустотілої заготовки. Різниця теоретичних результатів й експериментальних складає 9...12 %. Встановлені закономірності дають можливість визначати остаточний діаметр отвору пустотілої заготовки. За результатами моделювання встановлено, що протягування трубних заготовок без оправки цілком можливе. Цей спосіб розширює можливості техпроцесів виготовлення трубних заготовок

Ключові слова: товстостінна заготовка, протягування, деформування, заковування отвору, МСЕ, напружений стан, деформований стан

Пріоритетним завданням розвитку енергетичного машинобудування є зниження собівартості деталей та підвищення їх механічних властивостей [1–3]. До цих деталей належать товстостінні пустотілі заготовки. Ці поковки необхідно виготовляти деформуванням на оправці. Однак товстостінні пустотілі заготовки виготовляються з суцільних валів із використанням операції висвердлювання отвору [4]. В результаті збільшується час механічної обробки, підвищуються витрати металу і відбувається перерізання волокна. Це пов'язано з тим, що при довжині пустотілих заготовок більш 400 мм та діаметрі отвору менше 30 мм використання оправки під час протягування неможливо [5]. Тому проблема виготовлення заготовок товстостінних пустотілих заготовок на сьогодні є актуальною, яка потребує всебічного аналізу та удосконалення [6].

У роботі [7] на основі використанням енергетичного методу розроблена модель для встановлення осьової витяжки заготовки при деформуванні трубних заготовок на радіально-

кувальних машинах. Авторами роботи визначено вплив обтискання та подачі пустотілої заготовки на силу та змінення профілю в меридіональному перерізі пустотілі заготовки. Однак встановлена модель не дозволяє встановити поперечну деформацію металу при деформуванні, що потребує розв'язок задачі у 3D постановці.

У статті [8] запропоновано техпроцес деформування пустотілих заготовок, в якому отриману заготовку підігрівають і доштамповують. Використання додаткового штампового оснащення забезпечує умови, при яких метал заготовки плине в центральній частині.

У дослідженні [9] з використанням скінчено-елементного аналізу здійснили дослідження техпроцесу деформування пустотілих заготовок без використання ковальської оправки. На основі результатів моделювання встановлено, що розроблений техпроцес можна використовувати при незначній подачі заготовки в інструмент. Деформування без використання ковальської оправки при значних осьових подачах підвищує рівень осової сили, яка може призвести до утворення розривів.

На основі результатів роботи [10] встановлена тривимірна модель техпроцесу протягування пустотілих заготовок з використанням оправки методом скінчених елементів (МСЕ) і проаналізовано деформований стан пустотілої заготовки при протягуванні. Доведена раціональність способу обтискання з чотирьох сторін пустотілих заготовок з внутрішньою оправкою. Визначено, що кут повороту пустотілої заготовки не оказує вирішального впливу на змінення форми виробу. Встановлено, що протягування пустотілих заготовок з невеликим отвором із використанням оправки неможливе, що пояснюється викривленням тонкої оправки та складністю її витягування з поковки.

У роботі [11] експериментально досліджували способи радіального деформування трубних заготовок. Досліджуваний спосіб передбачав удосконалення оснащення для можливості протягування не на молотах, а на гідравлічних пресах. У роботі встановлена закономірність змінення стінки трубної заготовки при протягуванні.

У роботі [12] отримані результати, щодо протягування пустотілих заготовок без використання ковальської оправки. Встановлено, що відсутність оправки сприяє зменшенню отвору і слабкому подовженню пустотілі заготовки. Експериментальні дані способів протягування без використання оправки дозволили визначити, що утворювана різнотовщинність уздовж стінки пустотілої заготовки складала близько 2 %. Однак у роботі відсутні данні щодо впливу форми та розмірів ковальських бойків на подовження пустотілої заготовки при деформуванні без оправки.

У роботі [13] встановлювався вплив геометрії деформуючого інструменту на деформований та напружений стан у процесі деформування пустотілих заготовок на оправці. Встановлено, що для виготовлення пустотілої поковки із максимальною рівномірністю розподілу інтенсивностей деформацій та механічних характеристик уздовж стінки заготовки доцільно використовувати деформуючий інструмент з випуклою поверхнею. За результатами експериментального моделювання способу деформування пустотілих заготовок на радіально-кувальних машинах встановлено, що досліджуваний процес дає можливість збільшити міцність і в'язкість металу [14]. Автором роботи встановлена залежність для визначення осової, радіальної та окружної деформації заготовки. Визначено вплив обтискання на технологічні режими протягування з використанням оправки. Однак у роботах [13, 14] не встановлено вплив способу деформування на утворення текстури, що збільшує анізотропію механічних характеристик матеріалу.

Аналіз літератури дозволив визначити, що проблема виготовлення товстостінних пустотілих заготовок з дном на сьогодні остаточно не вирішена. Найпрогресивнішими методами визначені способи протягування без використання оправки. Але НДС та формозмінення отвору пустотілої заготовки у процесі протягування без використання оправки не встановлені. Тому потрібно удосконалити та дослідити процеси протягування пустотілих заготовок без використання оправки. Розробка нових техпроцесів деформування пустотілих заготовок без використання ковальської оправки потребує проведення комплексного моделювання і розробки рекомендацій для їх реалізації.

Мета роботи – розробка процесу деформування товстостінних пустотілих заготовок з дном без використання ковальської оправки для зменшення часу та витрат металу при механічній обробці пустотілих заготовок відповідального призначення.

Для досягнення зазначеної мети були поставлені наступні задачі:

– розробити методику теоретичних досліджень процесів деформування пустотілих заготовок з дном без оправки;

– встановити тепловий, деформований стан та визначити вплив внутрішнього діаметру пустотілої заготовки на змінення її довжини та визначити закономірності зміни відносної товщини стінки трубної заготовки при деформуванні без використання оправки.

Моделювання зміни форми, теплового стану заготовки та деформованого при деформуванні без використання оправки реалізувалося на основі МСЕ з використанням програмного продукту Deform 3D. В якості матеріалу обрана сталь 40X, температурний інтервал обробки тиском 1180...790 °С. Коефіцієнт Пуассона приймався 0,3, модуль пружності Юнга першого роду 2×10^5 МПа. Температура нагріву заготовки $t = 1180$ °С, швидкість руху деформуючого інструмента $v = 30$ мм/с; діаметр пустотілої заготовки $D = 1,0$ м. Внутрішній діаметру у відносному співвідношенні (d_0/D) дорівнював 0.30, 0.55, 0.80. Схема процесу деформування наведена на рис. 1. Довжина пустотілих заготовок варіювалась у діапазоні 288, 330 та 480 мм. Для кантування та утримання заготовки при деформуванні була призначена технологічна цапфа.

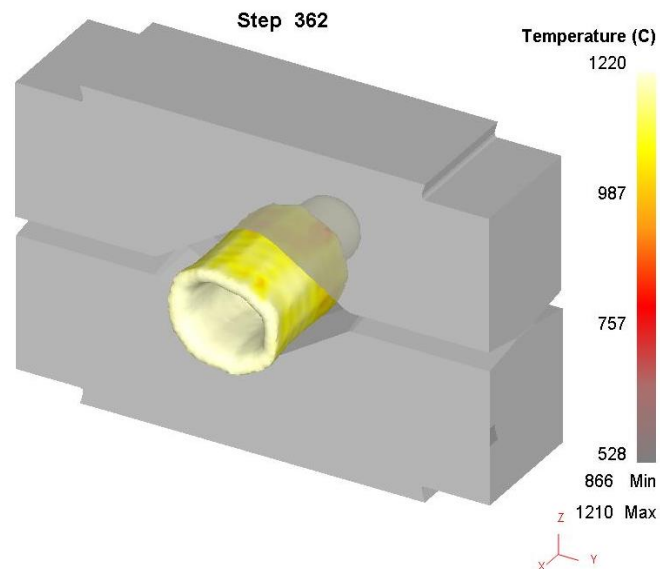


Рис. 1. 3D модель процесу протягування пустотілих заготовок без оправки

Був удосконалений техпроцес деформування пустотілих заготовок без використання ковальської оправки, яка передбачала операції прошивання та протягування. Остаточне протягування заготовок проводиться без використання оправки. На сьогодні даний метод є малодослідженим, крім цього, немає рекомендації для впровадження цього способу деформування.

Зміна форми трубних заготовок при деформуванні без використання ковальської оправки залежить від деформованого стану (ДС). ДС залежить від форми та розмірів деформуючого інструменту та параметрів деформування. Процес протягування пустотілих заготовок без використання оправки реалізується зі збільшенням стінки пустотілої заготовки. Тому для визначення закономірностей змінення внутрішнього діаметру трубної заготовки слід дослідити вплив протягування пустотілих заготовок бойками з вирізами.

Для точного встановлення ДС слід визначити розподіл температур поковки при деформуванні. Розподіл температур після деформування дозволить визначити потрібну кількість підігрівань. Розподіл температур у заготовці визначався МСЕ.

Аналіз даних розподілу температур у тілі заготовки після деформування на 20 % визначив, що перепад температур за об'ємом відповідає температурному діапазону деформування сталі 40X для досліджуваних розмірів пустотілої заготовки (рис. 2). Середній перепад температур в об'ємі поковки становить 350 °С. В результаті кількість нагрівань у порівнянні з базовою технологією знизилась з двох до одного нагріву. Встановлені результати можна пояснити тим, що при деформуванні без використання оправки не відбувається відвід теплової енергії у бік охолоджувальної оправки, як при базовому способі деформування. В результаті розширюються технічні можливості деформування трубних заготовок в наслідок збільшення кількості натискань за один нагрів.

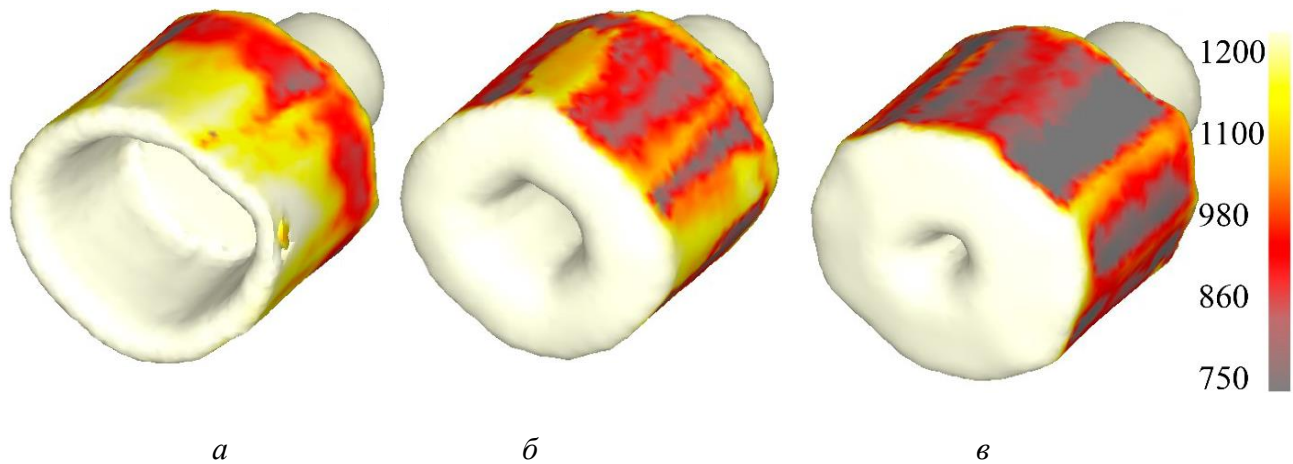


Рис. 2. Розподіл температур після деформування без використання оправки для різних внутрішніх діаметрів (d_0/D): а – 0.80; б – 0.55; в – 0.30

При деформуванні змінюється поперечний переріз заготовки. При зростанні перерізу заготовки до деформації і при однаковому ступені обтискання довжина після деформування заготовки буде збільшуватися (згідно закону сталості об'єму).

Було проведено дослідження процесу деформування пустотілих заготовок без використання оправки бойками з вирізом 115° та подачею 50 % від вихідного діаметру заготовки (рис. 3). Аналіз отриманих результатів дозволив встановити, що при деформуванні без використання оправки зменшується отвір пустотілої заготовки (рис. 4). Зменшення внутрішнього діаметру складається зі збільшення стінки та зменшення зовнішнього діаметру.

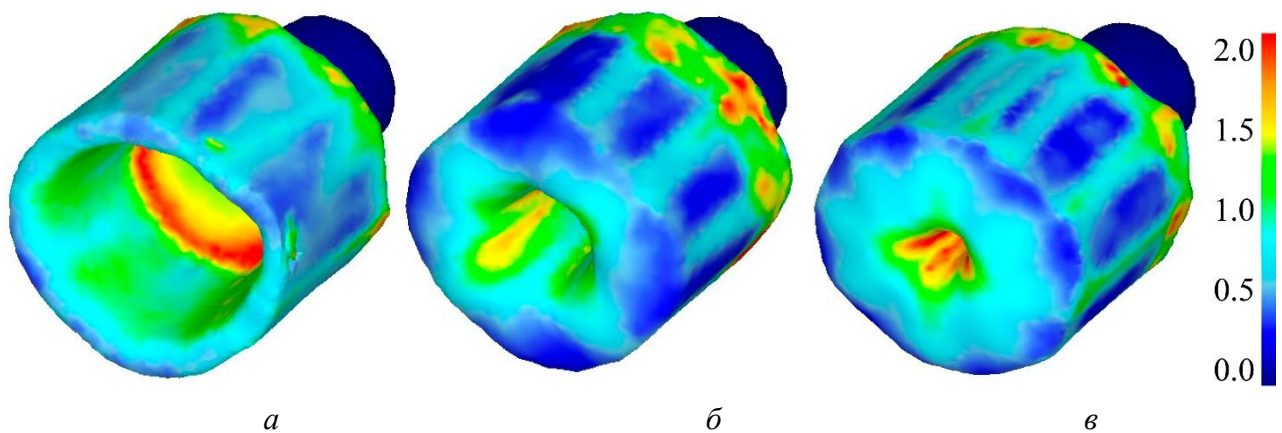


Рис. 3. Деформований стан після деформування без оправки для заготовок з внутрішнім діаметром (d_0/D): а – 0.80; б – 0.55; в – 0.30

При обтисканні заготовки з рівними зовнішніми діаметрами на однакову деформацію, зменшення внутрішнього діаметра визначається потовщенням стінки пустотілої заготовки. При протягуванні без використання ковальської оправки визначено вплив внутрішнього діаметру заготовки (d_0/D) на її подовження (рис. 4). Визначено, що при збільшенні внутрішнього діаметру заготовки зростає поковочний внутрішній діаметр. Одночасно зменшується подовження заготовки (ψ).

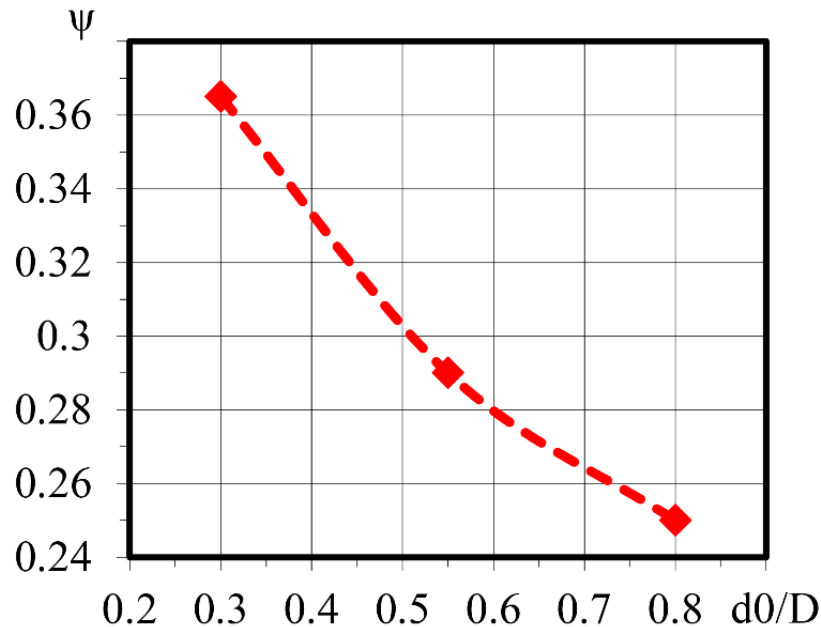


Рис. 4. Залежність подовження заготовки від відносного внутрішнього діаметра при обтисканні пустотілої заготовки на 20 %

Змінення внутрішнього діаметру для різних розмірів заготовки, слід проводити на базі параметра, який враховує подовження. Цей параметр визначається відношенням різниці площ заготовки до деформації та поковки до площі, яка обтискається

$$f = \frac{F_0 - F_K}{F_{обт}} = \frac{(D^2 - d_0^2) - (D_K^2 - d_1^2)}{D^2 - D_K^2},$$

де F_0 , F_K – початкова та кінцева площа поперечного перерізу заготовки; $F_{обт}$ – площа поперечного перерізу заготовки, що обтискається; D , d_0 – зовнішній та внутрішній діаметри вихідної заготовки; D_K , d_1 – зовнішній та внутрішній діаметри поковки.

Запропонований показник дозволяє встановити подовження пустотілої заготовки при різній деформації трубної заготовки. Інакше кажучи цей параметр показує частину площі трубної заготовки що обтискається, яка спричинює подовження пустотілої заготовки. Коли $f \rightarrow 0$ подовження пустотілої заготовки не відбувається. Коли $f \rightarrow 1$ ($F_0 - F_K = F_{обт}$) вся зміна площі направлена на збільшення подовження пустотілої заготовки.

Деформування пустотілих заготовок звичайними бойками не призводить до помітного подовження пустотілої заготовки. Збільшення внутрішнього діаметру пустотілої заготовки призводить до зменшення довжини. Це можна пояснити таким чином – при значних внутрішніх діаметрах та тонких стінках метал буде текти у напрямку потовщення стінки поковки, ніж на збільшення її довжини. В результаті слід удосконалити спосіб протягування пустотілих заготовок без використання ковальської оправки для збільшення довжини поковки.

Розроблено новий спосіб протягування пустотілих заготовок без використання оправки. Встановлено розподіл температур, деформацій при протягуванні без використання

оправки. Одержані результати дозволили визначити раціональні геометричні параметри трубної заготовки до деформування без використання оправки, а також переваги перед існуючими способами протягування пустотілих виробів:

– при деформуванні без оправки змінюється розподіл температур та деформацій трубної заготовки. В результаті при обтисканні метал тече не тільки у поздовжньому напрямку, але й поперек осі поковки;

– запропоновано параметр подовження трубної заготовки, що визначає швидкість подовження трубної заготовки над швидкістю потовщення стінки, який дозволяє оцінити формозмінення заготовки при протягуванні без використання оправки.

До обмежень розробленого способу деформування товстостінних пустотілих заготовок слід віднести те, що деформування без використання оправки призводить до течії металу поперек осі пустотілої заготовки, що приводить до подовшення стінки та ускладнення керованості формозміни заготовки. Це потребує точно витримувати задані режими деформування.

Встановлені в роботі рекомендації по геометричним параметрам заготовок є значущими науково-практичними напрацюваннями, які можна використовувати в теорії та технології процесів деформування пустотілих виробів без використання оправки.

ВИСНОВКИ

Визначено, що перепад температур в об'ємі поковки не виходить за границі гарячої обробки тиском. Середній перепад температури в об'ємі поковки становить 350 °С. В результаті кількість нагрівань при остаточному протягуванні у порівнянні з базовою технологією деформування знизилась з 2 до 1 нагріву. Визначено, що при збільшенні внутрішнього діаметру заготовки подовження збільшується та зменшується заковування отвору. Загальна залежність змодельованих процесів деформування – подовження відбувається незначно при різних рівнях деформування для фіксованих розмірів трубної заготовки. Це дозволило встановити рекомендовану подачу і зменшення заковування внутрішнього діаметру.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ / REFERENCES

1. Markov O., Zlygoriev V., Gerasimenko O., Hrudkina N., Shevtsov S. Improving the quality of forgings based on upsetting the workpieces with concave facets. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. 5(1-95). pp. 16-24. <http://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.142674>
2. Markov O., Gerasimenko O., Aliieva L., Shapoval A., Kosilov M. Development of a new process for expanding stepped tapered rings. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2019. 2. pp. 16-24. <http://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.160395>
3. Markov O., Gerasimenko O., Aliieva L., Shapoval A. Development of the metal rheology model of high-temperature deformation for modeling by finite element method. *EUREKA: Physics and Engineering*. 2019. 2. pp. 52–60. <https://doi.org/10.21303/2461-4262.2019.00877>
4. Baoguang S., Xiuhong K., Dianzhong L. A novel technique for reducing macrosegregation in heavy steel ingots. *J. Materials Processing Technology*. 2010. 210. pp. 703–711.
5. Zhu Baiqing, Lu Haixing, Tong Yifei, Li Dongbo, Xia Yong Research on Charging Combination Based on Batch Weight Fit Rule for Energy Saving in Forging. *Mathematical Problems in Engineering*. Volume 2015. Article ID 531756, 9 pages. <http://dx.doi.org/10.1155/2015/531756>
6. Kun Chen, Yitao Yang, Guangjie Shao Strain function analysis method for void closure in the forging process of large sized steel ingot. *Computational Materials Science*. 2012. 51. pp. 72–77.
7. Yunjian Wu, Xianghuai Dong, Qiong Yu Upper bound analysis of axial metal flow inhomogeneity in radial forging process. *International Journal of Mechanical Sciences*. 93 (2015). pp. 102–110.
8. Sizek H. W. Radial Forging . *Metalworking : Bulk Forming*. 2005. pp. 172–178.
9. Ghaei A., Movahhedy M.R., Karimi A. Taheri Ghaei, A. Finite element modelling simulation of radial forging of tubes without mandrel. *Materials & Design*. 2008. 29. pp. 867–872.
10. Fan L., Zhigang Wang, He Wang 3D finite element modeling and analysis of radial forging processes. *Journal of Manufacturing Processes*. 2014. 16. pp. 329–334.
11. Burkin S. P., Korshunov E. A., Kolmogorov V. L., Babailov N. A., Nalesnik V. M. A vertical automated forging center for the plastic deformation of continuouslycast ingots. *Journal of Materials Processing Technology*. 1996. 58. Pp. 170–173.

12. Qi Zhang, Kaiqiang Jin, Dong mu, Pengju Ma, Tian Jie Rotary swaging forming process of tube workpieces. *11th International Conference on Technology of Plasticity*. ICTP 2014, 1924 October 2014. Nagoya Congress Center, Nagoya, Japan. *Procedia Engineering*. 81 (2014). pp. 2336–2341.
13. Sanjari M., Saidi P., Karimi A. Taheri, Hossein Zadeh M. Determination of strain field and heterogeneity in radial forging of tube using finite element method and microhardness test. *Materials and Design*. 2012. 38. pp. 147–153.
14. Wang Z. G. The theory analysis and numerical simulation for the radial forging process of gun barrel. *Nanjing University of Science and Technology*. 2011. pp. 28–30.

Markov O., Khvashchynskiy A., Musorin A., Lysenko A. FEM study of the drawing method of hollow forgings with a bottom without a mandrel.

The method of drawing thick-walled hollow billets has been studied. The proposed method consists in the deformation of a hollow billet without a mandrel. A technique for conducting theoretical studies of the FEM has been developed. The technique is designed to determine the thermal, deformed state and shape change of the workpiece when forging hollow workpieces without using a mandrel. The variable parameters were the inner diameter of the hollow billet, which varied in the range of 0.30; 0.55; 0.80. On the basis of finite element modeling, the following were established: the distribution of temperatures and the intensity of logarithmic deformations in the volume of the pipe after drawing without using a mandrel. The diameter of the pipe hole, which is formed when broached by this method, was determined. The dependences of the intensity of elongation and thickening of the pipe wall were established. A special indicator has been developed to evaluate pipe elongation. It was determined that with an increase in the inner diameter, the elongation of the pipe increases and the intensity of the forging of the hole decreases. The general dependence of the simulated broach schemes is that the value of elongation of the hollow billet does not change significantly for different degrees of compression at constant relative dimensions of the pipe. This made it possible to set the recommended feed to increase the elongation of the hollow forging and reduce the degree of hole closure. The rational feed should be $(0.05...0.15)D$. The results of finite element modeling were verified by experimental studies on lead samples. An experimental modeling technique was developed. It has been established that at the inner diameter of the billet $(0.5...0.6)D$, there is a maximum wall thickening. It has been established that the results of the workpiece shaping, obtained in the theoretical study of the FEM, are 9...14% more than the experimental ones. The reliability of the results of theoretical modeling is confirmed by experimental data on reducing the inner diameter of the pipe. The difference between theoretical and experimental results is 9...12%. The established regularities make it possible to determine the final diameter of the pipe hole. Based on the simulation results, it was found that drawing pipe billets without a mandrel is possible. This method expands the possibilities of technical processes for the manufacture of pipe blanks.

Keywords: thick-walled workpiece, drawing, deformation, hole forging, FEM, stressed state, deformed state.

Марков Олег Євгенійович – д-р техн. наук, зав. каф. АВП ДДМА

Markov Oleg – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Head of Department DSEA

E-mail: oleg.markov.ond@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2467-9607>

Хвощинський Антон Станіславович – аспірант ДДМА

Khvashchynskiy Anton – post graduate DSEA

E-mail: antonio.hvashherman@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2690-8354>

Мусорін Антон Володимирович – аспірант ДДМА

Musorin Anton – post graduaten DSEA

E-mail: anton.m.95@mail.ru

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4145-9665>

Лисенко Антон Андрійович – аспірант ДДМА

Lysenko Anton – post graduate DSEA

E-mail: antl31@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5454-6357>

Донбаська державна машинобудівна академія (ДДМА), м. Краматорськ

Donbas State Engineering Academy (DSEA), Kramatorsk

Стаття поступила в редакцію 10.08.23 з.

Калюжний В. Л.
Ситник С. В.
Савченко Д. В.
Чучин О. В.

НАПІВГАРЯЧЕ ТА ГАРЯЧЕ ЗВОРОТНЕ ВИДАВЛЮВАННЯ З РОЗДАЧОЮ ОСЕСИМЕТРИЧНОЇ ПОРОЖНИСТОЇ ДЕТАЛІ

За допомогою методу скінченних елементів змодельовано процес напівгарячого та гарячого зворотного видавлювання з роздачою порожнистого напівфабрикату із маловуглецевої сталі з виступами на донній частині. Метою роботи було отримати за допомогою методу скінченних елементів впливу температури початкової заготовки на параметри напівгарячого та гарячого зворотного видавлювання з роздачою вісесиметричного порожнистої деталі. Визначено початкові розміри заготовки для отримання напівфабрикату з необхідними формою та розмірами. Температура заготовки для напівгарячого видавлювання складала 700°C, для гарячого 1000°C. Поетапно описано процес зворотного видавлювання з роздачою порожнистого стакану. Проаналізовано процес зворотного видавлювання з роздачою та процес виштовхування готового виробу з матриці. Визначено залежність зусилля процесу зворотного видавлювання з роздачою від переміщення пуансону та залежність зусилля виштовхування сформованого порожнистого стакану з матриці від переміщення виштовхувача для напівгарячого та гарячого зворотного видавлювання з роздачою. Визначено розподіл питомих зусиль на торцях пуансону, виштовхувача та по висоті робочої поверхні матриці за допомогою величин нормальних напружень. Встановлено кінцеву форму та розміри порожнистої деталі. Пропрацювання структури металу в стінці та у донній частині виробу пластичною деформацією проаналізовано за допомогою величини інтенсивності деформацій. Поблизу контактуючих поверхонь між заготовкою та робочим інструментом показано температуру охолодження. Відображено розподіл температур, напруження та деформації для кінцевої стадії формоутворення.

Ключові слова: метод скінченних елементів, гаряче і напівгаряче зворотне видавлювання, роздача, порожниста деталь, зусилля, температура, напруження, деформація, інтенсивність деформацій.

Для отримання порожнистих вісесиметричних виробів різних форм та розмірів із маловуглецевої сталі використовують способи гарячого зворотного видавлювання з роздачою. Такі способи описані в [1], де наведено рекомендації по проектуванню технологій та штампового оснащення, але недостатньо даних по проектуванню технології гарячого зворотного видавлювання з роздачою порожнистих виробів із вуглецевої сталі, зокрема з матеріалу марки Сталь 25.

З використанням методу скінченних елементів (МСЕ) для визначення параметрів процесу гарячого штампування, можливо суттєво зменшити собівартість та час на підготовку виробництва різних виробів [2, 3]. Для встановлення параметрів гарячого штампування виробів з потрібним пропрацюванням структури металу пластичною деформацією в необхідних частинах або по всьому об'єму виробів досить ефективним є МСЕ. В джерелах [4–8], наведено приклади пропрацювання структури металу на конкретних деталях в які входять порожнисті вироби. З допомогою такого пропрацювання можливо досить точно отримати необхідні механічні характеристики в здеформованому металі. Для покращення пропрацювання структури металу можна застосувати одразу два способи формоутворення це зворотне видавлювання та роздача.

Метою роботи є отримання за допомогою МСЕ впливу температури початкової заготовки на параметри напівгарячого та гарячого зворотного видавлювання з роздачою осесиметричного порожнистого виробу із маловуглецевої сталі.

Розрахунки були проведені за допомогою моделювання з використанням скінченно-елементної програми DEFORM та циліндричної системи координат. Діаметр вихідної заготовки $D_0 = 120$ мм, а висота $H_0 = 27,2$ мм. Швидкість деформування (переміщення пуансону) складала $V_0 = 50$ мм/сек. Температура вихідної заготовки із матеріалу марки Сталь 25 становила 700 °C та 1000 °C. Для Сталі 25 рекомендований температурний інтервал гарячого штампування знаходиться в межах 1250–800°C. Деформуючий інструмент вважався абсолютно жорстким та

мав температуру 20°C. Тертя на контактуючих поверхнях було враховано по Зібелю з величиною коефіцієнта тертя $\mu = 0,25$.

На рис. 1 відображено положення деформуючого інструменту в розрізі на різних етапах видавлювання з роздачою. Положення деформуючого інструменту на першому етапі видавлювання відображено на рис. 1а. Вихідна заготовка 1 розташована в матриці 2 по циліндричній частині. Виштовхувач 3 має спеціальну геометрію, що необхідна для отримання виступу в донній частині виробу. видавлювання здійснюється за допомогою пуансона 4. На рис. 1, б, відображено другий етап формоутворення – пуансон опустився повністю на задану величину, остаточно сформована геометрія виробу. На рис. 1 в, відображено третій етап – пуансон вилучено із остаточно zdeформованого виробу. На рис. 1 г, відображено четвертий етап – виріб 5 за допомогою виштовхувача 3 вилучено з матриці 2.

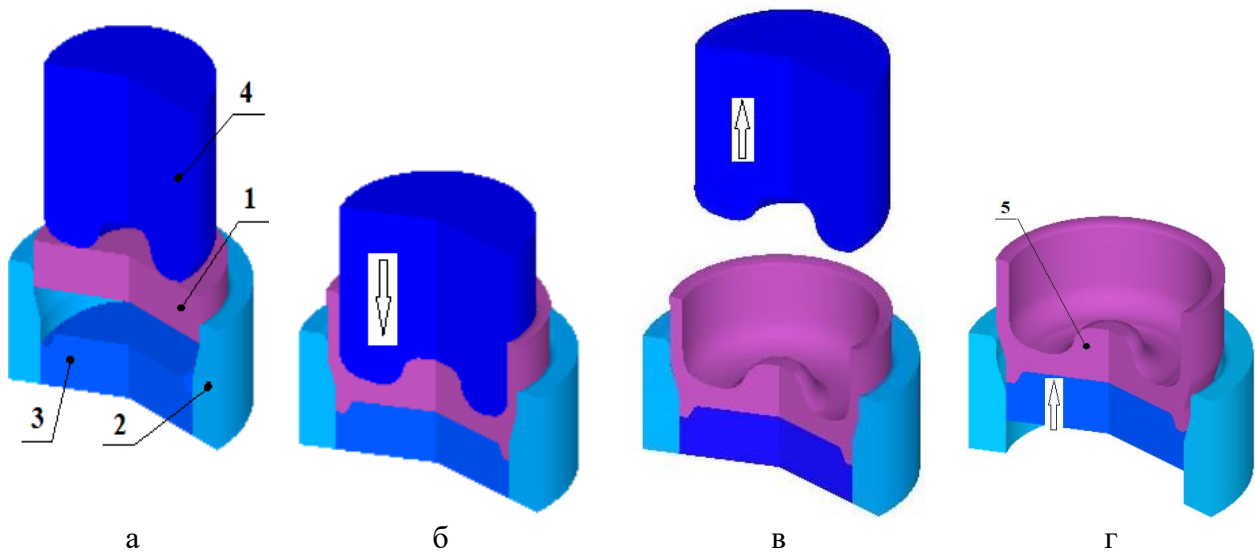


Рис. 1. Положення деформуючого інструменту на різних етапах видавлювання:
а – положення на початку видавлювання; б – положення в кінці видавлювання;
в – положення після виймання пуансону із напівфабрикату; г – положення після виштовхування напівфабрикату із матриці

На рис. 2 приведено графіки силових режимів видавлювання. Залежності зусиль напівгарячого і гарячого видавлювання від переміщення пуансонів зображено відповідно на рис. 2, а і рис. 2, б. Максимальна величина зусилля напівгарячого видавлювання складає $P_d = 7370$ кН, а гарячого – $P_d = 3670$ кН. На рис. 2, в наведено залежність зусилля виштовхування P_e напівфабрикату із матриці від переміщення виштовхувача після напівгарячого видавлювання, а на рис. 2, г – після гарячого видавлювання. Зусилля виштовхування досягає максимальних значень на початку процесу виштовхування для напівгарячого видавлювання $P_e = 180$ кН, для гарячого видавлювання $P_e = 38$ кН. Проаналізувавши силові режими процесу видавлювання, сформовано вимоги до обладнання, а саме використовувати гідравлічний прес зусиллям 10 МН, необхідна мінімальна величина робочого ходу повзуна 100 мм, а також необхідне мінімальне зусилля виштовхування $P_e = 200$ кН та мінімальна величина ходу виштовхування 20 мм.

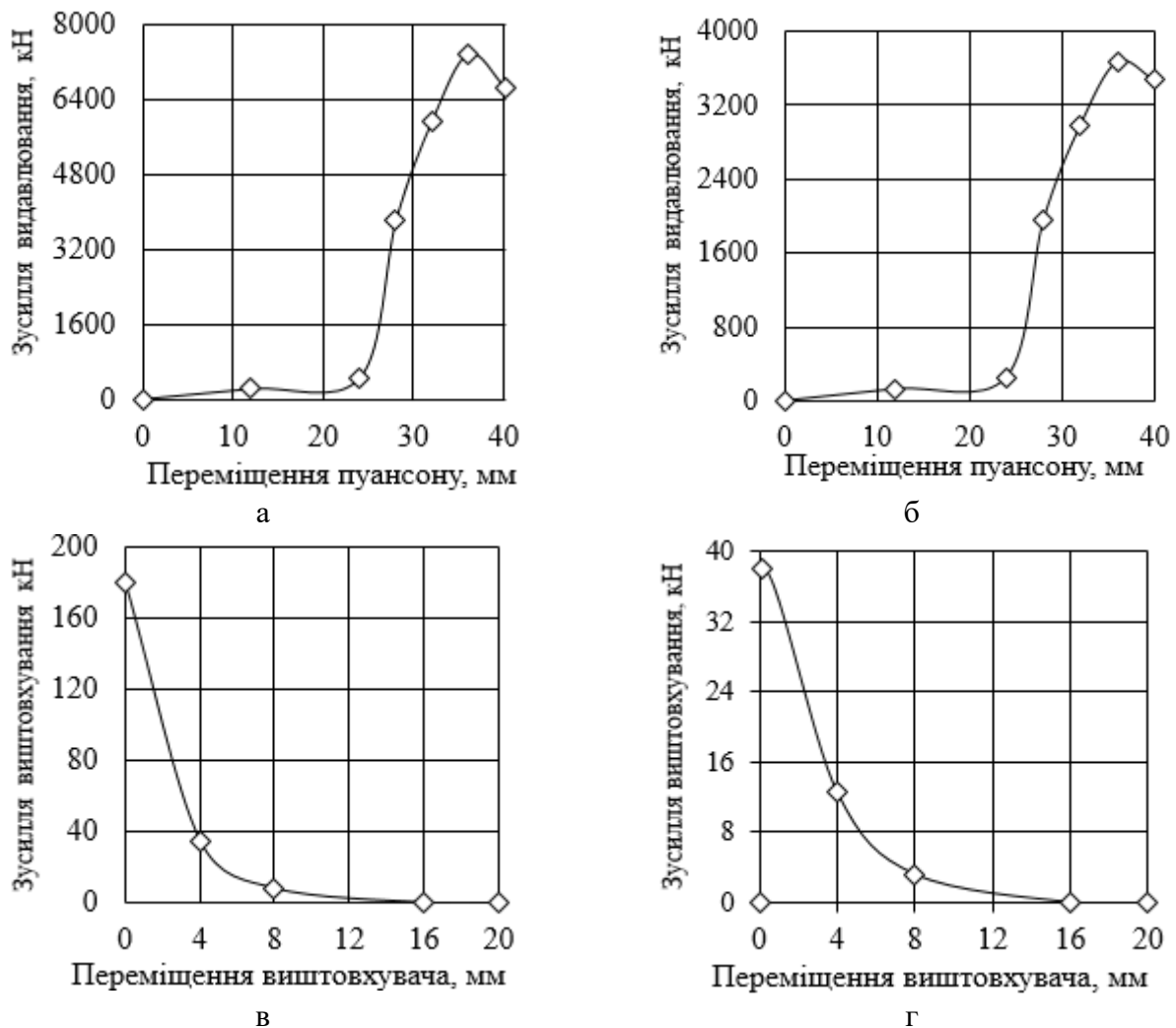


Рис. 2. Силві режими процесу видавлювання:

а – залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона (заготовка $T = 700\text{ °C}$);

б – залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона (заготовка $T = 1000\text{ °C}$);

в – залежність зусилля виштовхування виробу з матриці від переміщення виштовхувача (для початкової заготовки $T = 700\text{ °C}$); г – залежність зусилля виштовхування виробу з матриці від переміщення виштовхувача (для початкової заготовки $T = 1000\text{ °C}$)

При проектуванні штампового оснащення, важливо знати та врахувати розподіл питомих зусиль на контактуючих поверхнях заготовки з інструментом при максимальному значенні зусилля видавлювання. За допомогою значень нормальних напружень σ_n можна дізнатись такий розподіл, що виникає на контактуючих поверхнях пуансона, матриці та виштовхувача. На рис. 3, а та 3, б відображено розподіл σ_n для заготовки розігрітої до $T = 700\text{ °C}$ та $T = 1000\text{ °C}$ відповідно. Оскільки виріб має вісесиметричну форму, далі буде відображатись половина виробу, тонкими лініями відображено деформуючий інструмент, розміри по вісях наведені в міліметрах. Для заготовки розігрітої до $T = 700\text{ °C}$, на робочій поверхні пуансону, що контактує з виробом $\sigma_n = 736\text{--}974\text{ МПа}$, на робочій поверхні матриці $\sigma_n = 377\text{--}551\text{ МПа}$ та на робочій поверхні виштовхувача $\sigma_n = 500\text{--}1070\text{ МПа}$. Для заготовки розігрітої до $T = 1000\text{ °C}$, на робочій поверхні пуансону, що контактує з виробом $\sigma_n = 377\text{--}511\text{ МПа}$, на робочій поверхні матриці $\sigma_n = 176\text{--}311\text{ МПа}$ та на робочій поверхні виштовхувача $\sigma_n = 210\text{--}551\text{ МПа}$.

На рис. 4 відображено форма та розміри кінцевого напівфабрикату. Розміри внутрішньої порожнини виробу визначаються заданою геометрією пуансона, розміри зовнішньої поверхні виробу відповідають заданим розмірам матриці та розміри донної частини виробу відповідають заданим розмірам виштовхувача, що формують виріб.

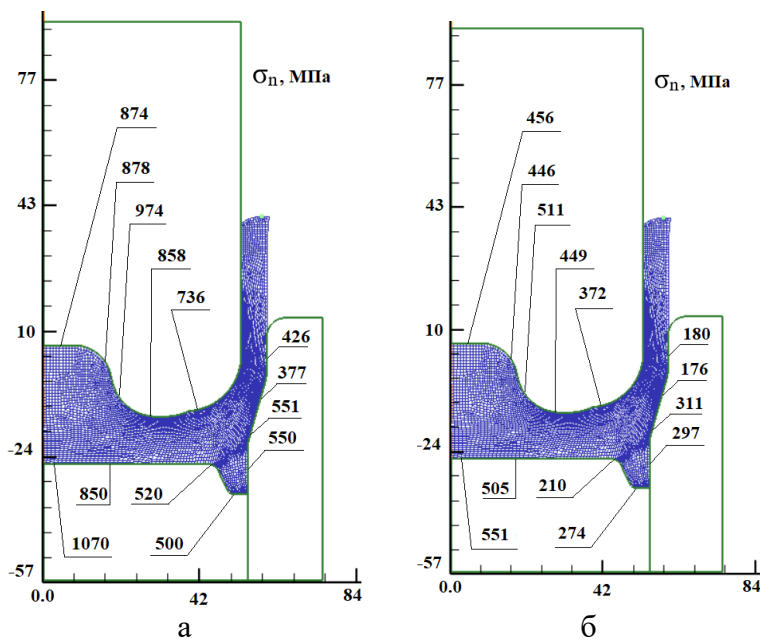


Рис. 3. Розподіли нормальних напружень в заготовці при температурах:
а – $T = 700\text{ }^{\circ}\text{C}$; б – $T = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$

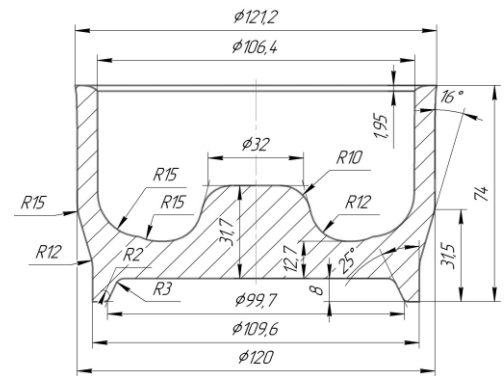


Рис. 4. Форма та розміри кінцевого порожнистого виробу

На рис. 5, б та 5, в відображено розподіл температур по об'єму zdeформованого виробу наприкінці видавлювання для заготовки розігрітої до $T = 700\text{ }^{\circ}\text{C}$ та $T = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ відповідно. Для заготовки розігрітої до $T = 700\text{ }^{\circ}\text{C}$, в зонах контакту з пуансоном, в процесі деформування виріб охолоджується до $T = 680\text{ }^{\circ}\text{C}$, в зонах контакту з матрицею $T = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$, а в зонах контакту з виштовхувачем значення падає до $T = 610\text{ }^{\circ}\text{C}$. Для заготовки розігрітої до $T = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$, в зонах контакту з пуансоном $T = 811\text{--}826\text{ }^{\circ}\text{C}$, в зонах контакту з матрицею $T = 900\text{ }^{\circ}\text{C}$, а в зонах контакту з виштовхувачем $T = 810\text{ }^{\circ}\text{C}$. Рекомендований температурний інтервал гарячого штампування витримано. Видавлювання наступних виробів призведе до розігріву робочого інструменту в результаті чого необхідно буде застосовувати примусове охолодження.

Для заготовок розігрітих до температури $T = 700\text{ }^{\circ}\text{C}$ (рис. 5 а і рис. 6) та $T = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ (рис. 7) відображено напружено-деформований стан металу наприкінці видавлювання. У донній частині під торцем пуансона осьові напруження отримані у межах $\sigma_z = -291\text{--}1050\text{ МПа}$ (див. рис. 5, а), радіальні $-\sigma_r = -443\text{--}855\text{ МПа}$, тангенціальні $-\sigma_\theta = -414\text{--}848\text{ МПа}$. Вигляд розподілів для напружень σ_r і σ_θ практично однаковий. В осередку деформації під пуансоном та між конусною частиною пуансону і матриці осьові σ_z , радіальні σ_r і тангенціальні σ_θ напруження стискаючі та суттєво зменшуються по абсолютній величині у циліндричній частині стінки.

З розподілу інтенсивності напружень σ_i (рис. 6, в), можна побачити, що осередок деформації охоплює всю донну частину zdeформованого виробу. В цій частині інтенсивність напружень знаходиться у межах $\sigma_i = 183\text{--}295\text{ МПа}$. Для заготовки розігрітої до $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ (див. рис. 7) напружено-деформований стан наступний: у донній частині під торцем пуансона осьові напруження отримані у межах $\sigma_z = -258\text{--}532\text{ МПа}$ (див. рис. 7 а), радіальні $-\sigma_r = -235\text{--}469\text{ МПа}$ (див. рис. 7 б), тангенціальні $-\sigma_\theta = -252\text{--}449\text{ МПа}$ (див. рис. 7 в). Вигляд розподілів для напружень σ_r і σ_θ практично однаковий як і для заготовки розігрітої до $700\text{ }^{\circ}\text{C}$ та осередок деформації охоплює всю донну частину zdeформованої заготовки, в цій частині інтенсивність напружень отримана у межах $\sigma_i = 76\text{--}155\text{ МПа}$ (рис. 8).

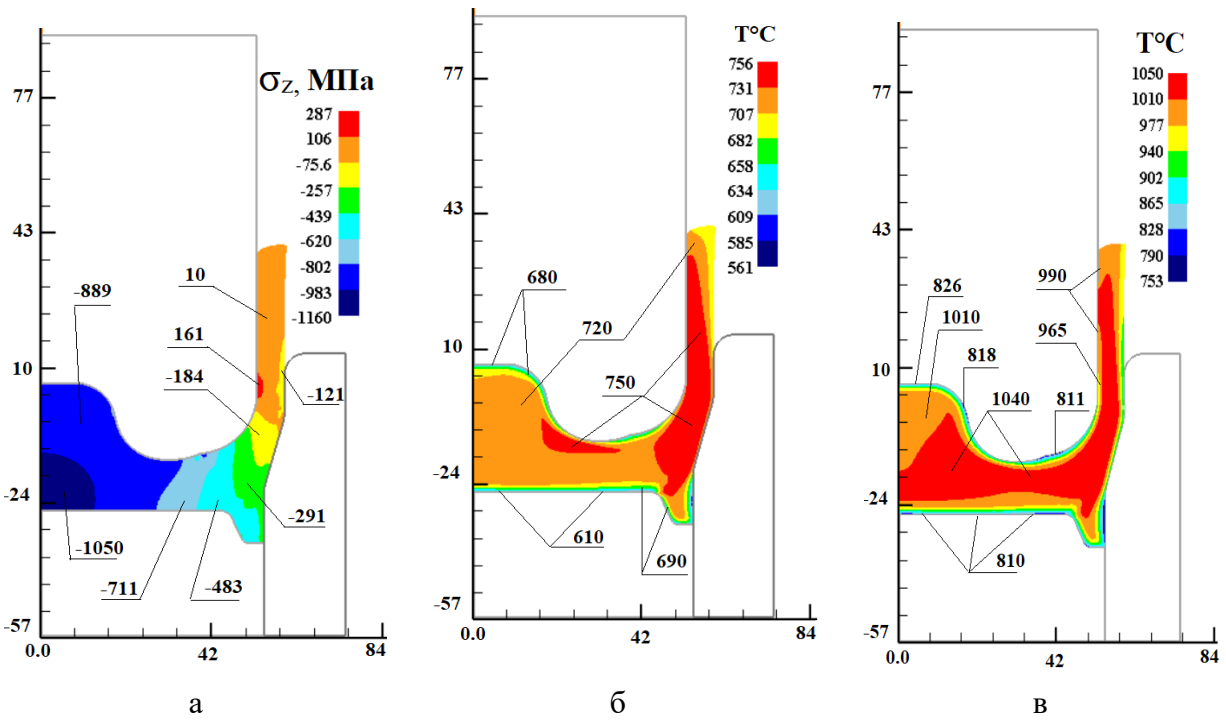


Рис. 5. Розподіл по об'єму виробу компонент напружень σ_z (а) і температур при температурі заготовки $T = 700$ °C (а, б) і $T = 1000$ °C (в)

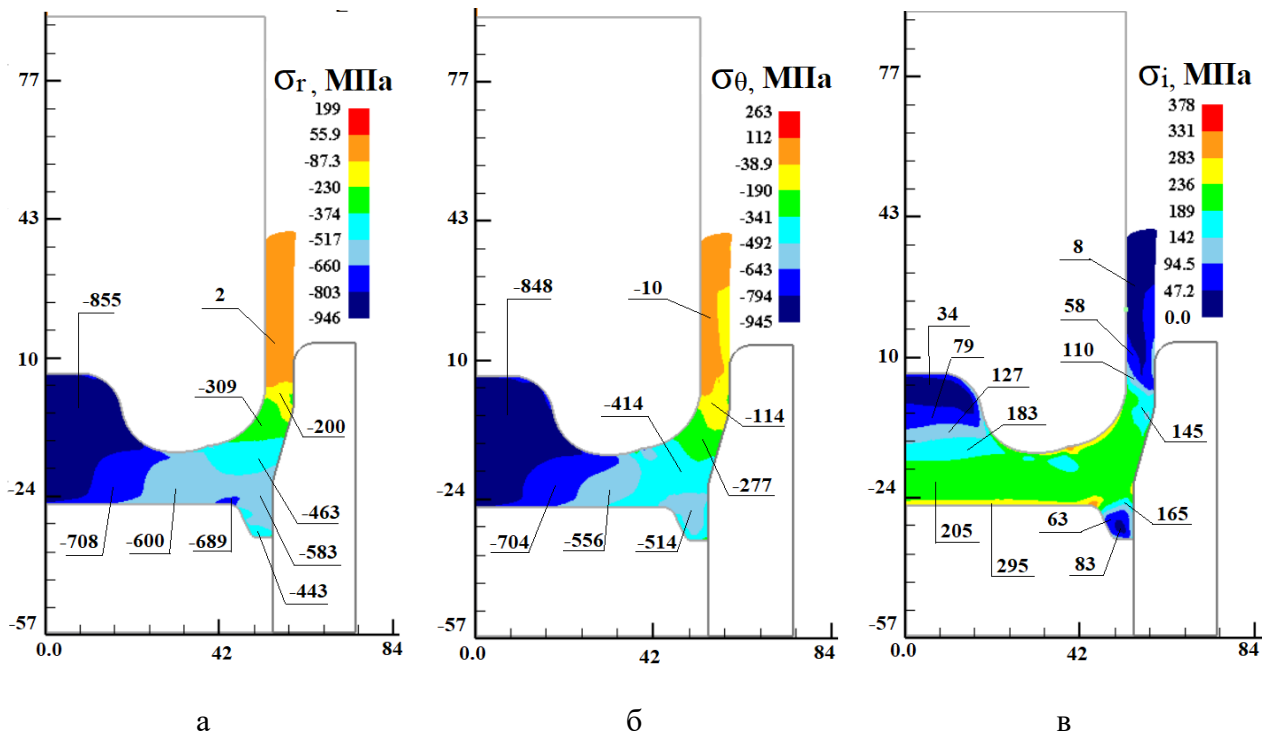


Рис. 6. Розподіл у zdeформованому виробі: компонент напружень ($T = 700$ °C): σ_r (а), σ_θ (б) та σ_i (в)

Для заготовки розігрітої до 700 °C на рис. 9 відображено розподіл деформацій у zdeформованому виробі. На контакті пуансона з виробом у донній частині, а також на контакті виштовхувача з виробом у донній частині виникають значні стискаючі осьові деформації, межі яких $\epsilon_z = -0,4 - -1,4$ (рис. 9, а). На виступі донної частини виробу ці напруження стають розтягувальними та набувають значень $\epsilon_z = 0,26 - 0,86$. У шарах металу стінки зі сторони порожнини на контакті з пуансоном $\epsilon_z = -0,6$, по товщині стінки ці деформації розтягувальні. На рис. 9, б

відображені радіальні деформації, у циліндричній і конусній частинах стінки стискаючі і досягають величини $\varepsilon_r = 0,23$ у шарах металу зі сторони порожнини та змінюються по товщині в напрямку бокової поверхні до величини $\varepsilon_r = 1,4$. В області донної частини поблизу вісі симетрії та на контактуючій поверхні виробу з пуансоном виникають розтягувальні радіальні деформації у межах $\varepsilon_r = 0,2-1,4$. На рис. 10, а в відображені тангенціальні деформації. Ці деформації розтягувальні у донній частині. Тангенціальні деформації в донній частині та в стінці виробу сягають $\varepsilon_\theta = 0,2-0,4$, а ближче до вісі симетрії контактуючої поверхні виробу з пуансоном ці компоненти стають стискаючими $\varepsilon_\theta = -0,3$. За допомогою розподілу інтенсивності деформацій ε_i , можна оцінити пропрацювання структури металу гарячою пластичною деформацією (див. рис. 10, б). На зовнішній конусній поверхні виробу значення $\varepsilon_i = 2-3$, зі сторони порожнини на циліндричній поверхні $\varepsilon_i = 1,2-2,2$, в донній частині виробу та ближче до осі симетрії $\varepsilon_i = 0,3-0,5$.

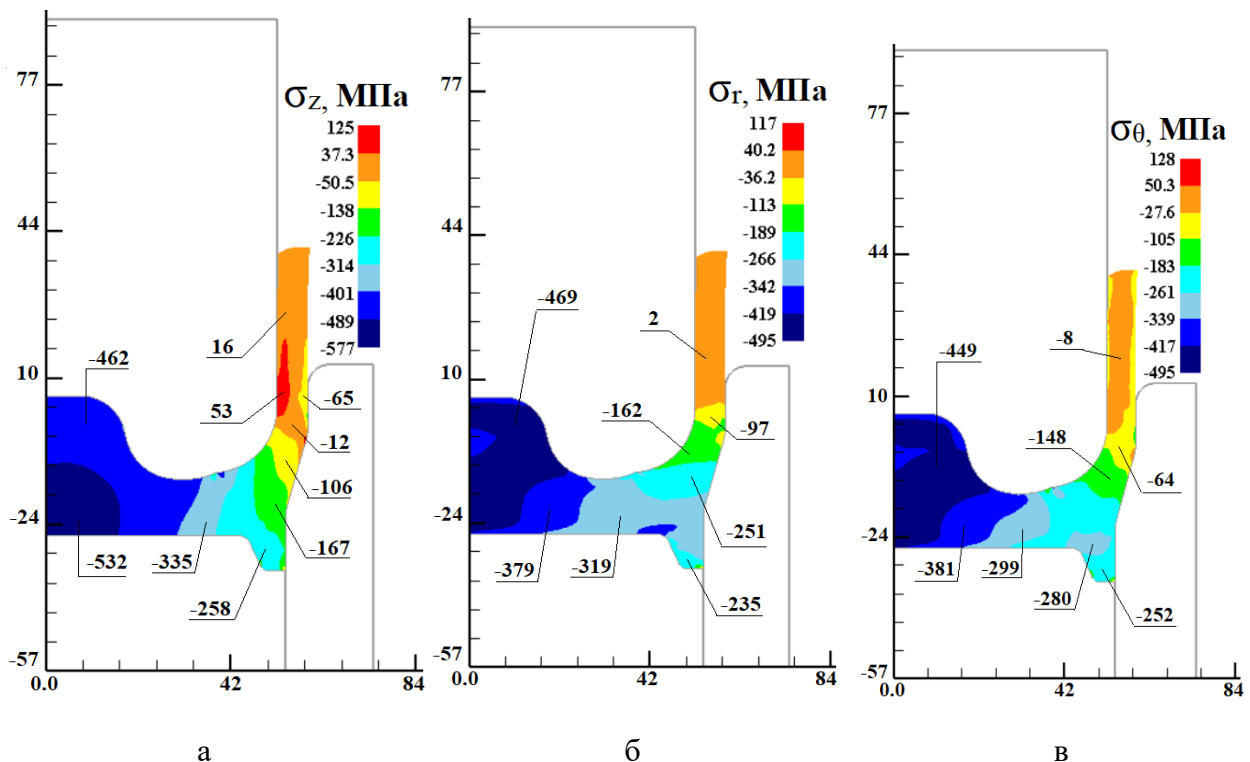
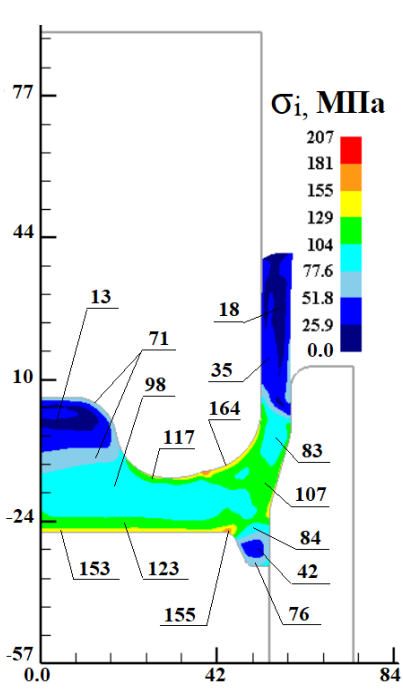


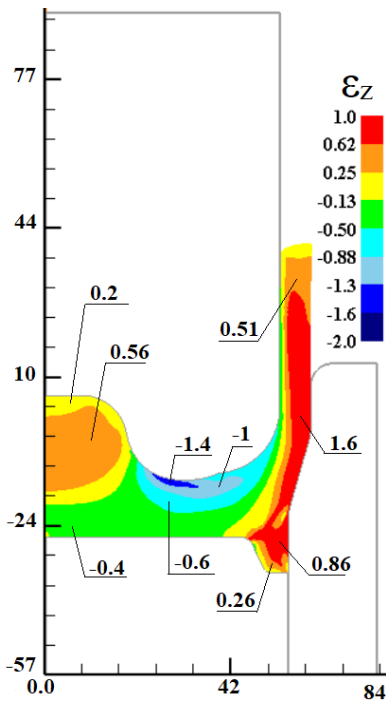
Рис. 7. Розподіл компонент напружень у zdeформованому виробі ($T = 1000\text{ °C}$): σ_z (а), σ_r (б), σ_θ (в)

Розподіл інтенсивності деформацій відображено на рис. 11. В донній частині виробу, в зоні контакту виробу з пуансоном від осі симетрії до циліндричної поверхні виробу, розподіл інтенсивності деформацій лежить в межах $\varepsilon_i = 0,41-2,3$. В шарах металу від циліндричної частини виробу до зовнішньої поверхні виробу $\varepsilon_i = 0,1-1,5$. В зоні контакту виробу з конусною частиною матриці ця інтенсивність деформацій сягає найбільших за величиною значень $\varepsilon_i = 2,7-3,3$. В зонах контакту донної частини виробу з торцем виштовхувача значення $\varepsilon_i = 1,0$.



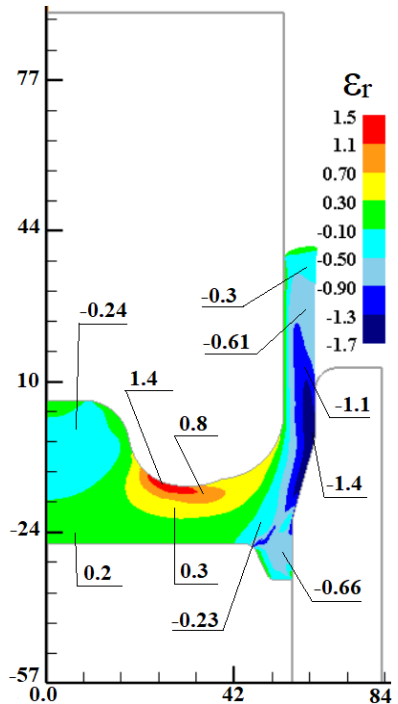
Г

Рис. 8. Інтенсивність напружень σ_i



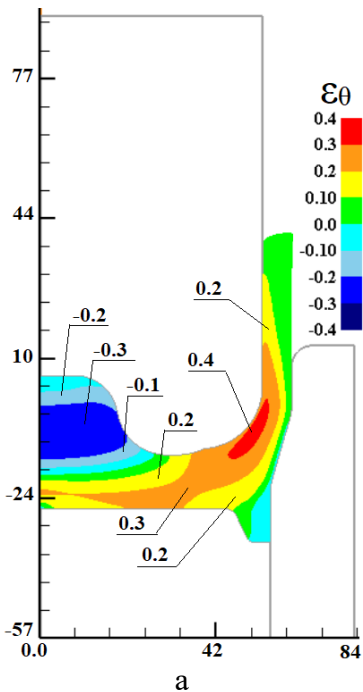
а

Рис. 9. Розподіли осевих ϵ_z (а) та радіальних ϵ_r (б) деформацій у виробі ($T = 700\text{ }^\circ\text{C}$)



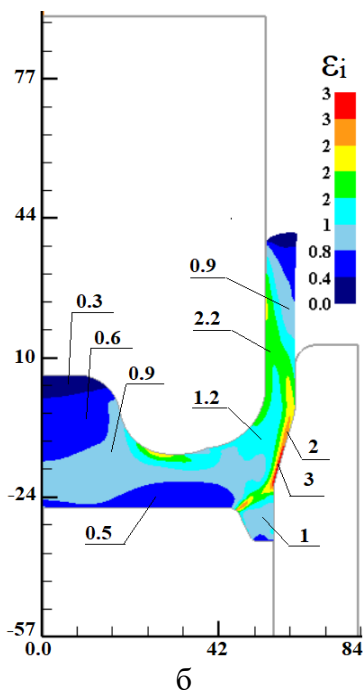
б

Відповідно, також оцінений деформований стан для виробу, що деформувався із заготовки розігрітої до $1000\text{ }^\circ\text{C}$ (рис. 11, рис. 12).



а

Рис. 10. Розподіл тангенціальної компоненти ϵ_θ (а) і інтенсивності деформацій ϵ_i (б)



б

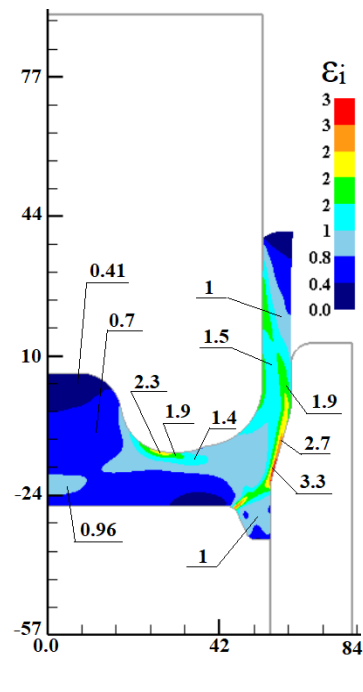


Рис. 11. Розподіл інтенсивності деформацій ϵ_i ($T = 1000\text{ }^\circ\text{C}$)

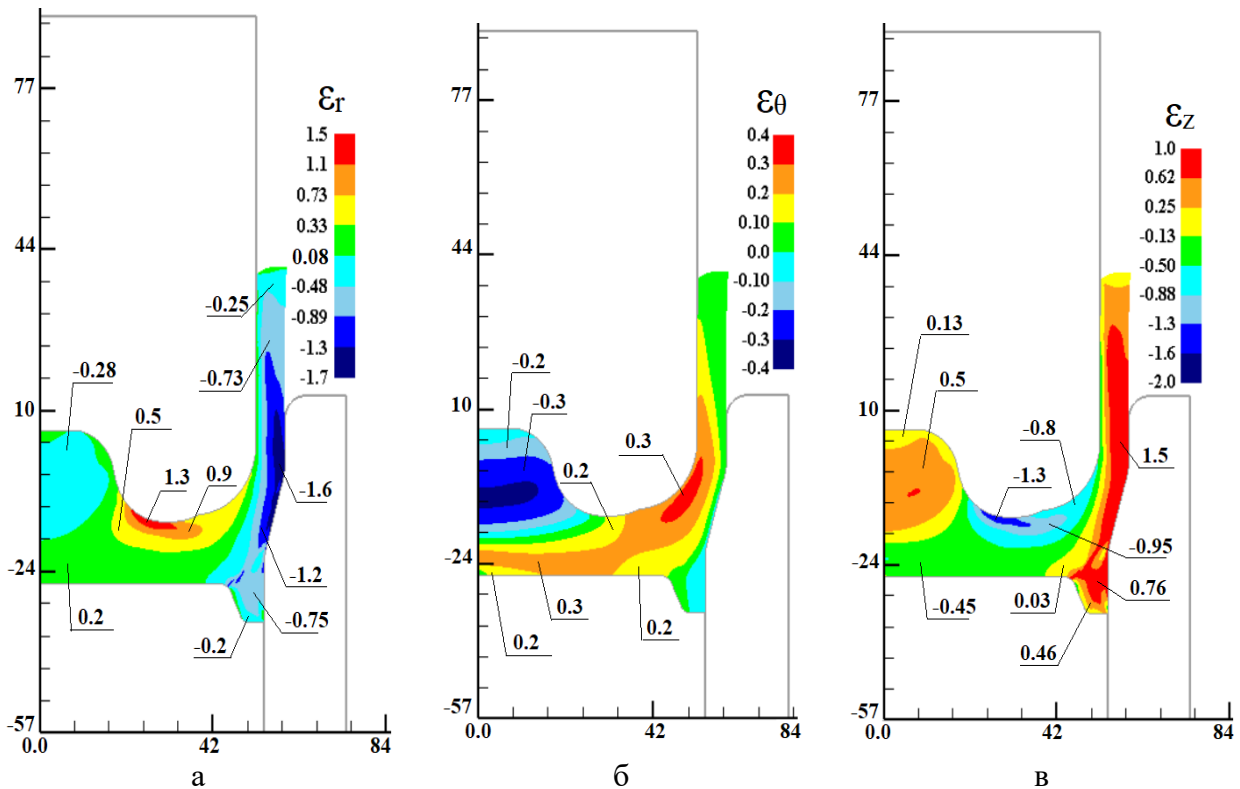


Рис. 12. Розподіл радіальних ε_r (а), тангенціальних ε_θ (б) та осьових ε_z деформацій (в)

На рис. 12, а відображено радіальні деформації в кінцевому виробі. В області донної частини поблизу осі симетрії деформації розтягу $\varepsilon_r = 0,2$, на контактуючій поверхні виробу з пуансоном виникають також розтягуювальні радіальні деформації у межах $\varepsilon_r = 0,5-1,3$, у циліндричній і конусній частинах стінки стискаючі і досягають величини $\varepsilon_r = -0,25- -1,6$. Розглядаючи рис. 12 б, можна побачити розподіл тангенціальних деформацій. Біля осі симетрії на контактуючій поверхні виробу з пуансоном відбуваються деформації стиску $\varepsilon_\theta = -0,3$. В донній частині та в стінці виробу сягають $\varepsilon_\theta = 0,2-0,3$. В зоні контакту донної частини виробу з торцем виштовхувача значення $\varepsilon_z = -0,45$ стискаючі, на внутрішній поверхні виробу з виступом пуансона також стискаючі $\varepsilon_z = -0,8- -1,3$, в зоні контакту виробу з матрицею деформації стають розтягуючими $-\varepsilon_z = 0,76-1,5$ (див. рис. 12, в).

ВИСНОВКИ

За допомогою МСЕ досліджено вплив початкової температури заготовки на параметри напівгарячого та гарячого зворотного видавлювання з роздачою вісесиметричного порожнистого виробу із маловуглецевої сталі. Встановлено, що обидва способи дозволяють отримати необхідну кінцеву форму та розміри напівфабрикату, а також витримати рекомендований температурний інтервал гарячого штампування.

Результати комп'ютерного моделювання показали, що зусилля гарячого процесу формоутворення виробу у порівнянні з напівгарячим відрізняється у 2 рази, а зусилля виштовхування – у 4,7 разів. Отримані значення розподілу питомих зусиль вказують на найбільш навантажені ділянки інструменту, що дає можливість правильно обрати матеріал робочих деталей штампу, а також спрогнозувати їх стійкість і потенційні місця підвищеного зношення.

Встановлені параметри напружено-деформованого стану дозволяють зробити висновок, що пропрацювання структури металу краще при напівгарячому видавлюванні, що особливо помітно у дні напівфабрикату і у місці переходу дна у стінку.

Остаточний вибір тієї чи іншої технології виготовлення деталі залежить від конкретних вимог до механічних властивостей кінцевого виробу і наявних виробничих потужностей.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Ковка и штамповка: Справочник в 4-х т. Москва: Машиностроение. 1986. Т. 2. Горячая объемная штамповка. Под ред. Е.И. Семенова. 1986. 592 с.
2. Данченко В.Н., Миленин А.А., Кузьменко В.И. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением. Численные методы. Днепропетровск: Системные технологии. 2008. 448 с.
3. Снитко С.А., Калюжный В.Л. Конечно-элементное моделирование многопереходного формоизменения при производстве железнодорожных колес. *Вестник НТУУ «КПИ». Машиностроение.* Киев: НТУУ «КПИ». 2011. 11. С. 106–112.
4. Алиев И.С., Марков О.Е., Жбанков Я.Г. Влияние операции выворота поковки коническими плитами на распределение деформаций. *Обработка материалов давлением.* Краматорск: ДГМА, 2010. 3 (24). С. 64–69.
5. Алиев И.С., Жбанков Я.Г., Таган Л.В. Управление напряженно-деформированным состоянием заготовки в процессах ковки крупных поковок. *Обработка материалов давлением.* Краматорск: ДГМА. 2013. 1 (34). С. 50–59.
6. Марков О.Е., Шарун А.О., Косилов М.С. Современные способы получения тонкостенных днищ ответственного назначения. *Обработка материалов давлением.* Краматорск: ДГМА. 2017. 1 (44). С. 115–123.
7. Калюжный В.Л., Алиева Л.И., Ярмоленко О.С., Ситник С.В. Гаряче видавлювання із високовуглецевої сталі конусних порожнистих виробів. *Mech. Adv. Technol.* 6. 3. 2022. С. 302–308.
8. Калюжный В.Л., Алиева Л.И., Алиев И.С., Горностаи В.Н. Горячая объемная штамповка полых изделий из высокопрочного алюминиевого сплава с заданными механическими свойствами. *Заготовительные производства.* Москва. 2018. 12. С. 18–25.

REFERENCES

1. Forging and stamping. Handbook. In 4 t., T. 2. Hot stamping. Ed. Semenov E.I. Moscow: Mechanical Engineering. 1987. 592 p. (*in Russian*).
2. Danchenko V.N., Mylenyn A.A., Kuzmenko V.Y. Computer design of processes of treatment of metals pressure. Numeral methods. Dnipropetrovsk: System technologies. 2008. 448 p. (*in Russian*).
3. Snytko S.A., Kaliuzhnyi V.L. Finite element modeling of multi-junction shaping in the production of railway wheels. *Bulletin of the NTUU «KPI». Mashynostroenye.* Kyev: NTUU «KPI». 2011. 11, pp. 106–112. (*in Russian*).
4. Aliiev I.S., Markov O.E., Zhbakov Ya.H. Influence of the operation of inverting the forging with conical and slabs on the distribution of deformations. *Material Working by Pressure.* Kramatorsk: DSEA. 2010, 3 (24), pp. 64–69. (*in Russian*).
5. Aliiev I.S., Zhbakov Y.H., Tagan L.V. Control of the stress-strain state of the workpiece in the forging of large forgings. *Materials Working by Pressure.* Kramatorsk: DSEA. 2013. 1 (34), pp. 50–59. (*in Russian*).
6. Markov O.E., Sharun A.O., Kosylov M.S. Modern methods of obtaining thin-walled bottoms for critical purposes. *Materials Working by Pressure.* Kramatorsk: DSEA. 2017. 1 (44), pp. 115–123. (*in Russian*).
7. Kaliuzhnyi V.L., Alieva L.I., Yarmolenko O.S., Sytnyk S.V. Hot extrusion of high carbon steel cone hollow products. *Mech. Adv. Technol.* 6. 3. 2022, pp. 302–308.
8. Kaliuzhnyi V.L., Aliieva L.I., Aliiev I.S., Hornostai V.N. Hot die forging of hollow products from high-strength aluminum alloy with specified mechanical properties. *Blank production.* Moscow. 2018. 12, pp. 18–25. (*in Russian*).

Kaliuzhnyi V., Sytnyk S., Savchenko D., Chuchin O. Semi-hot and hot backward extrusion with expansion of an axisymmetric hollow part.

Using the finite element method, the process of semi-hot and hot backward extrusion with the expansion of a hollow part made of mild steel with protrusions on the bottom was simulated. The purpose of the work was to obtain, using the finite element method, the influence of the temperature of the initial workpiece on the parameters of semi-hot and hot reverse extrusion with distribution of an axisymmetric hollow semi-finished product. The initial dimensions of the workpiece to obtain a semi-finished product with the required shape and dimensions are determined. The temperature of the workpiece for semi-hot extrusion was 700°C, for hot 1000°C. The process of reverse extrusion with the distribution of a hollow semi-finished product is described step by step. The process of reverse extrusion with distribution and the process of pushing the finished product out of the matrix are analyzed. The dependence of the force of the process of reverse extrusion with delivery on the movement of the punch and the dependence of the force of pushing out the formed hollow semi-finished product from the matrix on the movement of the ejector for semi-hot and hot reverse extrusion with distribution were determined. The distribution of specific forces on the ends of the punch, ejector and along the height of the working surface of the matrix was determined using the values of normal stresses. The final shape and dimensions of the hollow semi-finished product are established. The development of the metal structure in the wall and in the bottom part of the product by plastic deformation was analyzed using the value of the intensity of deformations. Near the contact surfaces between the workpiece and the working tool, the cooling temperature is shown. The distribution of temperature, stress and strain for the final stage of molding is shown.

Key words: finite element method, hot and semi-hot reverse extrusion, distribution, hollow part, force, temperature, stress, deformation, strain intensity.

Калужний Володимир Леонідович – д-р техн. наук, проф., НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»
Kaliuzhnyi Volodymyr - Doctor of Technical Sciences, Full Professor, NTUU "Igor Sikorsky KPI"
E-mail: kwl_2011@ukr.net
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4904-8879>

Ситник Станіслав Володимирович – аспірант, НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»
Sytnyk Stanislav – Graduate student, NTUU "Igor Sikorsky KPI"
E-mail: sytnykstas@ukr.net
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-1358-268X>

Савченко Денис Валентинович - головний фахівець відділу, ДП «УОС»
Savchenko Denys - chief specialist of the technological policies department, SE «UOS»
E-mail: savchenko.dv@uos.ua

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

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» (НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»), м. Київ
National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute" (NTUU "Igor Sikorsky KPI"), Kyiv

Державне підприємство «Укроборонсервіс» (ДП «УОС»), м. Київ
State Enterprise «Ukroboronservice» (SE «UOS»), Kyiv

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

Стаття надійшла до редакції 12.07.23 р.

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

ВЕРХНЯ ОЦІНКА СИЛОВИХ ПАРАМЕТРІВ ПОПЕРЕЧНО-КУТОВОГО ВИДАВЛЮВАННЯ

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

де V_0 – швидкість поступального руху пуансона;

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

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

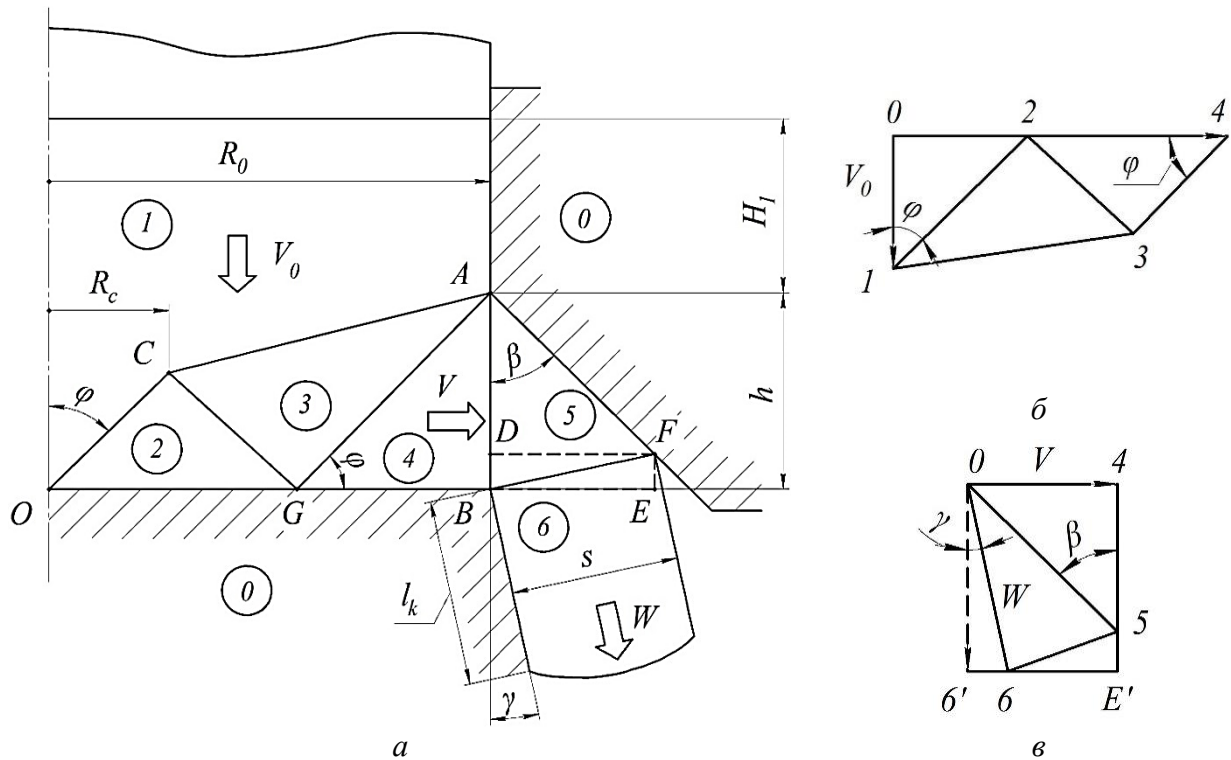


Рис. 1. Розрахункова схема процесу поперечно-кутового видавлювання (а) і годографи швидкостей для модуля поперечного видавлювання (б) та модуля розвороту (в)

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

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

Таблиця 1 – Величини граничних ліній і розривів швидкостей

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

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

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

або після спрощення

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

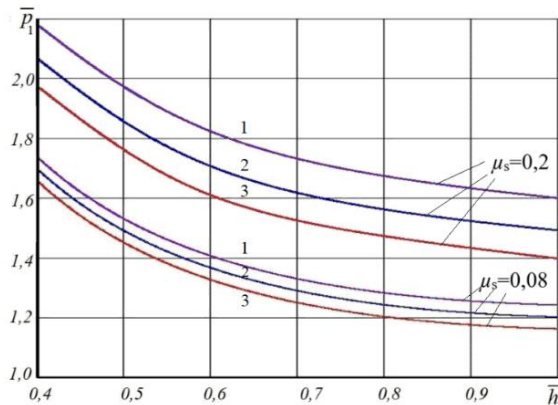


Рис. 2. Залежність приведенного тиску поперечного видавлювання від відносної товщини відростка:

Рис. 3. Деталі, які виготовлені поперечним видавлюванням

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

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

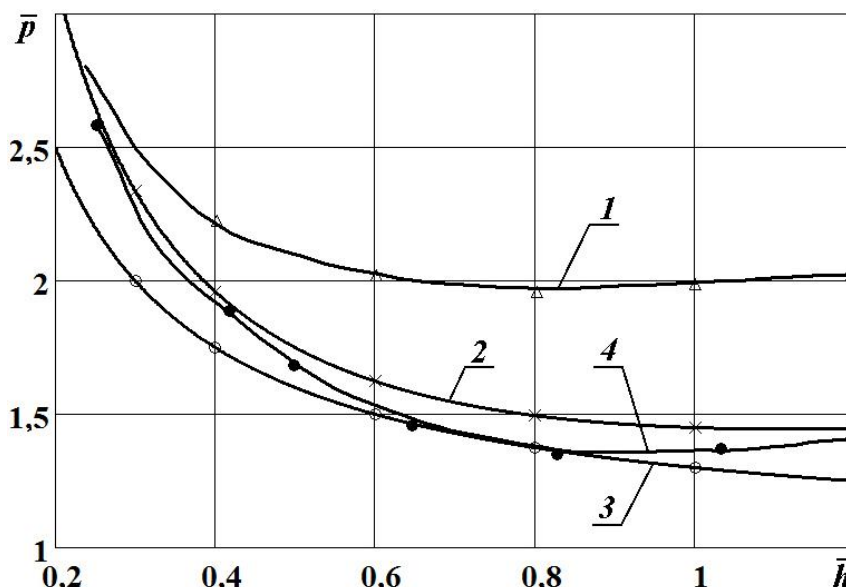


Рис. 4. Співставлення теоретичних і експериментальних значень тисків на початковій стадії поперечного видавлювання

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

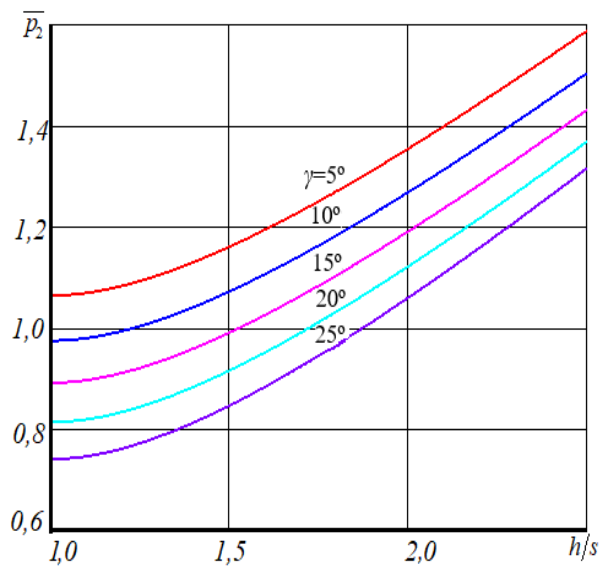


Рис. 5. Залежність приведенного тиску від параметра при різних кутах нахилу відростка: $\mu_s = 0,08$

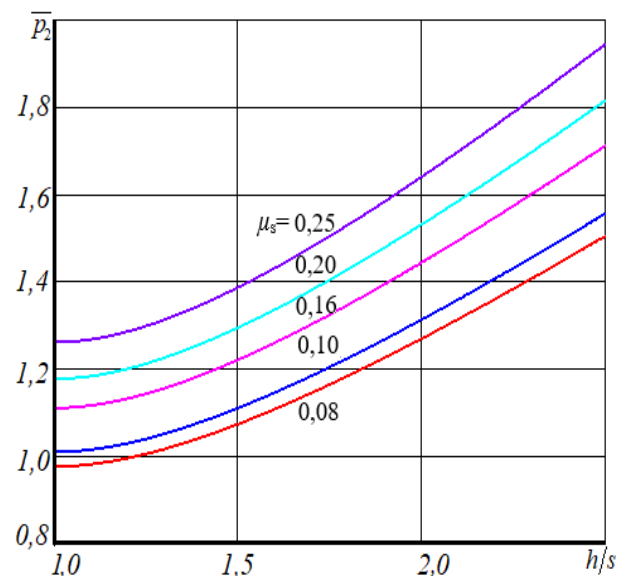


Рис. 6. Залежність приведенного тиску від параметра при різних умовах тертя: $\gamma = 10^\circ$

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

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

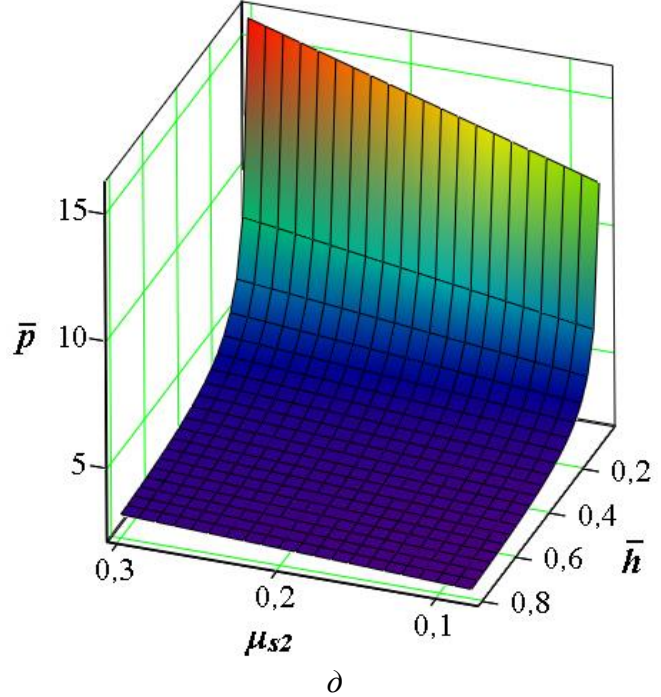
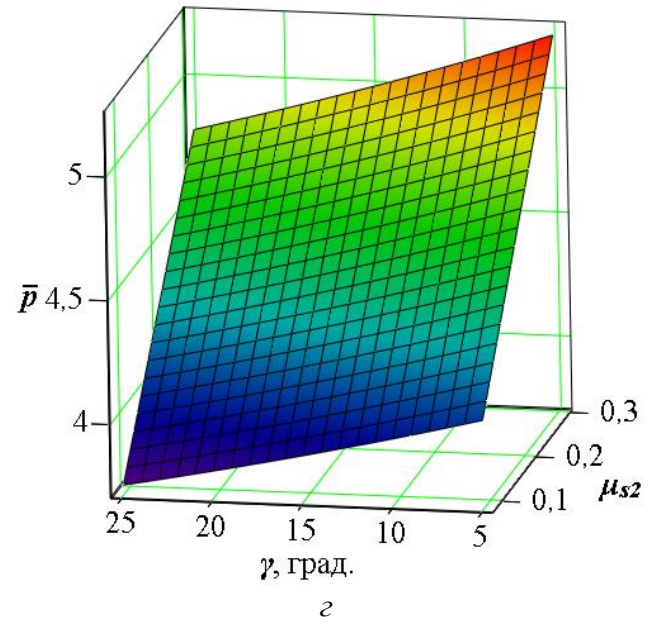
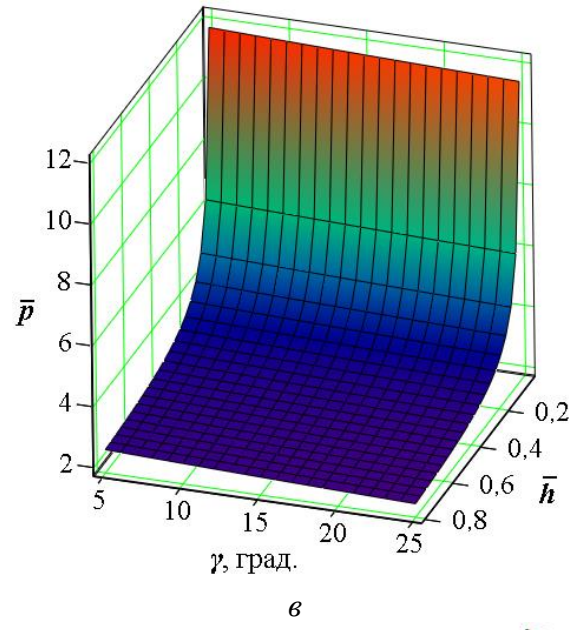
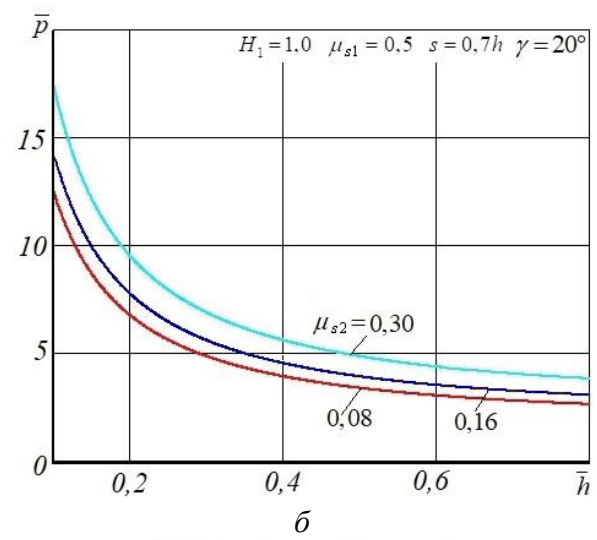
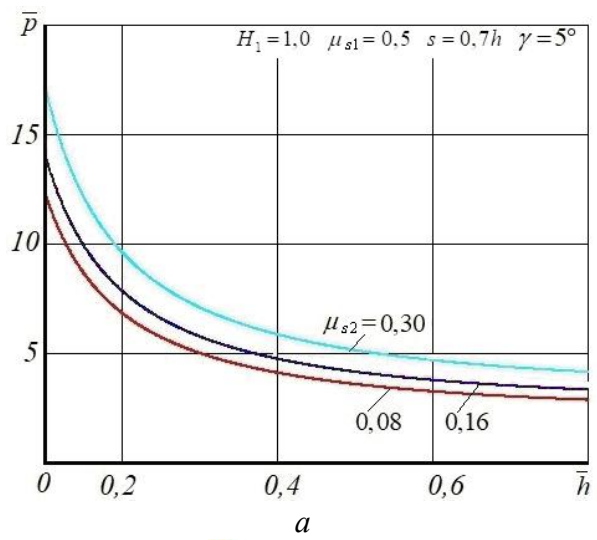


Рис. 7. Графіки залежності приведенного тиску процесу комбінованого видавлювання від геометричних параметрів процесу за першим варіантом

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

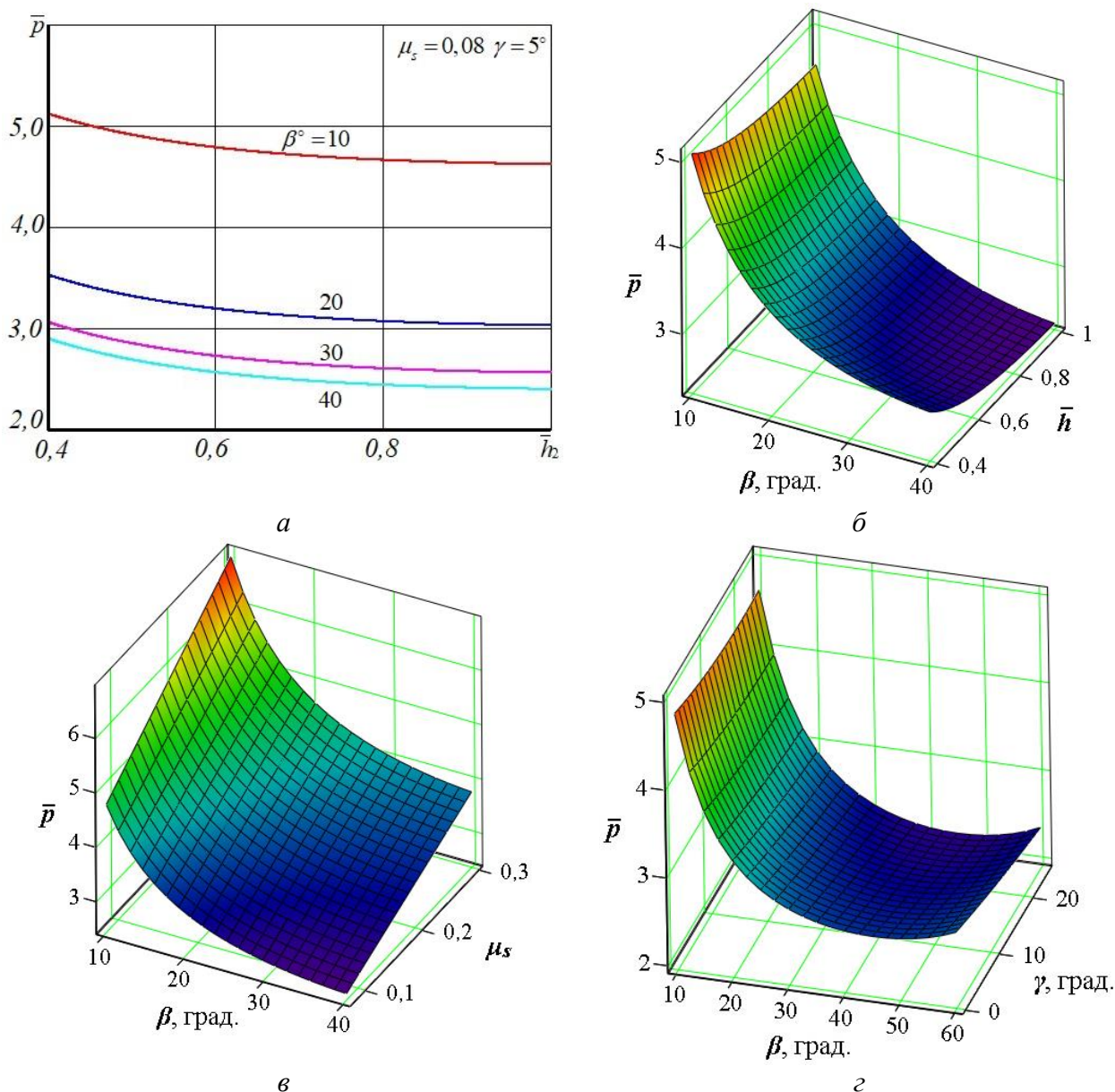


Рис. 8. Графіки залежності приведенного тиску процесу комбінованого видавлювання від геометричних параметрів процесу за другим варіантом

ВИСНОВКИ

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

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

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

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

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

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Zhang S. H., Wang Z. R. Some new features in the development of metal forming technology. *J. Mater. Process. Technol.* 2004. 1, pp. 39–47.
2. Алієв І.С., Грудкіна Н.С., Малій Х.В., Таган Л.В. Моделювання та розробка процесів точного об'ємного штампування видавлюванням: монографія. Краматорськ: ДДМА. 2021. 208 с. ISBN 978-617-7889-08-2.
3. Холодная объемная штамповка. Справочник. Под ред. Г. А. Навроцкого. Москва: Машиностроение. 1973. 496 с.
4. Дмитриев А. М., Воронцов А. Л. Технологияковки и объемной штамповки. Часть 1. Объемная штамповка выдавливанием: учебник для вузов. Москва: Машиностроение–1. 2005. 500 с.
5. Aliev I.S. Radial extrusion processes. *Soviet Forging and Sheet Metal Stamping Technology. (English Translation of Kuznechno-Shtampovnoe Proizvodstvo)*. New York: Allerton Press. 1988. Part 3, pp. 54–61. ISSN: 0891-334x.
6. Noh J.H., Hwang B.B. Work efficiency in a double cup extrusion process. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*. 2017. 18. 3, pp. 407–414. DOI: 10.1007/s12541-017-0049-9
7. Алиева Л. И. Совершенствование процессов комбинированного выдавливания: монография. Краматорск: ООО «Тираж–51». 2018. 352 с. ISBN 978-966-379-846-2.
8. Wälder J., Liewald M. Hollow lateral extrusion of tubular billets – further development of the cold forging process. *Applied Mechanics and Materials*. 2015. 794, pp. 160–165. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.794.160>
9. Kalyuzhnyi V.L., Aliieva L.I., Kartamyshev D.A., Savchinskii I.G. Simulation of cold extrusion of hollow parts. *Metallurgist*. 2017. 61. 5–6, pp. 359–365. <https://doi.org/10.1007/s11015-017-0501-1>
10. Jamali S. S., Faraji G., Abrinia K. Hydrostatic radial forward tube extrusion as a new plastic deformation method for producing seamless tubes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2017. 88. 1–4, pp 291–301. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8754-6>
11. Babaei A., Mashhadi M.M., Jafarzadeh H. Tube cyclic expansion-extrusion (TCEE) as a novel severe plastic deformation method for cylindrical tubes. *Journal of Materials Science*. 2014. 49, p. 3158. <https://doi.org/10.1007/s10853-014-8017-6>
12. Jafarzadeh H., Zadshakoyan M., Abdi Sobbouhi E. Numerical studies of some important design factors in radial-forward extrusion process. *Materials and Manufacturing Processes*. 2010. 25, pp. 857–863. <https://doi.org/10.1080/10426910903536741>
13. Noh Jeong-hoon, Hwang Beong-Bok. Numerical analysis of tool geometry effect on the wear characteristics in a radial forward extrusion. *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2015. 29. 8, pp 3447–3457|. <https://doi.org/10.1007/s12206-015-0743-4>
14. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zhbakov I. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion. *Metallurgical and Mining Industry*. 2011. 3. 7, pp.17–22. <https://www.metaljournal.com.ua/assets/Uploads/attachments/17Aliiev.pdf>
15. Alieva L., Zhbakov Y. Radial-forward extrusion with a movable mandrel. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015. 11, pp. 175–183. https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/english-edition/MMI_2015_11/Leila_Alieva.pdf
16. Алиева Л.И., Титов А.В., Корденко М.Ю. Моделирование процессов поперечного бокового выдавливания. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2019. 1 (48). С. 35-44.
17. Hwang B.C., Lee H.I., Bae W.B. A UBET analysis of the non-axisymmetric combined extrusion process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2003. 139, pp. 547–552.
18. Алюшин Ю.А., Еленев С.А. Теоретические основы энергетических методов расчета процессов обработки металлов давлением: Учебное пособие. РИСХМ. Ростов н/Д., 1987. 106 с.
19. Алиев И.С. Методика анализа процессов точной объемной штамповки с помощью модульных полей скоростей. *Разработка и исследование высокоэффективных технологических процессов, оснастки и оборудования. Обработка металлов давлением: Тематический сб-к научн. трудов*. Киев: УМК ВО. 1990. С. 7-17.

REFERENCES

1. Zhang S. H., Wang Z. R. Some new features in the development of metal forming technology. *J. Mater. Process. Technol.* 2004. 1, pp. 39–47.
2. Aliiev I.S., Grudkina N.S., Maliy H.V., Tagan L.V. Modeling and development of the processes of precise volumetric stamping for various purposes: monograph. Kramatorsk: DSEA. 2021. 208 p. ISBN 978-617-7889-08-2. (in Ukrainian).
3. Cold forging. Handbook. Ed. G. A. Navrotsky. Moscow: Mashinostroenie, 1973. 496 p. (in Russian).
4. Dmitriev A. M., Vorontsov A. L. Technology of forging and die forging. Part 1. Volumetric stamping by extrusion: a textbook for universities. Moscow: Mashinostroyeniye–1. 2005. 500 p. (in Russian).
5. Aliev I.S. Radial extrusion processes. *Soviet Forging and Sheet Metal Stamping Technology. (English Translation of Kuznechno-Shtampovochnoe Proizvodstvo)*. New York: Allerton Press. 1988. Part 3, pp. 54–61. ISSN: 0891-334x.
6. Noh J.H., Hwang B.B. Work efficiency in a double cup extrusion process. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*. 2017. 18. 3, pp. 407–414. DOI: 10.1007/s12541-017-0049-9
7. Aliieva L. I. Improvement of combined extrusion processes: monograph. Kramatorsk: LLC "Tiraj-51". 2018. 352 p. ISBN 978-966-379-846-2. (in Russian).
8. Wälder J., Liewald M. Hollow lateral extrusion of tubular billets – further development of the cold forging process. *Applied Mechanics and Materials*. 2015. 794, pp. 160–165. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.794.160>
9. Kalyuzhnyi V.L., Aliieva L.I., Kartamyshev D.A., Savchinskii I.G. Simulation of cold extrusion of hollow parts. *Metallurgist*. 2017. 61. 5–6, pp. 359–365. <https://doi.org/10.1007/s11015-017-0501-1>
10. Jamali S. S., Faraji G., Abrinia K. Hydrostatic radial forward tube extrusion as a new plastic deformation method for producing seamless tubes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2017. 88. 1–4, pp 291–301. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8754-6>
11. Babaei A., Mashhadi M.M., Jafarzadeh H. Tube cyclic expansion-extrusion (TCEE) as a novel severe plastic deformation method for cylindrical tubes. *Journal of Materials Science*. 2014. 49, p. 3158. <https://doi.org/10.1007/s10853-014-8017-6>
12. Jafarzadeh H., Zadshakoyan M., Abdi Sobbouhi E. Numerical studies of some important design factors in radial-forward extrusion process. *Materials and Manufacturing Processes*. 2010. 25, pp. 857–863. <https://doi.org/10.1080/10426910903536741>
13. Noh Jeong-hoon, Hwang Beong-Bok. Numerical analysis of tool geometry effect on the wear characteristics in a radial forward extrusion. *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2015. 29. 8, pp 3447–3457. <https://doi.org/10.1007/s12206-015-0743-4>
14. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zhbakov I. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion. *Metallurgical and Mining Industry*. 2011. 3. 7, pp.17–22. <https://www.metaljournal.com.ua/assets/Uploads/attachments/17Aliiev.pdf>
15. Alieva L., Zhbakov Y. Radial-forward extrusion with a movable mandrel. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015. 11, pp. 175–183. https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/english-edition/MMI_2015_11/Leila_Alieva.pdf
16. Aliieva L.I., Titov A.V., Kordenko M.Yu. Simulation of the processes of transverse lateral extrusion. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA. 2019. 1 (48). pp. 35–44. (in Russian).
17. Hwang B.C., Lee H.I., Bae W.B. A UBET analysis of the non-axisymmetric combined extrusion process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2003. 139, pp. 547–552.
18. Alyushin Yu.A., Elenev S.A. Theoretical foundations of energy methods for calculation of metal forming processes: Textbook. RISHM. Rostov on Don. 1987. 106 p. (in Russian).
19. Aliiev I.S. A technique for analyzing the processes of precise forging using modular velocity fields. *Development and research of highly efficient technological processes, tooling and equipment. Metals Forming by pressure: Thematic collection of scientific works*. Kyiv: UMK VO. 1990, pp. 7–17. (in Russian).

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Стаття надійшла до редакції 19.06.23 р.

Калюжний О. В.
Горностаєв В. М.
Левченко В. М.

ВИКОРИСТАННЯ ПРОФІЛЬОВАНОГО ДЕФОРМУЮЧОГО ІНСТРУМЕНТУ ПРИ ГАРЯЧОМУ ОБТИСКУ ОСЕСИМЕТРИЧНИХ ПОРОЖНИСТИХ ЗАГОТОВОК

Методом скінченних елементів створено математичні моделі та проведено дослідження прямого і зворотного способів гарячого обтиску з використанням традиційного деформуючого інструменту та деформуючого інструменту спеціального профілю. Для обтиску використано порожнисті заготовки із високовуглецевої сталі зі змінною за висотою товщиною стінки та з нагрівом до температури гарячої деформації частини стінки, яка підлягала деформуванню. При моделюванні процесу методом скінченних елементів використано пластичну модель суцільного середовища, задачу розглядали в циліндричній системі координат. Встановлено, що прямим і зворотним обтиском традиційним інструментом отримати виріб потрібних розмірів за один перехід неможливо. Проведені розрахунки показали, що застосування матриці і контейнеру спеціального профілю з деформуючими поверхнями, виконаними з кільцевими виступами і впадинами, дозволяє отримати виріб за один перехід завдяки зменшенню впливу сил тертя при формоутворенні. Визначено швидкість деформування, необхідну для дотримання режиму гарячої деформації на протязі процесу обтиску, та наведено кінцевий розподіл температури металу. Отримано залежності осьової сили на деформуючому інструменті від переміщення пуансону при прямому обтиску і матриці при зворотному та розподіл питомих зусиль на контактуючих поверхнях. Встановлено, що застосування прямого обтиску призводить до пом'якшення силового режиму і зниження питомих зусиль на інструменті. Також визначено кінцевий напружено-деформований стан металу, форму і розміри виробу. За розподілом інтенсивності деформації проведено оцінку пропрацювання структури металу пластичною деформацією. Наведено розроблену на основі результатів моделювання конструкцію загального виду штампового оснащення для виконання прямого обтиску.

Ключові слова: обтиск, порожниста заготовка, метод скінченних елементів, штампове оснащення, профільований інструмент, питоми зусилля, напружено-деформований стан.

При виробництві виробів спеціального призначення використовуються процеси холодного або гарячого пластичного формоутворення в наступній послідовності: видавлювання, витягування з потоншенням та обтиску. На операції обтиску потрібно забезпечити кінцеві форму і розміри порожнини, яка в подальшому практично не підлягає обробленню. Обтиск порожнистих заготовок зі стінкою постійної за висотою товщини в теперішній час достатньо добре вивчений. В джерелах [1–5] наведено теоретичні і експериментальні дані та відомості з виробничого досвіду щодо розроблення технології і конструювання штампового оснащення для обтиску в матрицях різноманітної конфігурації. Можливість формоутворення обтиском за один перехід визначається відповідним коефіцієнтом. Величина коефіцієнта обтиску залежить від марки матеріалу і геометричної форми виробу, відношення товщини заготовки до її діаметру та від коефіцієнта тертя. При відкритому обтиску, при якому на недеформовану частину стінки заготовки відсутня дія інструменту, можуть виникати дефекти у вигляді поперечних гофр на циліндричній частині стінки або в місці переходу циліндричної частини в обтиснуту частину та можливе виникнення меридіональних гофр на обтиснутій частині [3]. Застосування закритого обтиску, при якому зменшується вірогідність втрати стійкості стінок заготовки завдяки використанню зовнішніх жорстких упорів, дозволяє збільшити ступінь деформації за один перехід. Для обох варіантів обтиску, крім вказаних дефектів, є характерним потовщення стінок недеформованої частини заготовок, яке виникає при досягненні сили обтиску певної величини. Зниження сил відкритого і закритого обтиску та виключення потовщення стінки можна забезпечити застосуванням матриці спеціального профілю, у якій деформуючу поверхню виконано у вигляді кільцевих виступів і канавок. Обтиснута частина заготовки контактує тільки виступами поверхні, що призводить до зменшення сил тертя і сили деформування та додатково збільшує ступінь деформації за один перехід обтиску [6–8]. Для закритого обтиску використання контейнеру з деформуючою поверхнею аналогічної форми також призводить до зниження сили деформування. Значні складнощі виникають при проектуванні технології обтиску заготовок зі змінною за висотою товщиною стінки з причини потовщення обтиснутої

частини стінки. Тому вихідна заготовка для обтиску, що отримується на переході витягування з потоншенням, також повинна мати змінну за висотою товщину.

Комп'ютерне моделювання процесів обтиску з використанням методу скінченних елементів (МСЕ) дозволяє дослідити закономірності формозміни, визначити силові режими та напружено-деформований стан металу з урахуванням пружної деформації, встановити кінцеву форму і розміри zdeформованих заготовок та суттєво скоротити час на підготовку виробництва [8–10]. При цьому практично непотрібне експериментальне доопрацювання прийнятих параметрів обтиску. Моделювання МСЕ дозволяє також вирішити задачу з визначення форми і розмірів вихідної заготовки для обтиску за креслеником виробу [11].

Для процесів холодного обтиску є достатньо інформації [6–8, 10] з використання матриць спеціального профілю з метою скорочення кількості переходів обтиску, але для гарячого обтиску порожнистих заготовок із високовуглецевих сталей практично відсутні дані, які дозволяють проектувати технологію формоутворення в матриці і контейнері спеціального профілю.

Метою даної роботи є встановлення комп'ютерним моделюванням з використанням МСЕ параметрів гарячого прямого і зворотного обтисків в матриці і контейнері спеціального профілю осесиметричних порожнистих заготовок з високовуглецевої сталі зі змінною за висотою товщиною стінок.

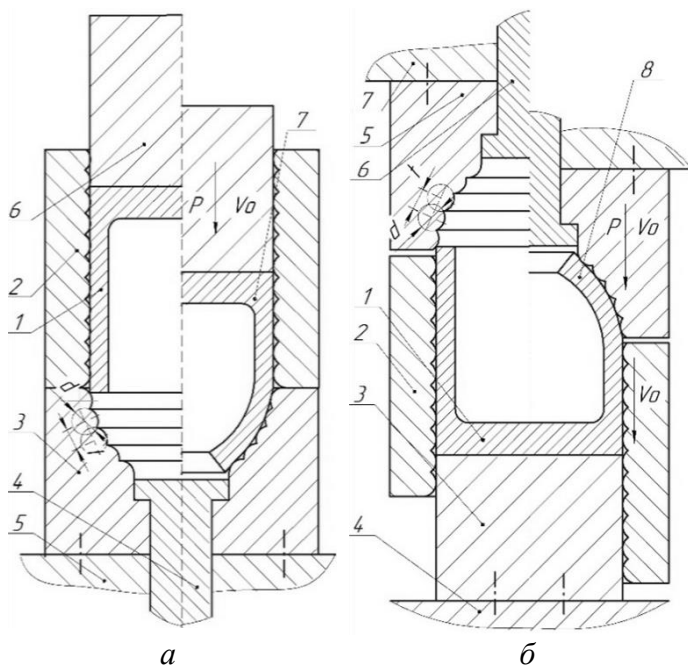


Рис. 1. Схеми ПО (а) і ЗО (б) порожнистої заготовки в матриці та контейнері спеціального профілю

Вилучення виробу 7 з матриці 3 і контейнера 2 здійснюється виштовхувачем 4.

Схему зворотного обтиску (ЗО) представлено на рис. 1, б. Вихідну заготовку 1 розміщено в контейнері спеціального профілю 2 і вона спирається нижнім торцем на пуансон 3, що закріплений на плиті 4. Матрицю спеціального профілю 5, в якій встановлено виштовхувач 6, прикріплено до рухомої плити 7. При опусканні плити 7 із матрицею 5 і виштовхувачем 6 зі швидкістю V_0 створюється сила деформування P та отримується виріб 8. При цьому течія металу проходить в зворотному напрямку відносно переміщення матриці 5. Тут має місце зустрічний рух металу, що деформується, і матриці 5. Це призводить до збільшення сили формоутворення. Якщо виріб залишиться в контейнері 2, то вилучення його здійснюється пуансоном 3, а якщо в матриці 5 – то виштовхувачем 6. Ще одним недоліком цієї схеми обтиску є необхідність застосування відповідних пристроїв для переміщення контейнеру 2 при обтиску та повертання його в вихідне положення.

Схеми двох варіантів закритого обтиску порожнистої заготовки в матриці і контейнерах спеціального профілю зображено на рис. 1. На рис. 1, а показано схему прямого обтиску (ПО). Тут і надалі ліворуч від вісі симетрії наведено положення на початку обтиску, а праворуч – в його кінці. Вихідну заготовку 1 розміщено в контейнері спеціального профілю 2 і вона спирається торцем стінки на матрицю спеціального профілю 3. Деформуючі поверхні контейнеру 2 і матриці 3 утворено перетином кіл діаметром d , що розташовані з кроком t . В матриці 3 встановлено виштовхувач 4. Контейнер 2 і матрицю 3 закріплено на плиті 5. Деформування з силою P виконується пуансоном 6. При опусканні пуансону 6 зі швидкістю V_0 отримується виріб 7. При обтиску течія металу відбувається в напрямку переміщення пуансону 6.

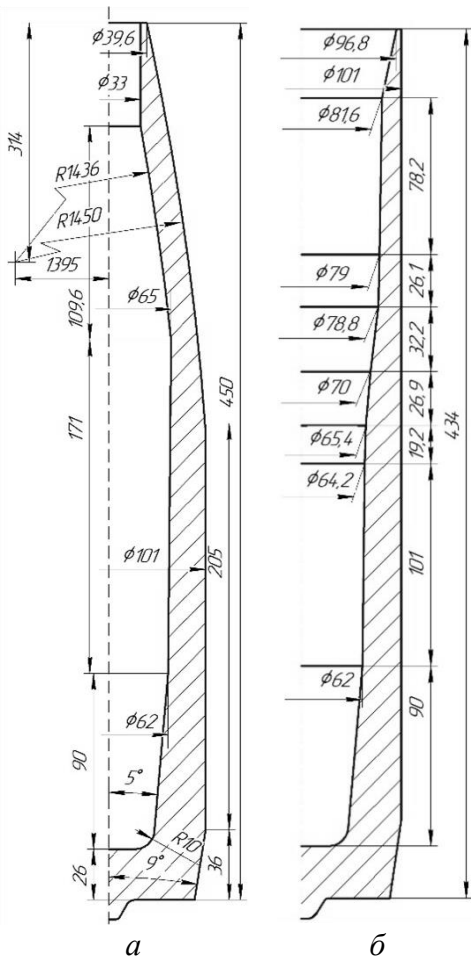


Рис. 2. Ескізи половин виробу (а) і заготовки (б)

На рис. 2 представлено ескізи половин виробу і вихідної заготовки, розміри якої встановлено за розмірами виробу згідно методики джерела [11]. Розміри виробу зображено на рис. 2, а, а розміри вихідної заготовки – на рис. 2, б. Необхідно відмітити, що висота розрахункової заготовки менша від висоти виробу, а розміри донної частини виробу залишилися без змін.

Моделювання гарячого обтиску виконували з використанням скінченно-елементної програми DEFORM в циліндричній системі координат. Розглянуто прямий і зворотний процеси обтиску з традиційним деформуючим інструментом та деформуючим інструментом спеціального профілю. Використано вихідну заготовку зі сталі С 60, для якої виконано нагрів до температури гарячого штампування частини стінки, яка підлягає деформуванню. Ця частина висоти стінки розігрівалася до температури $T = 1000^{\circ}\text{C}$. Донна частина стінки залишалася в холодному стані для запобігання потовщення цієї частини стінки при обтиску. Швидкість переміщення пуансону 6 при ПО та матриці 5 при ЗО складала $V_o = 100$ мм/сек. Тертя враховано за Зібелем з коефіцієнтом тертя $\mu = 0,25$. Деформуючі поверхні матриць і контейнерів було спроектовано за розмірами зовнішньої поверхні обтиснутої частини виробу. Профіль таких поверхонь утворено перетином кіл діаметром $d = 4$ мм, які розташовано з постійним кроком $t = 1,5$ мм (див. рис. 1). Матриця, контейнер і пуансон вважалися абсолютно жорсткими. Для отримання виробу переміщення пуансону при ПО і матриці при ЗО

складало 187 мм.

Спочатку проводили розрахунковий аналіз обтиску з використанням традиційного деформуючого інструменту. Силкові режими при традиційному обтиску зображено на рис. 3.

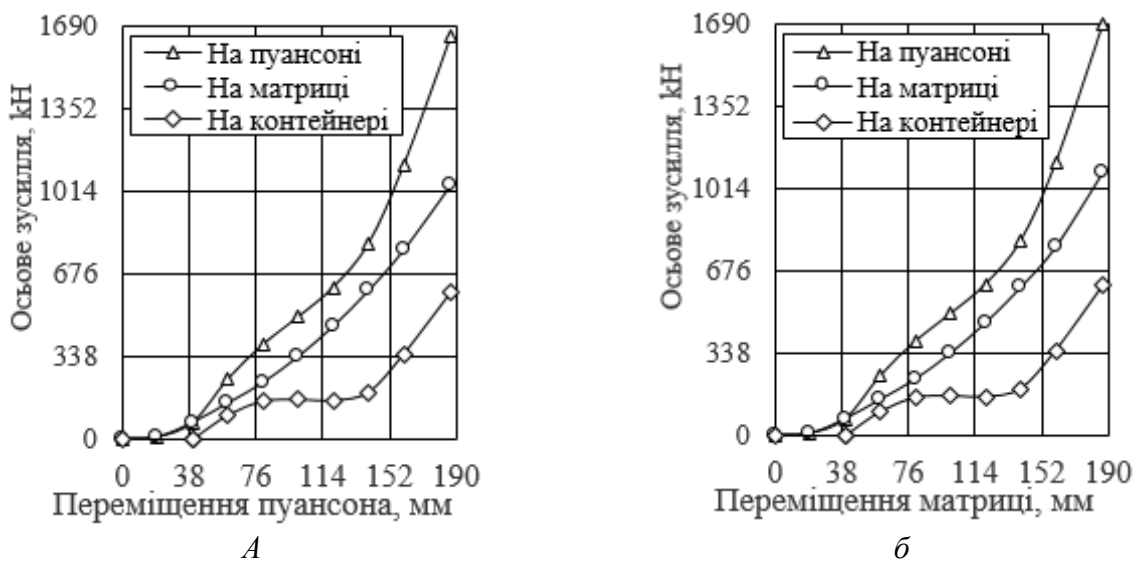


Рис. 3. Осьова сила на деформуючому інструменті при традиційному обтиску для ПО (а) та ЗО (б)

На рис. 3, *а* наведено залежності осьових сил, які виникають на пуансоні, матриці і контейнері при ПО, від переміщення пуансону. Аналогічні залежності таких сил від переміщення матриці для ЗО показано на рис. 3, *б*. В обох випадках обтиску при досягненні сили $P \approx 800$ кН формоутворення на поверхнях матриць закінчується і надалі відбувається потовщення стінок обтиснутих частин до кінцевого переміщення пуансону і матриці, що представлено на рис. 4.

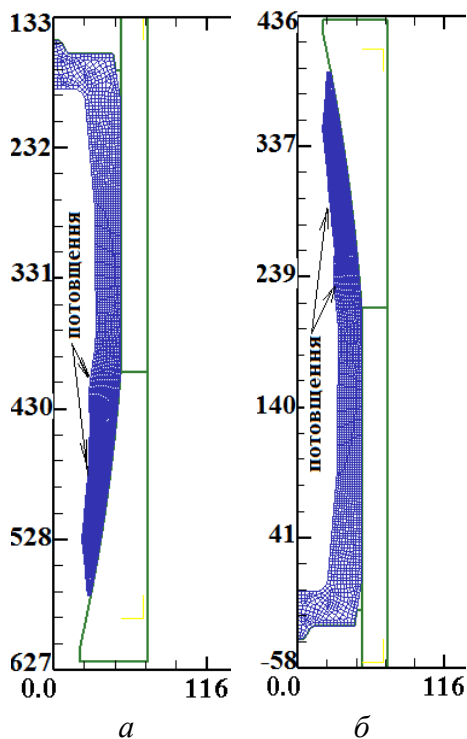


Рис. 4. Здеформовані заготовки при ПО (*а*) та ЗО (*б*)

На рис. 4, *а* зображено zdeформовану заготовку при ПО, а на рис. 4, *б* – при ЗО. Тут і в подальшому представлено половини zdeформованих заготовок, тонкими лініями наведено деформуючий інструмент, а розміри вздовж осей показано в міліметрах. З цих рисунків видно, що суттєве потовщення має місце в області переходу обтиснутої частини стінки в недеформовану. Причиною потовщення є значні сили тертя, які виникають на деформуючих поверхнях матриць. Таким чином, обтиском з використанням традиційного деформуючого інструменту отримати виріб за один перехід неможливо.

Далі представлено результати моделювання двох варіантів обтиску зі застосуванням деформуючого інструменту спеціального профілю. Розрахункові положення деформуючого інструменту і заготовки в розрізі з розподілом температури зображено на рис. 5. Положення на початку ПО показано на рис. 5, *а*. Вихідну заготовку 1 після нагрівання частини стінки, що деформується, до температури гарячого штампування розміщено в контейнері 2, який встановлено на матриці 3. Частина заготовки виступає з контейнера 2 на певну висоту, при якій не відбувається деформація по зовнішньому діаметру по мірі опускання заготовки при обтиску. Це дозво-

ляє зменшити висоту контейнеру 2 і витрати металу на його виготовлення. Деформування здійснюється шляхом переміщення пуансону 4. Розігріта частина стінки має необхідну температуру металу $T = 1000^{\circ}\text{C}$ з подальшим зменшенням до $T = 97^{\circ}\text{C}$ в області донної частини. При опусканні пуансону 4 отримується виріб 5 (рис. 5, *б*). Час формоутворення виробу склав біля 2 секунд. В області переходу zdeформованої частини в недеформовану та в шарах металу зовнішньої поверхні обтиснутої частини температура металу зменшувалася до $T = 820^{\circ}\text{C}$. На рис. 5, *в* наведено положення інструменту і заготовки на початку ЗО. Вихідна заготовка 1 після нагрівання має аналогічний з попереднім випадком розподіл температури та встановлюється в контейнері 2 і спирається нижнім торцем на пуансон 3. Формоутворення обтиском виконується матрицею 4. Положення в кінці обтиску з отриманим виробом 5 представлено на рис. 5, *г*. Вигляд розподілу температури у виробі 5 також аналогічний попередньому обтиску, але величини температури zdeформованого металу дещо відрізняються. Охолодження металу до $T = 850^{\circ}\text{C}$ відбувається в місці переходу обтиснутої частини в недеформовану та в шарах металу біля зовнішньої поверхні цієї частини, що пов'язано з відсутністю руху заготовки контейнером в процесі обтиску.

На рис. 6 для двох варіантів обтиску зображено силові режими та розподіл нормальних напружень на пуансоні, матриці і контейнері. Залежності осьових сил, які виникають на інструменті, від переміщення пуансону при ПО показано на рис. 6, *а*. При обтиску сили постійно зростають і сягають максимальних значень в кінці формоутворення виробу. Найбільшу силу (1050 кН) сприймає пуансон. На матриці отримано значення сили 709 кН, на контейнері – 338 кН. Сила на пуансоні і робота деформації є необхідними для вибору пресового обладнання, а сили на матриці і контейнері – для проектування штампового оснащення. Аналогічні залежності

осьових сил від переміщення матриці при ЗО наведено на рис. 6, б. Тут величини сил є більшими у порівнянні з прямим обтиском. На пуансоні отримано значення сили 1170 кН, на матриці – 773 кН, на контейнері – 396 кН. Це зростання сил обумовлено збільшенням впливу сил тертя, які виникають при зустрічному русі матриці і zdeформованого металу в процесі обтиску.

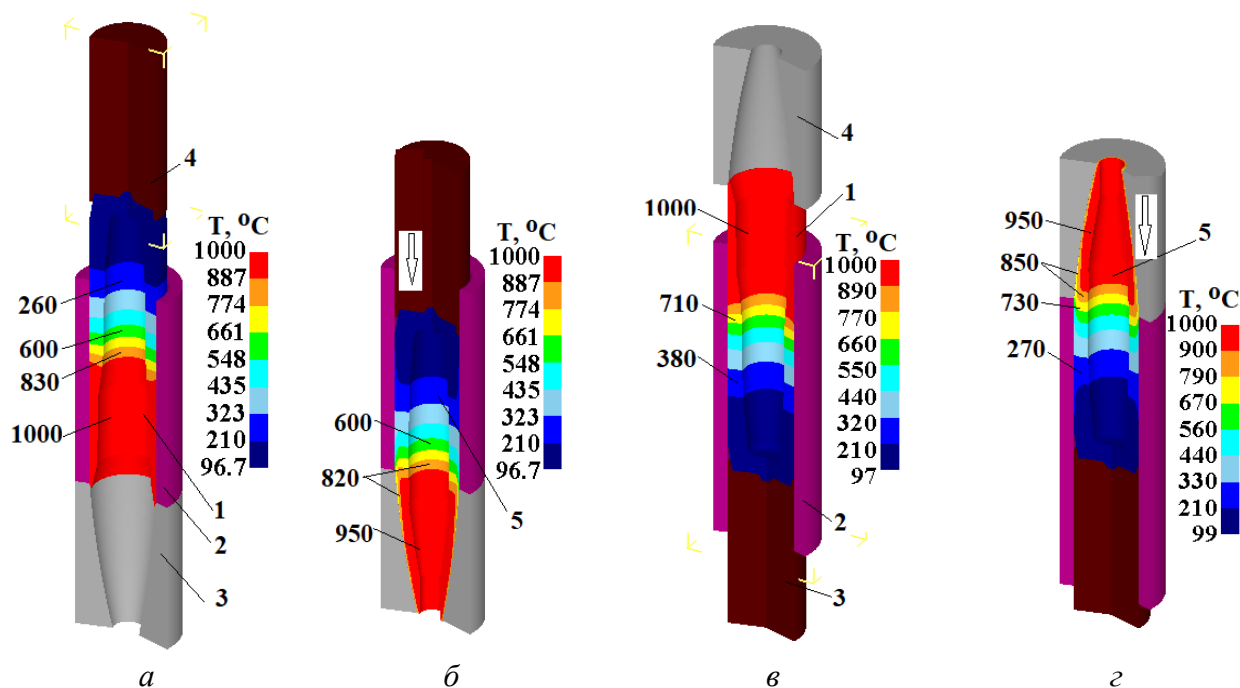


Рис. 5. Розрахункові положення інструменту і заготовки в розрізі з розподілом температури: а – на початку ПО, б – в кінці ПО, в – на початку ЗО, г – в кінці ЗО

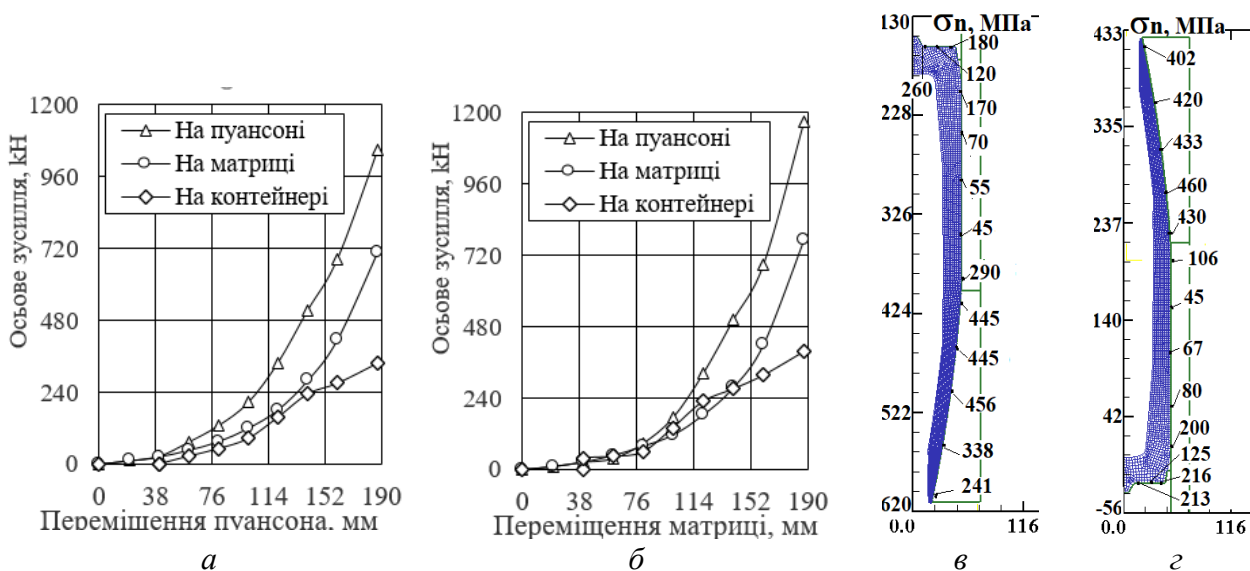


Рис. 6. Осьові сили обтиску при ПО (а) та ЗО (б) та розподіли нормальних напружень σ_n при ПО (в) та ЗО (г)

Питомі зусилля на деформуючому інструменті можна оцінити за розподілом нормальних напружень σ_n , які виникають на контактуючих поверхнях при максимальному значенні осьового зусилля. На рис. 6, в такий розподіл представлено для ПО, а на рис. 6, г – для ЗО. Для обох варіантів обтиску найбільші величини питомих зусиль у межах $\sigma_n = 300 \dots 500$ МПа отримано на контактуючих поверхнях матриць з обтиснутими частинами заготовок. На контейнері при ПО ці зусилля сягають значення $\sigma_n = 290$ МПа, а при ЗО – $\sigma_n = 200 \dots 300$ МПа. На торцях

пуансонів питомі зусилля отримано у межах $\sigma_n = 120 \dots 280$ МПа для ПО та $\sigma_n = 125 \dots 216$ МПа для ЗО.

Для двох варіантів обтиску визначено напружений стан металу при максимальній силі деформування. Розподіл компонент напружень у здеформованій заготовці при ПО наведено на рис. 7. Радіальні напруження σ_r за всією висотою стінки є стискаючими (рис. 7, а). В шарах металу зі сторони порожнини отримано $\sigma_r = -15$ МПа, зі сторони зовнішньої поверхні ці напруження знаходяться у межах $\sigma_r = -25 \dots -75$ МПа. Осьові напруження σ_z також стискаючі за висотою стінки (рис. 7, б). У донній частині стінки вони сягають значень $\sigma_z = -145 \dots -175$ МПа. У обтиснутій частині в зоні торця стінки $\sigma_z = -45 \dots -75$ МПа, а в середній області стінки $\sigma_z = -115 \dots -145$ МПа. Найбільші за абсолютною величиною величини мають тангенціальні напруження σ_θ в обтиснутій частині стінки (рис. 7, в). У шарах металу зі сторони порожнини і у донній частині стінки отримано $\sigma_\theta = -105 \dots -160$ МПа, а в шарах металу зі сторони зовнішньої поверхні обтиснутої частини $\sigma_\theta = -185$ МПа. На рис. 7, г показано розподіл інтенсивності напружень σ_i . У донній частині стінки ці напруження знаходяться у межах $\sigma_i = 115 \dots 145$ МПа. В обтиснутій частині маємо $\sigma_i = 115 \dots 175$ МПа. Розподіл гідростатичного тиску σ_{cp} зображено на рис. 7, д. В обтиснутій частині величина гідростатичного тиску знаходиться у межах $\sigma_{cp} = 90 \dots -175$ МПа, а в донній частині $\sigma_{cp} = -90 \dots -115$ МПа.

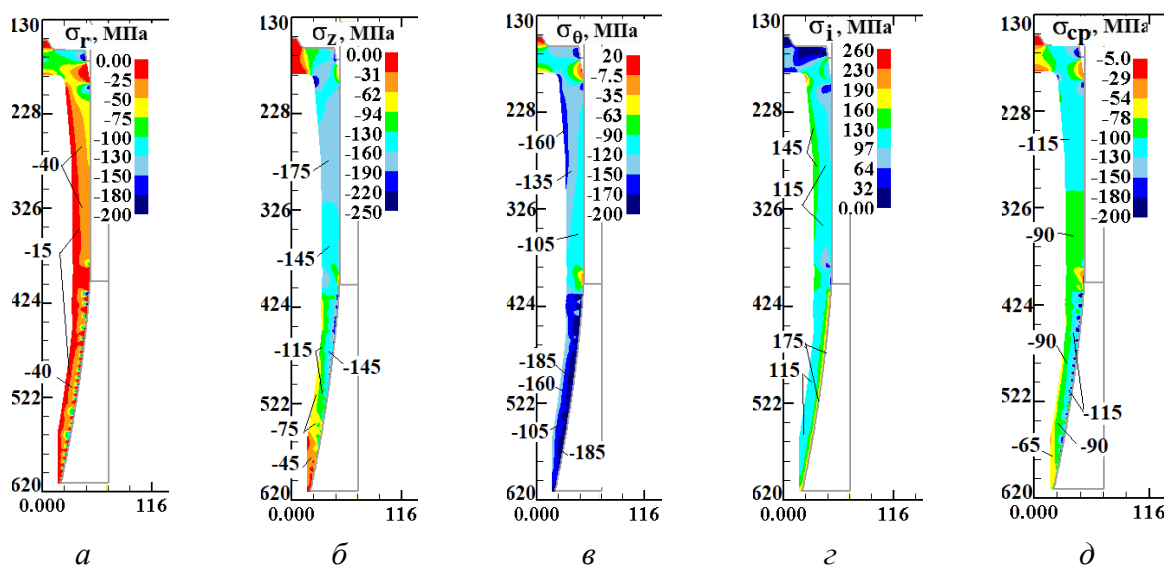


Рис. 7. Розподіл напружень при ПО: а – σ_r , б – σ_z , в – σ_θ , г – σ_i , д – σ_{cp}

Для ПО на рис. 8 наведено розподіл компонент кінцевих деформацій у здеформованому металі. Розтягувальні радіальні деформації зростають від $\varepsilon_r = 0,12$ в зоні переходу обтиснутої частини в недеформовану до $\varepsilon_r = 0,42$ в області торця стінки (рис. 8, а). Аналогічний вигляд розподілу і дещо більші значення отримано для осьових деформацій ε_z (рис. 8, б). У обтиснутій частині отримано суттєві значення стискаючих тангенціальних деформацій ε_θ . На початку цієї частини отримано $\varepsilon_\theta = -0,22$, а в області торця стінки $\varepsilon_\theta = -1,1$ (рис. 8, в). На рис. 8, г представлено розподіл інтенсивності деформацій ε_i , з якого можна оцінити пропрацювання структури металу гарячою пластичною деформацією. Пропрацювання металу обтиснутої частини відбувається достатньо інтенсивно, починаючи з області переходу обтиснутої частини в недеформовану. Тут отримано $\varepsilon_i = 0,22$ з подальшим збільшенням до $\varepsilon_i = 0,9$ в зоні торця стінки. У обтиснутій частині можна прогнозувати підвищені механічні властивості здеформованого металу після термічної обробки.

Розподіл напружень у здеформованому металі при ЗО зображено на рис. 9. Розподіл напруження σ_{cp} представлено на рис. 9, а. У обтиснутій частині отримано $\sigma_{cp} = -80 \dots -125$ МПа. У донній частині гідростатичний тиск сягає величин у межах $\sigma_{cp} = -125 \dots -155$ МПа. Зростання гідростатичного тиску є причиною підвищення сили при зворотному обтиску. Також має місце підвищення величин інтенсивності напружень σ_i у донній частині здеформованої заготовки

(рис. 9, б). У донній частині отримано $\sigma_i = 210$ МПа. За такої величини вже можливе потовщення вказаної частини стінки.

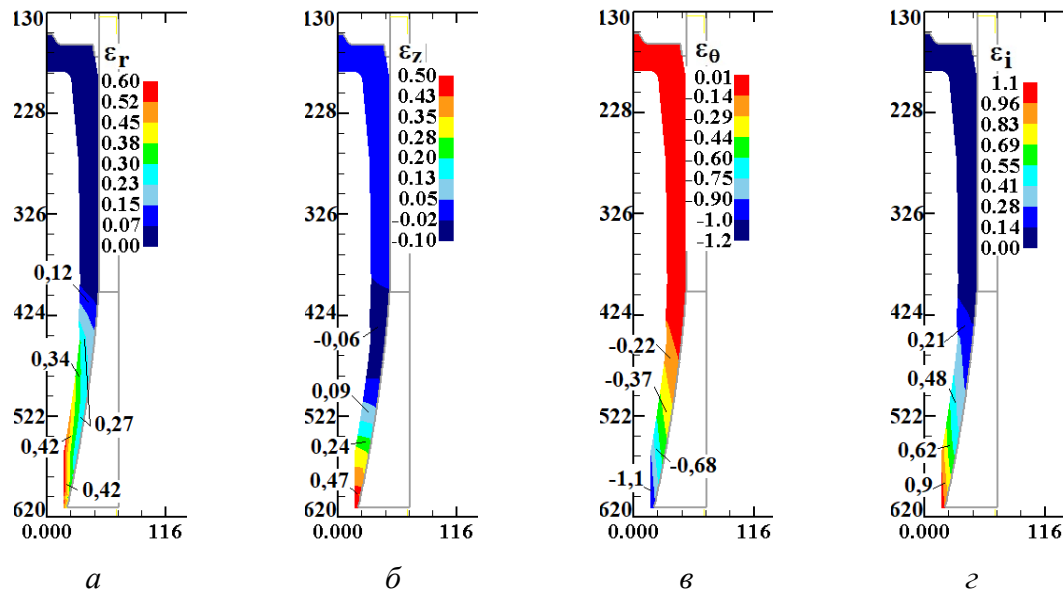


Рис. 8. Розподіли деформацій при ПО: а – ϵ_r , б – ϵ_z , в – ϵ_θ , г – ϵ_i

Для порівняння результатів на рис. 9 також наведено розподіл кінцевих тангенціальних деформацій ϵ_θ та інтенсивності деформацій ϵ_i при зворотному обтиску. Вигляд розподілу ϵ_θ (рис. 9, в) та ϵ_i (рис. 9, г) практично однаковий, а величини цих деформацій відрізняються несуттєво. Тому схема обтиску не впливає на пропрацювання структури металу гарячою пластичною деформацією.

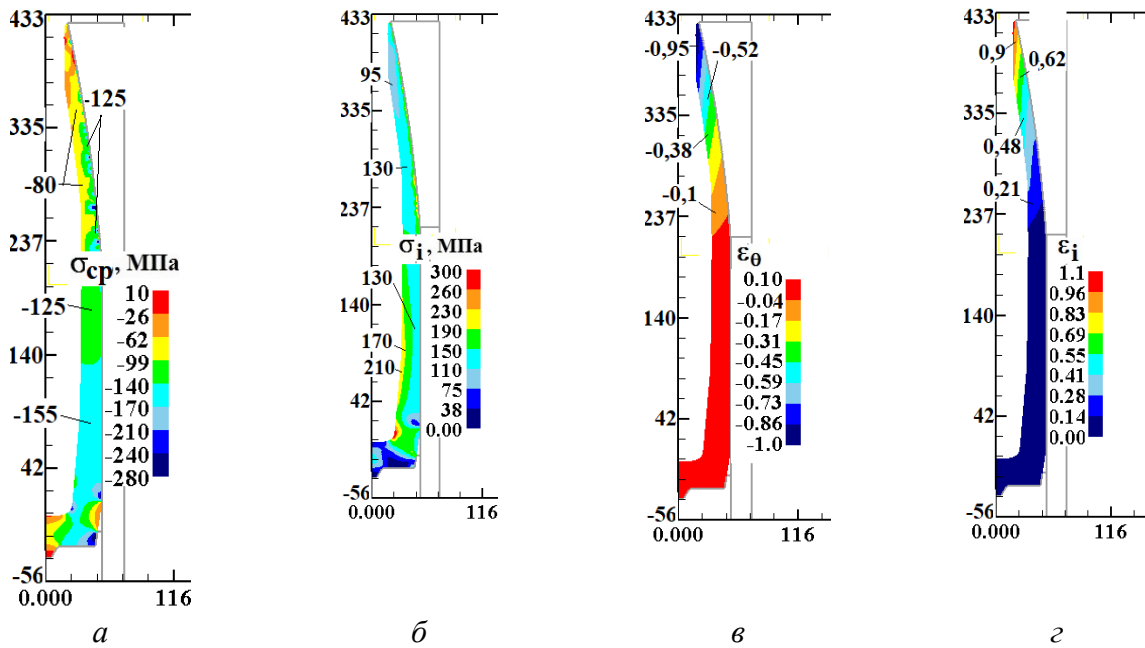


Рис. 9. Розподіл напружень та деформацій при ЗО: а – $\sigma_{ср}$, б – σ_i , в – ϵ_θ , г – ϵ_i

З розглянутих двох схем обтиску в контейнері і матриці спеціального профілю на виробництві доцільно використовувати схему прямого обтиску. Така схема потребує менших сил деформування і використання простої конструкції штампового оснащення без пристроїв для переміщення контейнеру при обтиску. На основі даних моделювання розроблено конструкцію штамп з видаленням виробу від виштовхувача пресу. Ескіз загального вигляду

штампу для реалізації прямого обтиску наведено на рис. 10. Штмп складається із нижньої плити 1, в яку запресовано втулку 2. У втулці 2 розміщено штовхач 3. Також на плиті 1 розміщено з центруванням матрицю 4. На матриці 4 встановлено контейнер 5. За допомогою шести шпильок 6, кільця 7, шайб 8 та гайок 9 матрицю 4 і контейнер 5 зафіксовано до плити 1. До верхньої плити 10 штампу за допомогою шести гвинтів 11 прикріплено пуансонотримач 12, в якому розміщено підп'ятник 13 і п'ята 14 зі сферичними опорними поверхнями. Пуансон 15 з використанням конусного кільця 16 і круглої гайки 17 зафіксовано до п'яти 14.

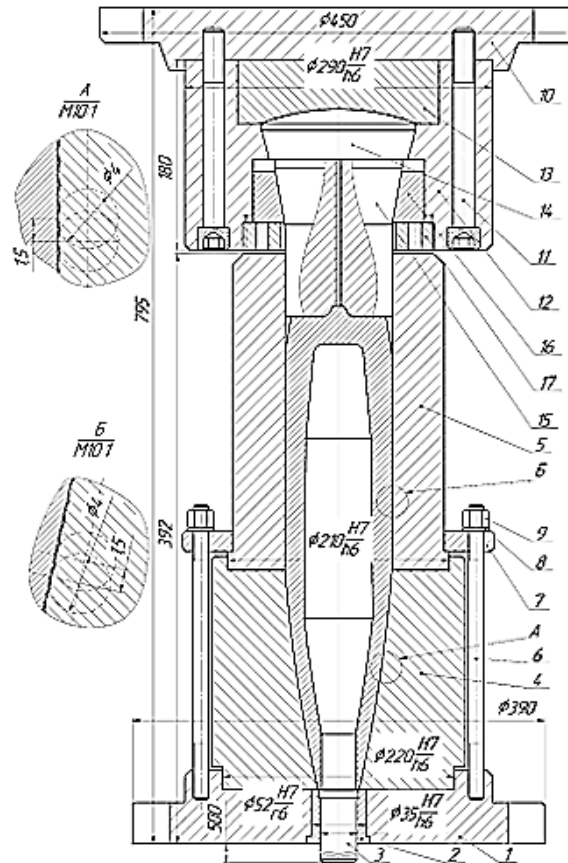


Рис. 10. Ескіз загального вигляду штампу для реалізації ПО

У вихідному стані перед обтиском відстань між нижнім торцем пуансона 15 і верхнім торцем контейнера 5 є ненабагато більшою за висоту виробу. Вихідна заготовка з центруванням встановлюється в контейнері 5. При опусканні верхньої плити 10 пуансон 15 спочатку центрується виступом на торці заготовки з усуненням перекосів за допомогою п'яти 14 і підп'ятника 13, а далі направляється контейнером 5 до закінчення процесу обтиску. Робочий хід повзуна пресу зі швидкістю 100 мм/сек повинен бути не менше 640 мм, а з урахуванням конструкції штампу прес повинен мати відкриту висоту 1300 мм. Після обтиску і підняття верхньої плити в вихідне положення здійснюється видалення виробу із зони штампу. Виштовхувач пресу діє на штовхач 3, за допомогою якого відбувається видалення виробу із матриці 4 і контейнеру 5. Хід виштовхувача пресу повинен бути не менше 500 мм.

ВИСНОВКИ

1. В роботі методом скінченних елементів проведено аналіз процесів гарячого прямого і зворотного обтиску заготовки із високовуглецевої сталі зі змінною за висотою товщиною стінки. Застосовано обтиск традиційним деформуючим інструментом та обтиск в матриці і контейнері спеціального профілю. Використання інструменту спеціального профілю дозволило зменшити силу деформування та отримати виріб за один перехід.

2. Для обтиску з використанням деформуючого інструменту спеціального профілю визначено сили та питомі зусилля на деформуючому інструменті, причому сили при прямому обтиску мають меншу величину в порівнянні зі зворотним обтиском.

3. Встановлено напружено-деформований стан металу в кінці обтиску та наведено розподіл напружень і деформацій в об'ємах zdeформованих заготовок.

4. На основі даних моделювання спроектовано загальний вигляд штамп для реалізації прямого обтиску на гідравлічних пресах, які мають виштовхувачі. Для цього наведено необхідні параметри пресів.

5. Подальші дослідження за даною тематикою необхідно проводити в напрямку визначення впливу швидкості деформування на гаряче формоутворення обтиском в матриці спеціального профілю, а також в напрямку оптимізації профілю матриць і контейнерів за критеріями зниження сили обтиску та збільшення ступеню деформації за один перехід.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. 6-е изд., перераб. и доп. Ленинград: Машиностроение. 1979. 520 с.
2. Ковка и штамповка: Справочник: В 4 т. Т. 4. Листовая штамповка / Под ред. А.Д. Матвеева; Ред. совет: Е.И. Семенов (пред.) и др. Москва: Машиностроение. 1985–1987. 544 с.
3. Аверкиев Ю.А., Аверкиев А.Ю. Холодная штамповка. Москва: Машиностроение. 1989. 304 с.
4. Попов Е.А., Ковалев В.Г., Шубин И.Н. Технология и автоматизация листовой штамповки. Москва: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2000. 480 с.
5. Сосенушкин Е.Н., Яновская Е.А., Хачатрян Д.В. Теоретические и технологические аспекты обжима в конической матрице. *Известия МГТУ*. Москва: «МАМИ». 2013. 2. 1(15). С. 139–145.
6. Кривошеин В.А. Сравнительный анализ теоретических и экспериментальных данных при исследовании процесса обжима в матрице с кольцевыми канавками. *Известия вузов. Машиностроение*. 2014. 5. С. 10–12.
7. Калюжний О.В. Відкритий та закритий обтиск трубчастих заготовок з різною висотою в матриці спеціального. *Обработка материалов давлением*. Краматорськ: ДГМА. 2 (39). 2014. С. 144–150.
8. Калюжний О.В., Калюжний В.Л. Інтенсифікація формоутворюючих процесів холодного листового штампування. Київ: ТОВ «Сік Груп Україна». 2015. 292 с.
9. Шляпугин Н.И. Особенности моделирования процесса обжима и раздачи трубной заготовки в DEFORM_2d. *Известия Самарского научного центра РАН*. 2014. 16. 4. С. 240–244.
10. Калюжний В.Л., Ярмоленко О.С. Інтенсифікація процесу холодного обтиску порожнистих напівфабрикатів для отримання виробів зі змінною товщиною стінки. *Mechanics Advanced Technologies*. Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського. 2019. 1 (85). С. 111–117.
11. Калюжний В.Л., Калюжний О.В., Марчук К.Л. Розрахунок розмірів вихідної порожнистої заготовки із тонкою стінкою змінної товщини та обтиск її в матриці з конусно-циліндричною деформуючою поверхнею. *Mechanics Advanced Technologies*. Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського. 2020. 3 (90). С. 106–112.

REFERENCES

1. Romanovskiy V.P. Reference book on cold stamping. Leningrad: Mechanical Engineering. 1979. 520 p. (in Russian)
2. Forging and stamping: Reference book: In 4 vol. T. 4. Sheet Forging / Edited by A.D. Matveev; Editorial Board: E.I. Semenov (pred.) et al. Moscow: Machine building. 1985–1987. 544 p. (in Russian)
3. Averkiev Yu.A., Averkiev A.Yu. Cold forging. Moscow: Mechanical Engineering. 1989. 304 p.
4. Popov E.A., Kovalev V.G., Shubin I.N. Technology and automation of sheet forging. Moscow: Bauman Moscow State Technical University. 2000. 480 p. (in Russian)
5. Sosenushkin, E.N., Yanovskaya E.A., Khachatryan D.V. Theoretical and technological aspects of crimping in a conical die. *Izvestiya MSTU*. Moscow: "MAMI". 2013. 2. 1(15), pp. 139–145. (in Russian)
6. Krivoshein, V.A. Comparative analysis of theoretical and experimental data in the study of the crimping process in the die with ring grooves. *Izvestia Vuzov. Mechanical Engineering*. 2014. 5, pp. 10–12. (in Russian)
7. Kaliuzhnyi, O.V. Open and closed crimping of the tubular workpieces with different height in the die of a special profile. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA. 2014. 2 (39), pp. 144–150. (in Ukrainian)
8. Kalyuzhnyi, O.V., Kaliuzhnyi V.L. Intensification of forming processes of cold sheet stamping / O.V. Kalyuzhnyi, V.L. Kalyuzhnyi. Kyiv: Sik Group Ukraine, LLC. 2015. 292 p. (in Ukrainian)
9. Shlyapugin N.I. Features of simulation of the process of crimping and expansion of pipe workpieces in DEFORM_2d *Izvestiya Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*. 2014. 16. 4, pp. 240–244. (in Russian)
10. Kaliuzhnyi V.L., Yarmolenko O.S. Intensification of the process of cold crimping of hollow semi-finished products to obtain products with variable wall thickness. *Mechanics Advanced Technologies*. Kyiv: Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute. 2019. 1 (85), pp. 111–117. (in Ukrainian)

11. Kaliuzhnyi V.L., Kaliuzhnyi O.V., Marchuk K.L. Calculation of the dimensions of the initial hollow workpiece with a thin wall of variable thickness and its crimping in a die with a cone-cylindrical deforming surface. *Mechanics Advanced Technologies*. Kyiv: Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute. 2020. 3 (90), pp. 106–112. (in Ukrainian)

Kaliuzhnyi O., Gornostai V., Levchenko V. Application of a profiled deforming tool for hot crimping of axisymmetric hollow workpieces

Mathematical models using the finite element method were created and studies of the forward and backward methods of hot crimping using a traditional deforming tool and a special profile one were carried out. Hollow workpieces made of high-carbon steel with variable wall thickness in height for crimping with heating of the part of the wall to be deformed to the hot deformation temperature were used. The plastic model of continuum for finite element method simulation of the process was used and the problem was considered in cylindrical coordinate system. It has been determined that it is impossible to obtain a product of the required dimensions in one operation by forward and backward crimping with a traditional tool. The conducted calculations showed, that the use of a die and a container of a special profile with a deforming surface made with annular protrusions and depressions allows to obtain the product in one operation due to decreasing the influence of friction forces during forming. The deformation velocity required to provide the hot deformation regime during the crimping process is determined, and the final distribution of the metal temperature is given. The laws of dependence for the axial force on the deforming tool vs the movement of the punch for forward crimping and die for backward one and the distribution of unit forces on the contacting surfaces were obtained. It was found that the use of forward crimping leads to relaxation of force regimes and to decreasing unit forces on the tool. The final stress-strain state of the metal, the shape and dimensions of the product were also determined. Based on the distribution of effective strain, the working of the metal structure by plastic deformation was evaluated. The design of a general type of dies tooling for forward crimping developed based on results of the simulation was given.

Keywords: crimping, hollow workpiece, finite element method, dies tooling, profiled tool, unit force, stress-strain state.

Калюжний Олександр Володимирович – канд. техн. наук, доц.; дир. ТОВ «Академія навчання ІТ»
Kaliuzhnyi Olexander – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, director of IT Education Academy
E-mail: alexandr.kaliuzhnyi@itea.ua
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4526-6473>

Горностаї Вадим Миколайович – канд. техн. наук, доц. НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»
Gornostai Vadim – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, NTUU "Igor Sikorsky KPI"
E-mail: gornwad@ukr.net
ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5766-931X>

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

Товариство з обмеженою відповідальністю «Академія навчання ІТ» (ТОВ «Академія навчання ІТ»), м. Київ
IT Education Academy Limited Liability Company, Kyiv

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» (НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»), м. Київ
National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute" (NTUU "Igor Sikorsky KPI"), Kyiv

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

Стаття надійшла до редакції 10.06.23 р.

Тітов В. А.
Максимів І. М.
Герасимов В. О.

АНАЛІЗ ПРОЦЕСУ ОБТИСКУ ТОВСТОСТІННОЇ ЦИЛІНДРИЧНОЇ ЗАГОТОВКИ

Проведено детальний аналіз процесу обтиску товстостінної циліндричної заготовки. Зазначений процес є важливим для виробництва різних компонентів, таких як циліндри, труби та інші вироби з циліндричною формою. Ця робота дозволяє краще розуміти механічну поведінку матеріалів під час обтиску. Метою дослідження є аналіз точності внутрішньої поверхні циліндричної заготовки, яка формується у результаті зазначеного технологічного процесу. Аналіз базується на використанні припущень про пластичну та пружну поведінку матеріалу заготовки. Важливим аспектом є також припущення про плоский деформований стан та об'ємний напружений стан, що враховується при розгляді процесу формування зони пластичних та пружних деформацій в поперечному перерізі заготовки. Застосовані припущення про пластичність та пружність матеріалу, а також про плоский деформований стан та об'ємний напружений стан, дозволили розглянути процес формування зони пластичних та пружних деформацій в поперечному перерізі заготовки. З урахуванням цих особливостей були запропоновані основні рівняння для розрахунку процесів деформування та формоутворення. Отримані результати дозволяють описати процеси обтиску та деформування протягування за допомогою кривих деформування, що спрощує аналіз та розрахунок цих процесів. Встановлена необхідність проведення технологічних процесів з метою мінімізації пружиніння після деформування після виникнення пластичних деформацій по всій товщині заготовки.

Ключові слова: *циліндрична заготовка, інтенсивність напружень, інтенсивність деформацій, пружна деформація, пластична деформація, обтиск.*

При проектуванні технологічних процесів та інструменту для обтиску циліндричної поверхні заготовки по оправці важливою задачею є прогнозування точності внутрішньої поверхні циліндричної заготовки ствола. В роботах [1, 2] виконано дослідження операції обтиску без потоншення стінки порожнистої циліндричної оболонки, а також встановлені залежності впливу технологічних параметрів і геометрії робочого інструменту на напружений та деформований стан. В роботі [3] наведені результати статистичних досліджень точності внутрішніх отворів у порожнистих циліндрах. Вирішення цієї задачі може бути отримано аналітично при розгляді процесу деформування на активній стадії – при навантаженні заготовки. В роботі [4] проведено дослідження силових режимів процесу обтиску циліндричних заготовок та показано вплив геометричних факторів на силові режими процесу обтиснення.

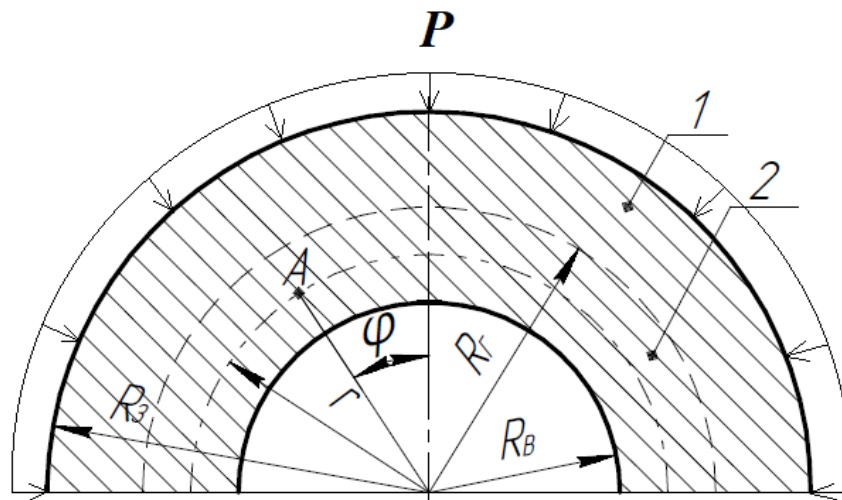
Метою роботи є дослідження та аналіз особливостей процесу обтиску товстостінної циліндричної заготовки.

Аналіз напружено-деформованого стану матеріалу в цьому контексті є ключовим для забезпечення необхідної деформації без пошкоджень. Після проведення необхідних обчислень і аналізу деформацій та напружень в матеріалі, можна отримати результати, які допоможуть визначити, як досягнути бажаної форми циліндричної заготовки, а також визначити якісні характеристики отриманого виробу, такі як розмір, геометрія, якість поверхні тощо. У процесі обтиску важливо визначити, які навантаження діють на заготовку та які деформації вона пройшла.

В процесі аналізу вважати, що заготовка в осередку деформації знаходиться в плоскому деформованому стані та об'ємному напруженому стані. Це припущення не вносить великих похибок, тому що деформації заготовки невеликі, але достатні для обтиску заготовки по оправці. Тому наступне припущення приймаємо відносно моделі матеріалу – вважати, що матеріал заготовки пружно-пластичний. Враховуючи, що деформування заготовки проводиться у вузькому інтервалі деформацій, вважати матеріал ідеально пластичним, текуче значення границі текучості σ_{s_i} якого визначається в рамках підходу методу змінного параметра пружності.

Вважається, що для розглянутого процесу обтиску при активному навантаженні рівномірно розподіленим тиском P існують дві зони в поперечному перерізі заготовки, які знаходяться в пружному та пластичному станах [5]. Розглянуто кінематичні особливості деформування циліндричної заготовки, схема цього процесу представлена на рис. 1.

Для розрахунку використано основні положення теорії пластичної течії [6].



1 – зона пружних деформацій; 2 – зона пластичних деформацій

Рис. 1. Схема розвитку пластичних деформацій по товщині заготовки при деформуванні

При теоретичному аналізі процесу приймаємо основні припущення:

- вважаємо, що заготовка, яка деформується, має довжину значно більшу, ніж діаметр, тому деформований стан приймаємо плоский;
- напружений стан – об'ємний;
- вважаємо, що заготовка деформується пружно-пластично. Пластична деформація супроводжується пружними деформаціями. Тому в тілі заготовки розвиваються пружні та пластичні області;
- приймаємо модель матеріалу пружно-пластичну;

Для довільно взятого перерізу заготовки компоненти вектору швидкостей деформації з урахуванням прийнятих припущень будуть мати наступний вид:

$$V_r = \frac{V_0 \cdot R_B}{r}; V_\varphi = 0; V_z = 0, \quad (1)$$

де V_r – швидкість переміщення матеріальних часток в радіальному напрямку;

V_0 – швидкість матеріальних часток в радіальному напрямку на граничних поверхнях заготовки.

При цьому швидкість матеріальних часток на зовнішній поверхні заготовки для процесу обтиску дорівнює $V_0 \leq 0$.

Враховуючи, що в роботі розглянуто процеси з малим переміщенням матеріальних точок, прийнято припущення, що радіальна складова V_r на зовнішній та внутрішній поверхні циліндричної заготовки дорівнюють одне одному $V_{rB} = V_{rH} = V_0$. Це значить, що товщина заготовки при формоутворенні практично не змінюється. Це припущення незначним чином впливає на загальний розподіл напружень і деформацій, тому що перерозподіл zdeформованих об'ємів на внутрішній поверхні заготовки за рахунок формоутворення полігонального рельєфу незначний і не перевищує 3 % [7].

Тому на величину пружної деформації буде впливати загальний розподіл напружень і деформацій по товщині стінки товстостінної заготовки. Цей розподіл і буде визначати точність по діаметру формуючої заготовки. Для поля швидкостей переміщень (1) компоненти тензора швидкостей деформацій будуть мати вигляд:

$$\varepsilon_{rr} = -\frac{V_0 \cdot R_B}{r^2} = -\varepsilon_{\varphi\varphi}; \varepsilon_{\phi\phi} = 0 \quad (2)$$

Інтенсивність швидкостей деформацій визначається залежністю:

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{V_0 \cdot R_B}{r^2} \quad (3)$$

Напруження, що діють в пластично деформованому стані даного перерізу визначаємо з залежностей між девіаторами напружень і швидкостей деформацій:

$$D_\sigma = 2\mu_i D_\varepsilon \quad (4)$$

або в скалярному виді для розглянутого випадку:

$$\begin{cases} \sigma_{rr} = \sigma + 2\mu_i \varepsilon_{rr}; \\ \sigma_{\varphi\varphi} = \sigma + 2\mu_i \varepsilon_{\varphi\varphi}; \\ \sigma_{zz} = \sigma + 2\mu_i \varepsilon_{zz}; \\ \tau_{r\varphi} = \tau_{\varphi z} = \tau_{zr} = 0, \end{cases} \quad (4a)$$

де σ – середнє напруження;

Коефіцієнт жорсткості:

$$\mu_i = \frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{r^2}{R_B} \cdot \frac{\sigma_S}{V_0} \quad (5)$$

σ_S – напруження текучості.

Середнє напруження σ визначається з рівняння рівноваги, яке для осесиметричної задачі в циліндричній системі координат має вигляд:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma}{\partial r} = -\mu \left[\frac{\partial^2 V_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 V_r}{\partial \phi^2} + \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial V_r}{\partial r} - \frac{2}{r^2} \frac{\partial V_\varphi}{\partial \varphi} - \frac{V_r}{r^2} \right] - 2 \frac{\partial \mu}{\partial r} \cdot \frac{\partial V_r}{\partial r} \\ - \frac{1}{r} \frac{\partial \mu}{\partial \varphi} \left[\frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial V_r}{\partial \varphi} + \frac{1}{r} \frac{\partial V_r}{\partial r} - \frac{V_\varphi}{r^2} \right] - \frac{\partial \mu}{\partial z} \left[\frac{\partial V_r}{\partial z} + \frac{\partial V_z}{\partial r} \right] \\ \frac{\partial \sigma}{\partial \varphi} = 0; \quad \frac{\partial \sigma}{\partial z} = 0. \end{aligned} \quad (6)$$

При вирішенні системи (6) з урахуванням (1), (3) та (5) отримуємо середнє напруження:

$$\sigma = -\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s \ln r + c. \quad (6a)$$

Середнє напруження дозволяє записати залежність для радіальних напружень. Для цього після підстановки (6a) в (4a) отримуємо:

$$\sigma_{rr} = -\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s(\ln r - 1) + c. \quad (7)$$

Формула (7) визначає розподіл напружень в пластичній зоні деформуємої циліндричної заготовки при $r = R_r$ та $\sigma_{rr_{на}} = \sigma_{rr_{пр}}$.

Константу “с” визначаємо з умови рівності радіальних напружень σ_{rr} на зовнішній поверхні при деформуючому тиску. Гранична умова для визначення константи “С” записується наступним чином:

$$\begin{aligned} \sigma_{rr} &= -P \text{ та } r = R_3. \\ \sigma_{\kappa\kappa} &= -\frac{2\sigma_s}{\sqrt{3}}(\ln R_3 - 1) + C = -P. \end{aligned} \quad (7a)$$

$$C = -P + \frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s(\ln R_3 - 1). \quad (7b)$$

Константу С підставляємо в залежність (7), отримуємо з врахуванням знаку стиску σ_{rr} :

$$\sigma_{rr} = \frac{2\sigma_s}{\sqrt{3}} \ln \frac{R_3}{r} - P. \quad (7b)$$

$$\sigma_{rr_{пр}} = \sigma_{rr_{на}}. \quad (8)$$

Величина напруження $\sigma_{rr_{пр}}$ у пружній зоні визначається відповідно до закону Гука:

$$\begin{aligned} E \cdot e_{rr} &= \sigma_{rr} - \mu(\sigma_{\varphi\varphi} + \sigma_{zz}) \\ E \cdot e_{\varphi\varphi} &= \sigma_{\varphi\varphi} - \mu(\sigma_{zz} + \sigma_{rr}), \end{aligned} \quad (9)$$

де E – модуль пружності;

μ – коефіцієнт Пуассона;

e_{rr} і $e_{\varphi\varphi}$ – компоненти тензора деформацій, відповідно в радіальному та тангенціальному напрямках.

Змінимо рівняння (9) – віднімемо почленно з першого друге рівняння:

$$\begin{aligned} E(e_{rr} - e_{\varphi\varphi}) &= (1 + \mu)(\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}) \\ \text{або } \sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi} &= \frac{E}{1 + \mu}(e_{rr} - e_{\varphi\varphi}). \end{aligned} \quad (10)$$

З іншого боку, напруження в пружній зоні для товстостінного циліндру, який навантажений зовнішнім тиском, визначається за формулами Ляме:

$$\sigma_{rr} = \frac{R_3^2}{R_3^2 - R_B^2} \cdot \left(1 - \frac{R_B^2}{r^2}\right) \cdot p; \quad (11)$$

$$\sigma_{\varphi\varphi} = \frac{R_3^2}{R_3^2 - R_B^2} \cdot \left(1 + \frac{R_B^2}{r^2}\right) \cdot p;$$

$$\sigma_{zz} = \frac{\sigma_{rr} + \sigma_{\varphi\varphi}}{2},$$

де p – тиск, що діє на зовнішній поверхні пружно деформованого шару:

$$p = \sigma_{rr} \text{ при } r = R_3 \quad (12)$$

Складові деформацій на поверхні розділу пружної та пластичної зон визначається формулами:

$$e_{\varphi\varphi} = -e_{rr} = \ln \frac{R_r}{R_{r0}} \quad (13)$$

Спільне рішення рівнянь (10), (11) з урахуванням (13) дозволяє визначити радіальне напруження на граничній поверхні $\sigma_{rr_{np}}$:

$$\sigma_{rr_{np}} = \frac{2E}{1 + \mu} \cdot \left[\frac{R_3^2}{R_3^2 - R_B^2} \right] \cdot \ln \frac{R_{r0}}{R_r} \quad (14)$$

де R_{r0} – радіус граничної поверхні в початковий момент деформування.

З використанням граничної умови (8) отримуємо формули для визначення напружень в пластично деформованій зоні:

$$\sigma_{rr} = \frac{2 \cdot \sigma_l}{\sqrt{3}} \ln \frac{r}{R_r} + \frac{2E}{1 + \mu} \left[\frac{R_3^2}{R_3^2 - R_B^2} \right] \cdot \ln \frac{R_{r0}}{R_r},$$

$$\sigma_{\varphi\varphi} = \frac{2 \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \left[1 + \ln \frac{r}{R_r} \right] + \frac{2E}{1 + \mu} \left[\frac{R_3^2}{R_3^2 - R_B^2} \right] \cdot \ln \frac{R_{r0}}{R_r}, \quad (15)$$

$$\sigma_{zz} = \frac{1}{2} [\sigma_{rr} + \sigma_{\varphi\varphi}].$$

Радіус поверхні розділу пружної та пластичної зон з достатнім ступенем точності можна визначити з співвідношення:

$$\ln \frac{R_r}{R_{r0}} = \frac{\sigma_s}{E}. \quad (16)$$

Звідки після потенціювання:

$$\frac{R_r}{R_{r0}} = e^{\frac{\sigma_s}{E}} = k. \quad (17)$$

Виходячи з закону сталості об'єму, поточне значення радіусу поверхні розділу R_r визначаємо в залежності з її початковим положенням R_{r0} :

$$R_r = \sqrt{(R_{B_0} + V_0 t)^2 - R_{B_0}^2}, \quad (18)$$

де t – параметр часу, R_{B_0} – початковий радіус внутрішньої поверхні заготовки. Тоді товщина пластично деформованого шару буде визначатись відношенням:

$$\delta_{nl} = \delta_0 \cdot \left[\sqrt{\frac{(R_{B_0} + V_0 t)^2}{k^2 - 1}} - R_{B_0} \right] \quad (19)$$

де δ_0 – товщина стінки заготовки.

Відношення (19) дозволяє побудувати залежність товщини пластично деформованого шару від зазору між внутрішньою поверхнею заготовки та оправкою, яка показана на рис. 2. Величина зазору визначається для процесу деформування протягування:

$$\Delta = \frac{1}{2}(R_B - R_{B_0}) = \frac{1}{2}(R_{B_0} + V_0 t - R_{B_0}) = \frac{V_0 t}{2}; \quad (20)$$

а для обтиску заготовки:

$$\Delta = \frac{1}{2}(R_B - R_{B_0}) = \frac{1}{2}(R_{B_0} + R_{B_0} - V_0 t) = \frac{V_0 t}{2}; \quad (21)$$

$V_0 t$ – радіальні приміщення матеріальних часток на границі внутрішньої поверхні заготовки при обтиску (зміні радіусу), величина яких визначає зміни внутрішнього діаметру.

Визначаємо залежність величини пластичної зони від радіальних переміщень при зміні внутрішнього діаметру. Внутрішній діаметр заготовки становить 9 мм, зовнішній діаметр 20 мм, тобто товщина стінки становить 5,5 мм. Матеріал заготовки: 30ХНМА.

$\frac{\delta_0}{R_0}$ – відносна товщина заготовки, при умові що $\frac{\delta_0}{R_0} \leq 2.5$ [8]

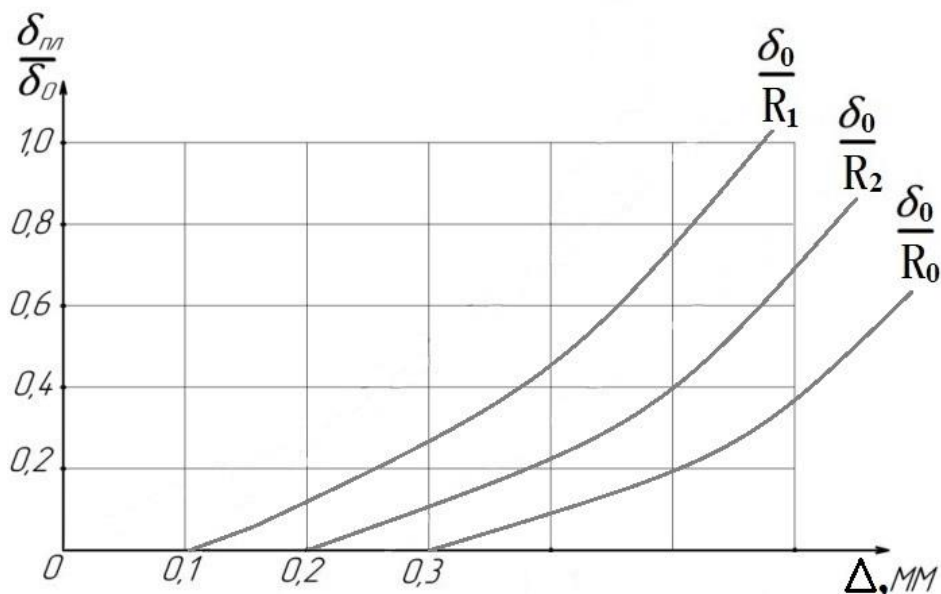


Рис. 2. Залежність відносної товщини пластичного деформованого шару та відносної товщини заготовки від зміни внутрішнього діаметру

Виходячи з співвідношень (20) та (21) можна зробити висновок, що величина пластичної деформації залежить від зазору між внутрішнім діаметром заготовки та оправкою при обтиску. На рис. 2 зображено залежність параболічного характеру, головною особливістю якої є те, що при збільшенні зазору між внутрішньою оправкою та внутрішнім радіусом заготовки збільшується відносна товщина пластично деформованого шару.

ВИСНОВКИ

Виконано теоретичний аналіз процесу обтиску товстостінної циліндричної заготовки радіальним рівномірно розподіленим по її зовнішній поверхні тиском. Для теоретичного аналізу використано основні рівняння теорії пружності та замкнута система рівнянь теорії пластичної течії. Використання поля швидкостей переміщень матеріальних часток заготовки при деформуванні забезпечило зв'язок функцій розвитку пластичних деформацій в тілі заготовки від параметру часу деформування (зміні зазору).

Практичне значення представляють формули (15) для визначення напруженого стану в пластично деформованій зоні заготовки в залежності від параметра обтиску, введеного логарифмічною функцією відношення зміни граничного радіусу відносно його початкового значення. Це забезпечує прогнозування напруженого стану заготовки при проектуванні процесів обтиску товстостінних циліндричних заготовок по жорстким оправкам.

Графічно дана оцінка залежності розвитку пластично деформованого шару від зміни внутрішнього діаметра заготовки.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Романов П.В. Напряженно-деформированное состояние полой цилиндрической оболочки при обжиме. *Известия Тульского государственного университета* 2019. 12. С. 136-138.
2. Митин О.Н. Математическая модель обжима трубной заготовки. *Известия Тульского государственного университета*. 2019. 12. С. 78-88.
3. Скворцов В.Ф., Охотин И.С., Арляпов А.Ю. Точность глубоких отверстий малого диаметра в полых толстостенных цилиндрах, обрабатываемых дорнованием с большими натягами. *Известия Томского политехнического университета*. 2011. 2. С.30-32.
4. Яковлев С.С., Нгуен К.Х. Исследование силовых режимов процесса обжима цилиндрических заготовок. *Известия Тульского государственного университета*. 2014. 4. С 63-69.
5. Розенберг О.А. Механика взаимодействия инструмента с изделием при деформирующем протягивании. Киев: Наукова думка. 1981. 288 с.
6. Тітов В.А., Шамарін Ю.Є., Долматов А.І. і інш. Високошвидкісні методи обробки металів тиском: Підручник. Київ: КВІЦ. 2010. 304 с.
7. Писаренко Г.С., Лебедев А.А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. Киев: Наукова думка. 1976. 416 с.
8. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. Учебник для студентов вузов. Москва: Машиностроение. 1975. 400 с.

REFERENCES

1. Romanov P.V. Stress-strain state of a hollow cylindrical shell during crimping. *News of Tula State University*. 2019. 12, pp. 136–138. (in Russian).
2. Mitin O.N. Mathematical model of crimping a pipe blank. *News of Tula State University*. 2019. 12, pp. 78–88. (in Russian).
3. Skvortsov V.F., Okhotin I.S., Arlyapov A.Yu. Precision of deep holes of small diameter in hollow thick-walled cylinders processed by mandrel processing with high interference forces. *News of Tomsk Polytechnic University*. 2011. 2, pp. 30–32. (in Russian).
4. Yakovlev S.S., Nguyen K.H. Study of power modes of the process of crimping cylindrical workpieces. *News of Tula State University*. 2014. 4, pp. 63-69. (in Russian).
5. Rosenberg O.A. Mechanics of interaction of the tool with the product during deforming broaching. Kyiv: Naukova Dumka, 1981. 288 p. (in Russian).
6. Titov V.A., Shamarin Yu.I., Dolmatov A.I., et al. High-quality methods of processing metals with a vice: Textbook. Kiev: KVITs. 2010. 304 p. (in Ukrainian).
7. Pisarenko G.S., Lebedev A.A. Deformation and strength of materials under complex stress state. - Kyiv: Naukova Dumka. 1976. 416 p. (in Russian).

8. Malinin N.N. Applied theory of plasticity and creep: Textbook for university students. Moscow: Mechanical Engineering. 1975. 400 p. (in Russian).

Titov V., Maksymiv I., Herasimov V. Features of the process of crimping a thick-walled cylindrical workpiece.

The article provides a detailed analysis of the process of crimping a thick-walled cylindrical workpiece. This process is important for the production of various components such as cylinders, pipes and other products with a cylindrical shape. This work allows a better understanding of the mechanical behavior of materials during crimping. The purpose of the study is to analyze the accuracy of the inner surface of the cylindrical workpiece, which is formed as a result of the specified technological process. The analysis is based on the use of assumptions about the plastic and elastic behavior of the workpiece material. An important aspect is also the assumption of a flat deformed state and a three-dimensional stressed state, which is taken into account when considering the process of forming the zone of plastic and elastic deformations in the cross section of the workpiece. The applied assumptions about the plasticity and elasticity of the material, as well as about the flat deformed state and the volumetric stressed state, allowed us to consider the process of forming the zone of plastic and elastic deformations in the cross section of the workpiece. Taking these features into account, basic equations were proposed for calculating deformation and forming processes. The obtained results make it possible to describe the processes of crimping and deforming drawing with the help of deformation curves, which simplifies the analysis and calculation of these processes. The need to carry out technological processes in order to minimize springing after deformation after the occurrence of plastic deformations throughout the thickness of the workpiece has been established.

Keywords: cylindrical workpiece, stress intensity, deformation intensity, elastic deformation, plastic deformation, crimping.

Тітов Вячеслав Андрійович – д-р техн. наук, професор НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»

Titov Vyacheslav – Dr Sc (Engineering), Full Professor, Igor Sikorsky KPI

E-mail: vat.kpi@gmail.com.

ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-4234-6961>

Максимів Ігор Миколайович – аспірант НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»

Maksymiv Igor – PhD student, Igor Sikorsky KPI

E-mail: igormaxymiv88@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0009-0002-6417-3616>

Герасимов Володимир Олегович – магістрант НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»

Herasymov Volodymyr – student Igor Sikorsky KPI.

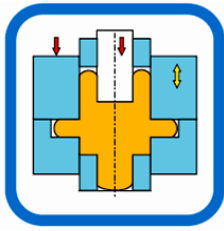
E-mail: nau12@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0009-0005-4167-7629>

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» (НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»), м. Київ

National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute" (NTUU "Igor Sikorsky KPI"), Kyiv

Стаття надійшла до редакції 10.09.23 р.



РОЗДІЛ II ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МАШИНОБУДУВАННІ

УДК 621.77.01

DOI: 10.37142/2076-2151/2023-1(52)50

Бейгельзімер Я. Ю.
Кулагін Р. Ю.
Естрін Ю. З.
Давиденко О. А.
Дмитренко В. Ю.

ЛИТОПОДІБНІ АРХІТЕКТУРИ, СФОРМОВАНІ МЕТОДАМИ ІНТЕНСИВНОЇ ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ

Одна з найбільш ефективних концепцій сучасного матеріалознавства - матеріали з внутрішньою архітектурою (architected materials), полягає в максимально можливішому використанні тих резервів, які надає структура матеріалу по формуванню його властивостей. У статті описаний новий підхід до створення таких матеріалів, заснований на тому, що композиції з різних металів піддають великому зсуву під високим тиском. Для цього використовують добре розвинені в даний час методи інтенсивної пластичної деформації (ІПД): кручення під високим тиском, рівноканальне кутове пресування, гвинтова екструзія тощо. Дослідниками показано, що ІПД-обробка призводить до міцного з'єднання компонентів композиції між собою та контрольованого формування в ній мультимасштабних структур. На нижньому масштабному рівні створюються наноструктури, головним елементом яких є нерівноважні висококутові границі зерен, товщиною близько 1 нм. На проміжних масштабних рівнях, з характерним розміром елементів порядку 1-100 мкм, формуються мезоструктури, подібні до тих, що спостерігаються в літосфері землі: складки, будини, вихрові структури, кінк-бенди, смуги зсуву та ін. Звідси і назва нового підходу - літоміметіка. Є підстави вважати, що на цьому шляху можуть бути створені нові матеріали з високою в'язкістю руйнування і з властивостями, які зазвичай разом не поєднуються, наприклад: високою міцністю, високою пластичністю, низьким модулем Юнга, малою густиною, гарною біосумісністю та ін.

Ключові слова: літоміметіка, архітектурні матеріали, інтенсивна пластична деформація, кручення під високим тиском.

Один із найбільш ефективних сучасних підходів до створення нових матеріалів, який в англійській літературі називається architected materials (AM), полягає в цілеспрямованому формуванні структур мезомасштабу, що лежить між мікроскопічним та макроскопічним [1, 2].

Фактор структури добре відомий у матеріалознавстві, тут же йдеться про якість нової його ролі, яка стає провідною. На відміну від композитів, які також мають спеціально створені мезоструктури (волокна, шари, включення, сітки та ін.), AM характеризуються незрівнянно більшим їх різноманіттям. Багатий вибір мезоструктур створює передумови для кардинального впливу на властивості матеріалів. При цьому критерії краси та витонченості у їх дизайні відіграють далеко не останню роль, що відображено конотацією слова «архітектура».

Словосполучення «architected materials» з англійської перекладається як «архітектурні матеріали», що може створити враження про їх застосування виключно у будівництві. Насправді ж це зовсім не так. Абсолютні розміри мезоструктур можуть бути різними: від десятків міліметрів у великих об'єктах (будівельні конструкції, крила літаків і вітрогенераторів тощо) до десятків мікрон в деталях міні пристроїв.

У цій статті йдеться про металеві матеріали, архітектури яких подібні до структур Літосфери Землі. Підхід до їх створення нещодавно запропонований у роботі [3]. Він названий Літоміметікою і заснований на самоорганізації структури шаруватих металевих композицій при інтенсивній пластичній деформації.

Літоміметика базується на імітації процесів, що народжують дивовижні наскальні рисунки природи (рис. 1) [4]. Фізика картин Літосфери обумовлена спотворенням форми геологічних тіл (зв'язаних об'ємів породи, з близьким складом [4]). Під дією внутрішніх сил у твердій оболонці Землі вони пластично деформуються і руйнуються. Велику, визначальну часом, роль в цьому грає вкрай цікаве явище локалізації деформації [6]. Через всебічний стиск, у розриви, що утворюються, просуваються сусідні геологічні тіла, що утримує картину від розсіпання і призводить до змішування фарб. У результаті на картині виникають вихори, ніби скопійовані у Ван Гога, всілякі складки та інші химерні утворення.

Картини з характерними фрагментами, подібними до тих, що на рис. 1, виявляються у перерізі зразків, підданих інтенсивній пластичній деформації (ПД) [3]. Подібність при цьому не випадкова, та зумовлена спільністю фізичних процесів. Незважаючи на очевидну різницю між металами і гірськими породами, єдиними для них є реологічні моделі [7] і загальний термодинамічний принцип максимальної швидкості розсіювання механічної енергії [8], що спрямовує формування мезоструктур при пластичній деформації.



Рис. 1. Деформація м'яких відкладень при сейсмогенних зсувах басейну Мертвого моря [5]

Прикладів літоподібних структур дуже багато в статтях з кручення під високим тиском (КВТ) багатошарових металевих композицій. В даний час цей напрямок досліджень швидко набирає обертів, що відображає огляд [9]. Його метою є синтез гібридних нанокристалічних сплавів, а літоподібні структури, що мимоволі виникають, розглядаються тут лише як проміжні етапи на шляху до просторової однорідності.

При явно стохастичній природі літоподібні структури містять певні характерні елементи (рис. 2), об'ємна частка яких у зразку, при фіксованому його складі та параметрах КВТ, визначається величиною деформації.

З метою синтезу однорідних матеріалів компоненти композиції потрібно зблизити між собою на відстань дифузії, для чого їх необхідно добре перемішати. Прикладами цього є тонкошарові структури на рис. 2 д, е. На жаль, досягти хорошого перемішування при КВТ далеко не завжди можливо, навіть за дуже великої кількості обертів ковадл. Дійсно, нехай, наприклад, у процесі сформувалася структура типу «тверді включення-м'яка матриця» (рис. 2 в). Тоді наступна спільна деформація компонентів, що необхідна для продовження їх перемішування, можлива лише за певних умов. У разі занадто великої різниці у величині напружень плину складових і недостатній об'ємній частці твердої фази, включення «плаватимуть» у матриці у вигляді недеформованих фрагментів. Подальша деформація композиції не підвищить ступеня перемішування її компонентів.

Визначення умов повного перемішування складових композиції при КВТ є найважливішим завданням при синтезі нанокристалічних гібридних сплавів. Тож рішення має спиратися на закономірності розвитку літоподібних структур. Нині вони маловідомі. Є лише одна робота [14], де еволюція таких структур чисельно імітується на основі моделі нелінійно-в'язкої рідини, та кілька публікацій [13, 15-17], в яких висловлюються гіпотези про механізми виникнення вихорів при КВТ. Сказане обґрунтовує необхідність дослідження літоподібних структур

у рамках все більш актуального напрямку синтезу гібридних нанокристалічних сплавів. Тож, чим привабливі металеві ПД-матеріали, що мають саме літоподібну архітектуру (ЛА)?

Поки що матеріалів з ЛА немає, тож їх властивості невідомі. Але є досить вагомі аргументи на користь того, що варто проводити роботи з одержання та вивчення таких матеріалів [3]. Першим кроком на шляху до цього буде виявлення закономірностей формування ЛА, оскільки лише спираючись на них можна створити контрольовану мезоструктуру. Її вплив на властивості належить з'ясувати, але можна стверджувати, що після великої деформації під тиском, компоненти ЛА-матеріалів матимуть СМК мікроструктуру та міцні зв'язки між собою як на атомному рівні, так і завдяки зачепленням (рис. 2 б, в, е). Звідси випливає, що в ЛА-матеріалів очікується висока міцність, на збільшення якої буде також працювати ефект зворотного напруження, що виявляється на межах різних компонентів композиції. Наявність у матеріалі одночасно твердих та м'яких складових дає добрі шанси на високу пластичність при розтягуванні. Структури типу складок твердого матеріалу забезпечують ефект геометрично індукованого деформаційного зміцнення [18]. Тонкошарові структури (рис. 2 д, е) можна використовувати для створення матеріалів з малою чутливістю до перевантажень при розтягуванні [19]. Такі структури повинні перешкоджати поширенню тріщин [20], забезпечуючи матеріалу високу тріщиностійкість. Блокові структури, типу вихорів (рис. 2 в) і шоколадного будинажу (рис. 2 г), можуть бути дуже корисними для різних фізичних додатків. Наприклад, формування магнітом'якого феромагнітного матеріалу у вигляді блоків, розділених шарами немагнітного матеріалу, з низькою електропровідністю, що дозволяє істотно знизити втрати енергії через вихрові струми в електромашині і трансформаторах [21].

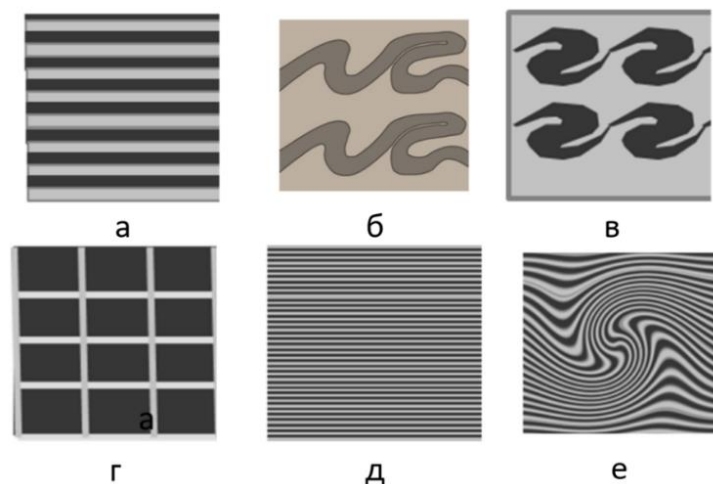


Рис. 2. Схеми деяких характерних елементів літоподібних структур, що виникають при КВТ композицій з шарів двох різних металів, що чергуються:

а – вихідна структура; б – складки; в – вихори; г – будинаж; д – тонкошарова структура; е – вихор із тонкошаровою структурою. (рисунок на основі структур з робіт [3, 10-13]. Чорним кольором позначена твердіша компонента композиції)

Завдяки своїй архітектурі, ЛА-матеріали мають більшу кількість ступенів свободи, ніж метали та сплави з однорідною мікроструктурою. Саме це дає архітектурним матеріалам потенційні переваги [22]. Але самі матеріали не є самоцільно: з них одержують вироби, застосовуючи процеси різання, обробки тиском та консолідацію порошків. Відомо, що обробка тиском змінює структуру матеріалів на всіх рівнях, що призводить до зміни їх властивостей. Якщо для металів та сплавів закономірності цих процесів всебічно вивчаються, завдяки чому вони вже відомі у багатьох випадках, то для архітектурних матеріалів такі дослідження взагалі поки що не проводяться. Поки невідомо, які властивості будуть мати вироби з будь-яких щільних архітектурних матеріалів, отримані, наприклад, штампуванням. З цієї причини дуже цікаві і важливі дослідження, спрямовані на вивчення впливу різних видів деформації на мезоструктуру та властивості щільних архітектурних матеріалів. З метою розвитку процесів їх обробки

тиском, для цих матеріалів необхідно отримувати ті ж характеристики, що і для металів: криві плинину при випробуваннях, поверхні пластичності, критерії руйнування тощо.

Наприкінці відзначимо можливість використання ЛА-матеріалів у вигляді порошків. Для цього потрібно спочатку отримати пласкі заготовки таких матеріалів (наприклад, за допомогою КВТ або ковзання під високим тиском [23]), які потім роздробити на порошок, використовуючи механізми для дроблення стружки. З отриманих таким чином ЛА-порошків можна виготовляти деталі традиційними порошковими технологіями, або методами 3D друку.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ / REFERENCES

1. Ashby M. Designing architected materials. *Scripta Materialia*. 2013. 68. pp. 4-7. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2012.04.033>
2. Architected Materials in Nature and Engineering. Archimats. Estrin Y., Bréchet Y., Dunlop J., Fratzl P. Eds. Springer Nature, Switzerland AG. 2019. 445 p.
3. Beygelzimer Y., Kulagin R., Fratzl P., Estrin Y. Earth's Lithosphere Inspires Materials Design. *Advanced Materials*. 2020. 33 (3). p. 2005473. DOI: <https://doi.org/10.1002/adma.202005473>
4. Haakon Fossen. Structural Geology. Cambridge University Press, Cambridge. 2010. 463 p.
5. URL: https://www.reddit.com/r/geologyporn/comments/68uqiu/softsediment_deformation_within_seismogenic/
6. Rice J. R. The Localization of Plastic Deformation. *Proceedings of the 14th International Congress on Theoretical and Applied Mechanics*, Delft, Netherlands, 30 Aug 1976. pp. 207-220. <https://www.osti.gov/servlets/purl/7343664>
7. Nadai A. L. Theory of Flow and Fracture of Solids, Vol. 2. New York: McGraw-Hill Book Company Incorporated. 1963. 705 p.
8. Ziegler H. An Introduction to Thermomechanics. Elsevier North-Holland, Amsterdam, Netherlands. 1983. 370 p.
9. Han J-K., Herndon T., Jang J., Langdon T. G., Kawasaki M. Synthesis of Hybrid Nanocrystalline Alloys by Mechanical Bonding through High-Pressure Torsion. *Advanced Engineering Materials*. 2020. 22 (4). P. 1901289. DOI: <https://doi.org/10.1002/adem.201901289>
10. Estrin Y., Beygelzimer Y., Kulagin R. Design of Architected Materials Based on Mechanically-Driven Structural and Compositional Patterning. *Advanced Engineering Materials*. 2019. 21 (9), p. 1900487. DOI: <https://doi.org/10.1002/adem.201900487>
11. Beygelzimer Y., Kulagin R., Estrin Y., Severe Plastic Deformation as a Way to Produce Architected Materials. / *Architected Materials in Nature and Engineering*. Estrin, Y., Bréchet, Y., Dunlop, J., Fratzl, P. Eds. Springer Nature, Switzerland AG. 2019, pp. 231-255.
12. Kulagin R., Beygelzimer Y., Bachmaier A., Pippan R., Estrin Y. Benefits of pattern formation by severe plastic deformation. *Applied Materials Today*. 2019. 15, pp. 236-241. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.apmt.2019.02.007>
13. Kulagin R., Beygelzimer Y., Ivanisenko Yu., Mazilkin A., Straumal B., Hahn H. Instabilities of interfaces between dissimilar metals induced by high pressure torsion. *Materials Letters*. 2018. 222, pp. 172-175. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2018.03.200>
14. Pouryazdan M., Kaus B.J.P., Rack A., Ershov A., Hahn H. Mixing instabilities during shearing of metals. *Nature Communications*. 2017. 8. 1611. DOI: <https://doi.org/10.1038/s41467-017-01879-5>
15. Kulagin R., Beygelzimer Y., Ivanisenko Y., Mazilkin A., Hahn H. Modelling of High Pressure Torsion using FEM. *Procedia Engineering*. 2017. 207, pp. 1445-1450. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.911>
16. Kulagin R., Beygelzimer Y., Ivanisenko Y., Mazilkin A., Hahn H. High Pressure Torsion: from Laminar Flow to Turbulence. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2017. 194. 012045. DOI: <https://doi.org/10.1088/1757-899X/194/1/012045>
17. Cao Y., Wang Y. B., Figueiredo R. B., Chang L., Liao X. Z., Kawasaki M., Zheng W. L., Ringer S. P., Langdon T. G., Zhu Y. T. Three-dimensional shear-strain patterns induced by high-pressure torsion and their impact on hardness evolution. *Acta Materialia*. 2011. 59, pp. 3903-3914. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2011.03.015>
18. Bouaziz O. Geometrically induced strain hardening. *Scripta Materialia*. 2013. 68 (1), pp. 28-30. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2012.08.008>
19. Beygelzimer Y., Estrin Y., Kulagin R. Synthesis of Hybrid Materials by Severe Plastic Deformation: A New Paradigm of SPD Processing. *Advanced Engineering Materials*. 2015. 17 (12), pp. 1853-1861. DOI: <https://doi.org/10.1002/adem.201500083>
20. Cherepanov G.P. Fracture mechanics of composite materials. Moscow: Nauka, Main editorial office of physical and mathematical literature. 1983. 296 p. (in Russian).
21. Fitzgerald A.E., Kingsley C., Umans S.D. Electric Machinery. Sixth Edition. McGraw-Hill series in electrical engineering. Power and energy. McGraw-Hill Higher Education, A Division of The McGraw-Hill Companies. 2003. 703 p.
22. Bréchet Y., Embury J.D. Architected materials: Expanding materials space. *Scripta Materialia*. 2013. 68 (1), pp. 1-3. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2012.07.038>
23. Fujioka T., Horita Z. Development of High-Pressure Sliding Process for Microstructural Refinement of Rectangular Metallic Sheets. *Materials Transactions*. 2009. 50 (4), pp. 930-933. DOI: <https://doi.org/10.2320/materials.MRP2008445>

Beigelzimer Y., Kulagin R., Estrin Y., Davydenko O., Dmytrenko V. Cast-shaped architectures formed by methods of intensive plastic deformation.

One of the most effective concepts of modern materials science - materials with internal architecture (architected materials), consists in the maximum possible use of those reserves that the structure of the material provides for the formation of its properties. The article describes a new approach to the creation of such materials, based on the fact that compositions of different metals are subjected to high shear under high pressure. For this, the currently well-developed methods of severe plastic deformation (SPD) are used: torsion under high pressure, equal channel angular pressing, twist extrusion, etc. Researchers have shown that SPD treatment leads to a strong connection of the components of the composition with each other and the controlled formation of multiscale structures in it. At the lower scale level, nanostructures are created, the main element of which is non-equilibrium high-angle grain boundaries with a thickness of about 1 nm. At intermediate scale levels, with a characteristic element size of the order of 1-100 μm , mesostructures are formed similar to those observed in the earth's lithosphere: folds, boudins, vortex structures, kink bands, shear bands, etc. Hence the name of the new approach - lithomimetics. There is reason to believe that this way can be used to create new materials with high fracture toughness and properties that are usually not combined together, for example: high strength, high plasticity, low Young's modulus, low density, good biocompatibility, etc.

Keywords: Lithomimetic, architecture materials, severe plastic deformation, high pressure torsion.

Бейгельзімер Ян Юхимович – д-р техн. наук, проф. ДонФТІ НАН України

Beigelzimer Yan – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, DIPE

E-mail: yanbeygel@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-1321-8565>

Кулагін Роман Юрійович – канд. техн. наук, ИИТ, ТИК.

Kulagin Roman – Candidate of Technical Sciences, INT, KIT.

E-mail: roman.kulagin@kit.edu

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-9974-463X>

Естрін Юрій Захарович – канд. фіз.-мат. наук, почес. д-р РАН, проф., Університет Західної Австралії, Перт

Estrin Yuri – Professor, The University of Western Australia, Perth

E-mail: yuri.estrin@uwa.edu.au

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7784-5704>

Давиденко Олександр Анатолійович – канд. техн. наук, ДонФТІ НАН України

Davydenko Oleksandr – Candidate of Technical Sciences, DIPE

E-mail: dav76@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4303-6017>

Дмитренко Вікторія Юрїївна – канд. техн. наук, ДонФТІ НАН України

Dmitrenko Victoria – Candidate of Technical Sciences, DIPE

E-mail: dmitrenko_v@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-4085-8362>

Донецький фізико-технічний інститут ім. О. О. Галкіна Національної академії наук України (ДонФТІ НАНУ), м. Київ

Donetsk Institute for Physics and Engineering named after O.O. Galkin (DIPE), Kyiv

Інститут нанотехнологій (ИИТ), Німеччина

Institute of Nanotechnology (INT), Germany

Технологічний інститут Карлсруе (ТИК), Німеччина

Karlsruhe Institute of Technology (KIT), Germany

Університет Західної Австралії, Перт, Австралія

The University of Western Australia, Perth, Australia

Тарасов О. Ф.
Васильєва Л. В.
Грибков Е. П.
Мирошниченко Д. В.

ПРОГНОЗУВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ЗАГОТОВКИ ДЛЯ НОВОГО МЕТОДУ ІНТЕНСИВНОЇ ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ З ВИКОРИСТАННЯМ CAE-СИСТЕМИ ТА НЕЙРОННОЇ МЕРЕЖІ

Схема запропонованого процесу деформування дозволяє виконати інтенсифікацію зсувних деформацій в перерізі заготовки і за характером впливу на заготовку відповідає методам інтенсивної пластичної деформації. На відміну від інших методів реверсивного зсуву, в результаті кожної операції деформування отримується симетрична форма поперечного перерізу заготовки. Процеси такого типу простіше у реалізації, легше масштабуються, але вимагають вибору геометричної форми штампуну, щоб забезпечити необхідний розподіл накопиченого ступеня деформації в поперечному перетині заготовки.

Розроблений програмний комплекс для виконання прогнозу зміни значень напружено-деформованого стану в заданих точках заготовки на основі нейронної мережі, який базується на результатах моделювання в CAE-системі, і працює паралельно з нею. Виконано прогнозування за допомогою нейронної мережі процесу змінення напружено-деформованого стану заготовки в процесі розрахунку в CAE-системі. Перевірка відбувалась на значеннях еквівалентної деформації, яка була розрахована при змінній кількості точок в тілі заготовки від 1 до 5. Час підготовки даних, аналізу та прогнозування значень нейронної мережі не перевищував 60 с. Точність прогнозу значень еквівалентної деформації, який був отриманий в результаті розрахунків, змінювалась у межах 85–99 %. Також підтверджено залежність точності прогнозу від розміру тренувальної вибірки. Це дозволяє використовувати нейронну мережу для прогнозування, наприклад, небажаних тенденцій змінення напружено-деформованого стану заготовки в процесі розрахунку і вчасно припинити роботу CAE-системи для переходу до інших значень параметрів розрахунку. Таким чином комбіноване використання CAE-системи та нейронної мережі може суттєво зменшити час вибору оптимальних значень параметрів геометрії штампуну за рахунок прогнозування напружено-деформованого стану в заданих точках заготовки.

Ключові слова: інтенсивна пластична деформація, CAE, Abaqus, метод скінченних елементів, штучна нейронна мережа, згортоква нейронна мережа, часовий ряд, прогнозування.

Методи інтенсивної пластичної деформації (ІПД) добре зарекомендували себе для підвищення механічних характеристик матеріалів [1]. Вони активно розвиваються для деформації різних матеріалів, при цьому ключовими особливостями процесів є деформування в умовах плоского деформованого стану та отримання, як правило, такої форми заготовки, яка збігається з вихідною. Це дозволяє виконувати деформування кілька разів і досягати необхідного рівня накопиченої пластичної деформації зсуву. Автори розробили ряд схем ІПД під загальною назвою реверсивного зсуву, в якому деформацію заготовок здійснюють клиновим інструментом [2]. Недоліками відомих способів багаторазової реверсивної ІПД заготовок є формування поперечного перерізу у вигляді паралелограма, ця форма не є симетричною, що призводить до суттєвої нерівномірності розподілу деформації за перерізом заготовки і вимагає в наступному додаткової операції формування перерізу симетричної форми.

Для зниження трудомісткості фізичного експерименту зазвичай застосовують моделювання методом скінченних елементів (МСЕ) [3]. Удосконалення та розвиток методів математичного моделювання призводить до розширення області їх успішного використання. Використання систем комп'ютерного інжинірингу (CAE) у багатьох випадках замінило фізичні методи досліджень за рахунок використання МСЕ. Завдяки методам паралельних обчислень і численним розрахунковим моделям можна детально дослідити вплив різних технологічних умов на вихідний результат обробки заготовки [4].

Дослідниками були випробувані варіанти програмних комплексів (ПК) на базі інтеграції з CAD/CAE/CAM-системами для вирішення спеціалізованих інженерних задач [5 – 8] ав-

томатизації однотипних процедур, що повторюються при вирішенні задач, в тому числі процесу підготовки даних [9–10] та виконання аналізу та оптимізації вбудованих процесів [11–13].

Виконання аналізу процесу деформації у САЕ-системі характеризується високою точністю отримуваних результатів на основі розрахунку впливу великої кількості параметрів на заготовку. Використання класичних методів розрахунку потребує виконання великої кількості обчислень, тому при використанні даного виду програмного забезпечення висуваються вимоги в першу чергу до таких складових апаратної частини як швидкість виконання елементарних операцій (вимоги до процесора) та швидкість передачі даних для нього (швидкість роботи оперативної пам'яті). В залежності від характеристик цих компонентів може варіюватись час виконання розрахунку області аналізу.

Розрахунки з використанням МСЕ, особливо при виконанні оптимізаційних процедур, потребують суттєвих витрат часу на отримання необхідного рішення, тому в даному дослідженні вирішується проблема прогнозування зміни значень параметрів заготовки в процесі пластичної деформації за допомогою штучних нейронних мереж (НМ) на основі моделі, створеної для використання САЕ-системи.

Мета даної роботи полягає у підвищенні ефективності обчислювального процесу моделювання обробки заготовки методами пластичної деформації за допомогою використання методів машинного навчання для прогнозування зміни стану заготовки і зниження часу аналізу порівняно з виконанням повного розрахунку в САЕ-системі, а також у реалізації виявлення залежностей зміни параметрів напружено-деформованого стану (НДС), розподілених у часі.

Запропонована схема деформування для накопичення необхідного ступеня деформації з асиметричним розташуванням заготовки в штампі наведена на рис. 1 [14]. Процеси такого типу простіше у реалізації, легше масштабуються, але вимагають вибору геометричної форми штампу, щоб забезпечити необхідний розподіл накопиченого ступеня деформації в поперечному перетині заготовки.

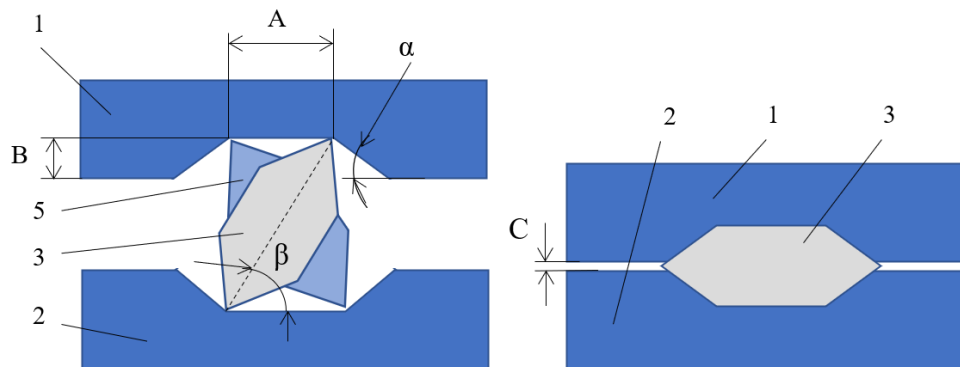


Рис. 1. Схема деформування для накопичення необхідного ступеня деформації з отриманням симетричної форми поперечного перерізу

Розміри A , B , C і кути, що характеризують штамп і поперечний переріз заготовки, достатні для однозначного визначення її форми та впливу на розподіл накопиченого ступеня деформації у перерізі заготовки. Співвідношення розмірів повинні забезпечувати деформування без провороту заготовки в штампі. Зокрема кут β визначається відповідно до формули

$$\beta = \arcsin \left((2B + C) \cdot \frac{\operatorname{tg}(\alpha)}{A \cdot \operatorname{tg}(\alpha) + 2B} \right),$$

де α – кут нахилених деформуючих поверхонь до горизонтальної осі; B – глибина порожнин верхньої і нижньої частин штамп у поперечному перерізі; A – ширина горизонтальної площадки в порожнинах у поперечному перерізі штамп; C – зазор між половинами штамп у нижньому положенні верхньої частини.

Для перерозподілу накопиченого ступеня деформації кути повороту заготовки змінюють таким чином, що гострі кути заготовки контактують з різними протилежними відносно вертикальної осі тупими кутами частин штампу. При цьому заготовку повертають відповідно за і проти часової стрілки на кожній наступній операції деформування.

В якості оптимізації процесу виконання інженерних розрахунків розглядалися альтернативні методи знаходження значення параметру в конкретній точці часу обробки заготовки. Так як об'єктом аналізу є розподілений у часі процес деформування заготовки та спостереження за параметрами, що характеризують її стан, можна подати зміни цих параметрів у вигляді часового ряду.

В якості альтернативного класичному вирішенню задачі розрахунку було використане прогнозування наступних елементів часового ряду за допомогою методів машинного навчання. Використання даного підходу дозволить замінити виконання великої кількості довготривалих повноцінних розрахунків «інтуїтивним» способом аналізу невеликого обсягу даних, спираючись на початкові тенденції зміни параметрів, що відслідковуються при аналізі.

Спроектвана НМ повинна суміщати у собі два етапи виконання. Першим чином аналізувався тренувальний часовий ряд (x_t, y_t) , з кроком:

$$Y(t) = \frac{1}{n},$$

де x_t – вектор вхідних значень, y_t – часовий ряд, n – кількість зафіксованих значень в одиницю часу.

На основі цього аналізу НМ оцінювалися залежності зміни параметрів системи з часом. На другому етапі побудована мережа використовувалася для безпосереднього отримання прогнозу та перевірки точності передбачення.

В той же час з метою оптимізації процесу виконання аналізу даних розрахунку у САЕ-системі даний програмний модуль може суміщати вказані етапи до єдиного алгоритму виконання – навчає мережу на існуючих даних та переходить до прогнозування заданої кількості кроків. Одразу слід зазначити, що чим більший проміжок потрібно передбачити, тим більшої кількості вхідних кроків потребує мережа для збереження точності результату.

В програмному продукті використано наступну структуру мережі: спочатку до вхідних вузлів застосовується лямбда-функція, що виконує виділення часового ряду на ширину згортки для співставлення розмірів послідовності, що обробляється зі згорткою-фільтром.

Наступним шаром НМ виступає згортка часового ряду визначеної ширини для підсилення тенденцій змін параметрів заготовки на даному проміжку часу. Ширина згортки впливає на розміри проміжку, за значеннями якого виконується прогноз – даний параметр можна використовувати для підлаштування моделі НМ у випадку виникнення неточностей при стандартному значенні у 3 одиниці.

В якості функції активації нейронів у шарі згортки використовується функція ReLU [13]:

$$f(x) = \log(1 + \exp x).$$

Після згортки дані переходять до прихованого шару мережі, у якому формується набір коефіцієнтів залежностей зміни значення функції від часу. В ході аналізу кожного нового проміжку дані коефіцієнти модифікуються, підлаштовуючись під нові умови зміни параметрів заготовки.

НМ приймає набір значень параметрів заготовки на кожному окремому кроці у якості області значень функції (y_t), а значення ітератора часового ряду (у випадку даного дослідження аналізуються значення долей секунди) – у якості області визначення (x_t).

Розгляд векторних часових рядів у даному програмному модулі виконується у вигляді прогнозування кожного складового елемента окремо, зберігаючи при цьому вивчені нейронною мережею тенденції їх зміни в узагальненому вигляді.

Точність навченої мережі оцінюється за допомогою знаходження суми квадратів відхилень отриманого нейромережею значення параметру від відомого тестового у точці:

$$MSE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (Y_i - \hat{Y}_i)^2.$$

Окрім того, реалізовано можливість передчасного завершення навчання моделі при досягненні точки екстремуму для втрат. Це зроблено з метою уникнення перенасичення моделі даними та посиленого впливу окремих частин ряду, що може призвести до втрати точності прогнозу.

Програмний модуль для прогнозування виконано як бібліотеку, тому для його виконання необхідна наявність у програмному середовищі актуальної версії інтерпретатора Python та бібліотек, функції яких застосовуються у процесі підготовки даних та безпосередньо процесу прогнозування.

Цикл роботи розроблюваного ПК передбачає тісну взаємодію із САЕ-системою Abaqus, яка використовується як основне джерело даних. Для їх підготовки та передачі реалізовано можливість інтеграції HC до скрипту виконання аналізу за допомогою підключення її в якості додаткової бібліотеки, вибору параметрів для аналізу та виклику функції тренування моделі.

Процес інтеграції програмного модуля повинен відбуватись до аналізу невеликої частини процесу обробки заготовки для отримання навчальних та тестових даних за якими буде відбуватись навчання моделі НМ та побудова прогнозу подальшої зміни виділених користувачем параметрів системи.

Також можливе створення моделі на основі раніше збережених результатів аналізу, поданих у вигляді таблиці Excel із розподілом відслідковуваних параметрів по стовпцям, а їх значень у часових проміжках – по рядках.

Отже, для перевірки розробленого ПК на швидкість роботи і точність прогнозованих результатів необхідно виконати частковий аналіз змодельованого процесу обробки заготовки із зазначенням відповідних властивостей матеріалу та форми впливу. Після чого можна виконати запит на отримання даних аналізу та виконати на їх основі прогнозування подальшого стану заготовки.

В ході експериментальних перевірок, з метою вивчення точності отриманої моделі, використовуємо прогноз проміжку з уже розрахованими даними та визначимо похибку отриманого результату.

Для представлення фізичної моделі ПК на базовому рівні формуються діаграми компонентів та розгортання. Для формування набору даних необхідно забезпечити шляхи імпорту даних, що уже зберігаються на комп'ютері користувача, тобто зчитування з файлу та реалізувати можливість прямого імпорту результуючих даних після завершення розрахунку САЕ системою, також необхідно ці дані сформувані до відповідних вибірок для навчання, перевірки правильності отриманої моделі та власне для виконання прогнозу – для виконання цих процесів потрібно створити блок підготовки даних, щоб подати необхідні дані для роботи алгоритму та унеможливити виникнення проблем через неправильний формат оброблюваних даних.

Для створення/завантаження моделі НМ, налаштування структури та параметрів шарів, тренування, збереження її виділяють всі необхідні функції до блоку керування моделлю, що буде використовувати сформовані Блоком підготовки даних вибірки та виконувати прогноз значення функції.

Весь необхідний функціонал щодо аналізу запиту користувача та управління поведінкою програми відповідно до нього, управління блоками підготовки даних та моделі НМ об'єднаний у Блоці управління додатком. В кінцевому результаті отримали систему, що забезпечує виконання поставлених користувачем задач, базуючись на даних, отриманих із файлу, що був сформований САЕ-системою (рис. 2).

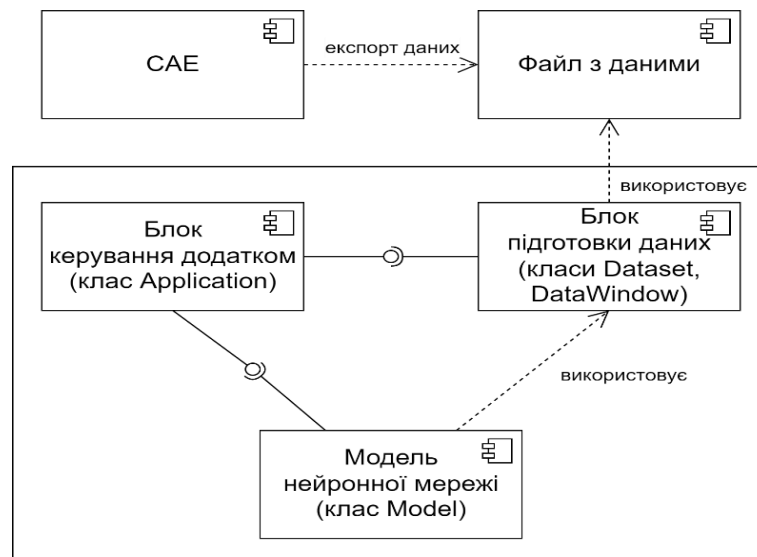


Рис. 2. Діаграма компонентів розроблюваної системи для прогнозування НДС заготовок з комбінованим використанням НМ та CAE-системи

Структура зв'язку модулів ПК (рис. 3) наступна: користувач взаємодіє з програмним продуктом, задаючи параметри роботи через інтерфейс командного рядка (CLI-інтерфейс). Команди потрапляють до управляючого класу та налаштовують роботу системи за вказаними параметрами – імпортується підготовлена або створюється нова модель аналізатора відповідно до потреб користувача, завантажується вказаний набір даних, формуються та нормалізуються вибірки даних, за допомогою яких буде будуватися математична модель. При цьому користувач приймає безпосередню участь у формуванні цих даних, формуючи датасет за допомогою CAE-системи.

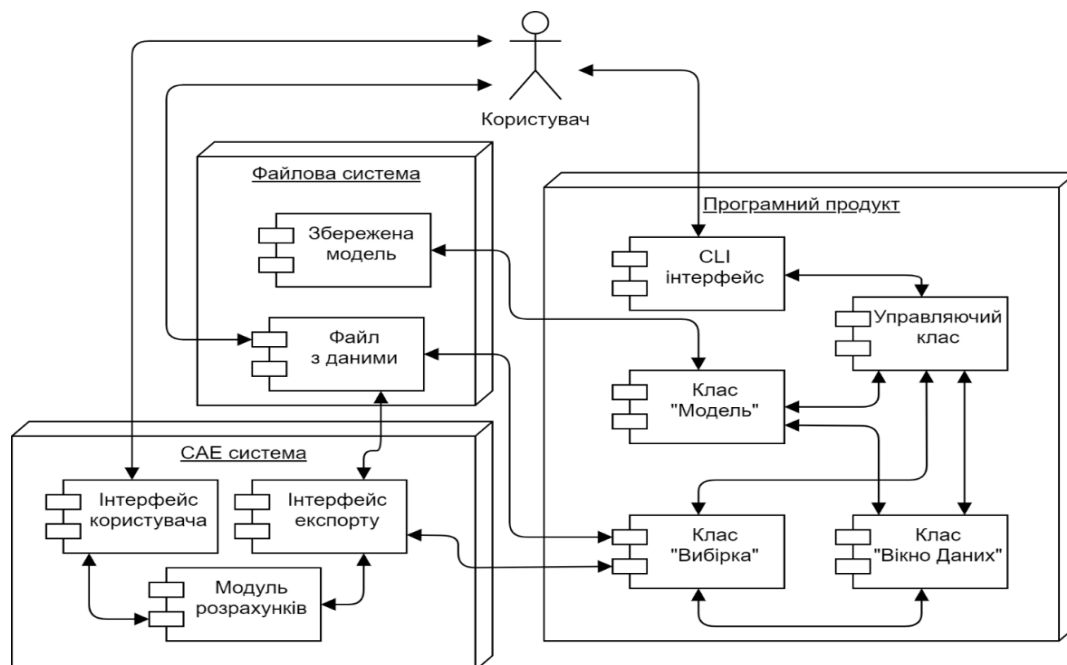


Рис. 3. Діаграма розгортання ПК з використанням НМ для прогнозування значень параметрів НДС заготовок у системах автоматизованого проектування

Для перевірки дії програмного модуля перш за все необхідно сформувати датасет для роботи. В якості тестових даних був використаний двовимірний розрахунок деформування

шестикутної заготовки (рис. 4) еквівалентної пластичної деформації з алюмінієвого сплаву при температурі 300 °С з використанням запропонованої авторами схеми деформування [14].

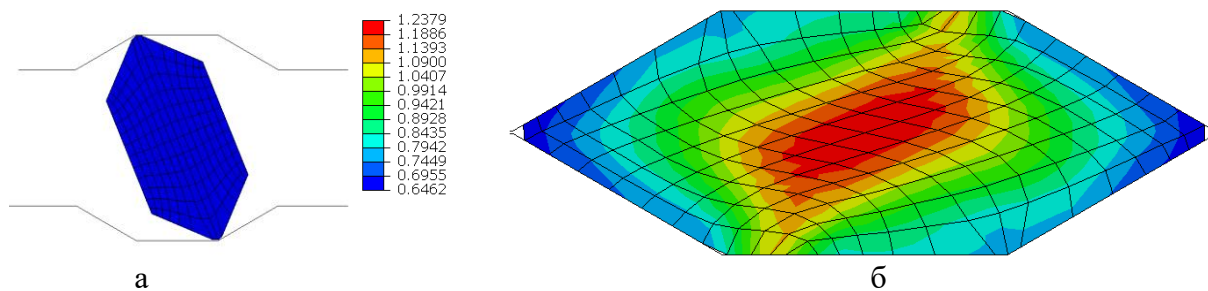


Рис. 4. Результат розрахунку еквівалентної пластичної деформації в САЕ-системі Abaqus: заготовка в початковому (а) та деформованому (б) стані

Час протікання процесу деформування було розділено на 100 інтервалів для відслідковування зміни значень пластичної деформації та інших в заданих точках перерізу заготовки. Параметри НДС записувалися в файл для формування датасету навчання НМ.

В результаті виконання розрахунку отримували деформовану поковку у вигляді шестикутника та виконували запит параметрів по п'яти точках: значення НДС для чотирьох точок на поверхні заготовки та положення верхнього пуансону. Далі виконували експорт отриманих даних до таблиці Excel, з якої в ПК виділяли набір даних часового ряду, проводили навчання моделі та виконували прогноз подальшого змінення накопиченого ступеня деформації в заданих точках перерізу заготовки.

Налаштування роботи ПК організовано за допомогою параметрів запуску. Для розрахунку було використано 400 епох для 100 кроків у 4 точках, розмір вікна даних у 15 кроків, дальність передбачення – 5 кроків. Для спостереження за правильністю роботи нейромережі було виконано прогноз у рамках відомих значень параметрів НДС, результати (розподіл зміни значення еквівалентної деформації від переміщення пуансону) подано у вигляді графіку (рис. 5).

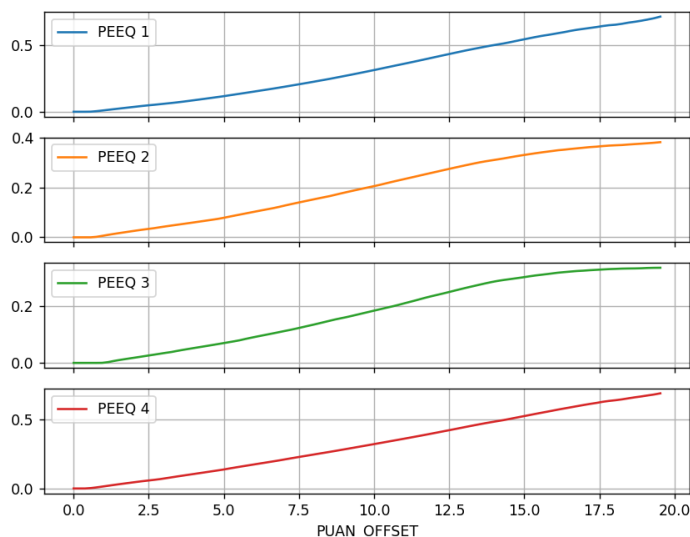


Рис. 5. Розподіл зміни значення еквівалентної деформації від переміщення пуансону

Графічне відображення розбіжності прогнозованих нейромережею значень із фактичними продемонстроване на рис. 6. Час виконання підготовки даних, навчання моделі та формування прогнозу склав 59 секунд. При цьому суттєве зниження похибки результату спостерігається вже після 80 епох навчання.

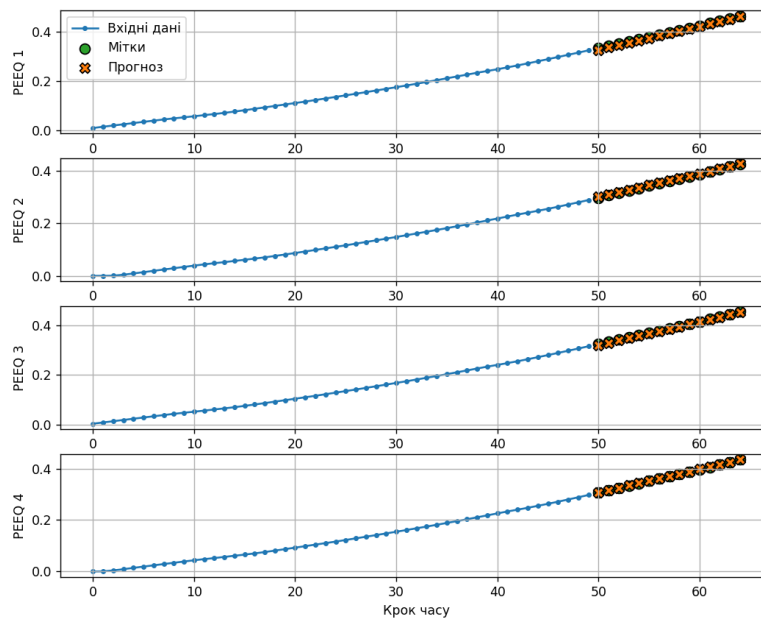


Рис. 6. Прогнозовані значення еквівалентної деформації у вибраних точках (PEEQ1...4) порівняно з результатами розрахунків в САЕ-системі

ВИСНОВКИ

1. Запропонований спосіб деформування заготовок в умовах плоского деформованого стану дозволяє виконати інтенсифікацію зсувних деформацій в перерізі заготовки. Схема процесу за характером впливу на заготовку відповідає методам ПД.

2. Аналіз процесу деформування показав, що на відміну від інших методів реверсивного зсуву, в результаті кожної операції деформування отримується симетрична форма поперечного перерізу заготовки. Це дозволяє простіше отримати кінцеву форму поковки. Розроблена параметрична модель зв'язку розмірів перерізу, яка забезпечує можливість автоматизованого вибору його геометрії для заданого розподілу накопиченого ступеня деформації в процесі моделювання в САЕ-системі.

3. На основі моделювання процесу в САЕ-системі встановлені геометричні обмеження для параметрів штампу, які запобігають провороту заготовки в штампі при деформуванні.

4. Розроблений програмний комплекс для виконання прогнозу зміни значень НДС в заданих точках заготовки на основі штучної нейронної мережі, який базується на результатах моделювання в САЕ-системі, і працює паралельно з нею. Точність прогнозу еквівалентної деформації, отриманого в результаті експерименту, змінювалась у межах 85–99 %. Час виконання підготовки даних, аналізу та прогнозування значень нейронною мережею не перевищував 60 с при 1000 епохах навчання нейронної мережі. При цьому придатний для використання результат спостерігається уже при 200 епохах при часі навчання близько 20 с.

5. В результаті моделювання встановлено, що цикл обробки інформації та формування прогнозу є значно меншим, ніж час проведення повного аналізу НДС в САЕ-системі. Це дозволяє використовувати програмний комплекс разом з САЕ-системою для прискорення перевірки великої кількості варіантів процесу обробки тиском при його оптимізації.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Edalati K., Bachmaier A., Beloshenko V.A., Beygelzimer Y., et al. Nanomaterials by severe plastic deformation: Review of historical developments and recent advances. *Materials Research Letters*. 2022. 10(4), pp. 163-256. <https://doi.org/10.1080/21663831.2022.2029779>
2. Tarasov A.F., Altukhov A.V, Gribkov E.P., Abdulov A.R. Development and FEM modeling of a new severe plastic deformation process according to the reverse shear scheme. *Modelling and Simulation in Engineering*. vol. 2019. Article ID 8563830. 10 pages. 2019. <https://doi.org/10.1155/2019/8563830>

3. Frodal B.H., Christiansen E., Myhr O.R., Hopperstad O.S. The role of quench rate on the plastic flow and fracture of three aluminium alloys with different grain structure and texture. *International Journal of Engineering Science*. 2020. 150. 103257. <https://doi.org/10.1016/j.ijengsci.2020.103257>
4. Dou K., Lordan E., Zhang Y.J., Jacot A., Fan Z.Y. A complete computer aided engineering (CAE) modelling and optimization of high pressure die casting (HPDC) process. *Journal of Manufacturing Processes*. 2020. 60, pp. 435–446. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.10.062>
5. Zou X., Yan S., Reza Ilkhani M., Brown L., Jones A., Hamadi M. An Abaqus plugin for efficient damage initiation hotspot identification in large-scale composite structures with repeated features, *Advances in Engineering Software*. 2021. 153. <https://doi.org/10.1016/j.advengsoft.2020.102964>.
6. Ning An, Guangyu Yang, Kun Yang, Jian Wang, Meie Li, Jinxiong Zhou. Implementation of Abaqus user subroutines and plugin for thermal analysis of powder-bed electron-beam-melting additive manufacturing process, *Materials Today Communications*. 2021. 27. <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2021.102307>
7. Youngbin Lim, Sangyul Ha, Ruf Gen. A plug-in for rough surface generation in Abaqus/CAE. *SoftwareX*. 2023. <https://doi.org/10.1016/j.softx.2023.101380>
8. Nesládek M., Španiel M. An Abaqus plugin for fatigue predictions. *Advances in Engineering Software*, 2017. 103, pp. 1–11. <https://doi.org/10.1016/j.advengsoft.2016.10.008>
9. Riano L., Joliff Y. An Abaqus™ plug-in for the geometry generation of Representative Volume Elements with randomly distributed fibers and interphases, *Composite Structures*. 2019. 209, pp. 644–651. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.10.096>.
10. Тарасов О.Ф., Алтухов О.В., Сагайда П.І., Васильєва Л.В., Аносов В.Л. Автоматизоване проектування і виготовлення виробів із застосуванням CAD/CAM/CAE-систем : монографія. Краматорськ : ЦТPI «Друкарський дім». 2017. .239 с. ISBN 978-966-379-772-4.
11. Hu Wang, Yang Zeng, Enying Li, Guangxin Huang, Guoqiang Gao, Guangyao Li. “Seen Is Solution” a CAD/CAE integrated parallel reanalysis design system. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. 2016. Vol. 299, pp. 187–214. <https://doi.org/10.1016/j.cma.2015.10.022>.
12. Peng L., Liu L., Long T., et al. An efficient truss structure optimization framework based on CAD/CAE integration and sequential radial basis function metamodel. *Struct Multidisc Optim*. 2014. 50, pp. 329–346. <https://doi.org/10.1007/s00158-014-1050-x>
13. Liu D.A. Practical Guide to ReLU. 2017. URL: <https://medium.com/tiny-mind/a-practical-guide-to-relu-b83ca804f1f7>
14. Пат. 153484 Україна, В22 F3/03. Спосіб багаторазової реверсивної інтенсивної пластичної деформації заготовок. Тарасов О.Ф., Грибков Е.П., Васильєва Л.В., Алтухов О.В., Павленко Д.В. № u202300056; заявл. 05.01.2023; опубл. 12.07.2023. Бюл. № 28.

REFERENCES

1. Edalati K., Bachmaier A., Beloshenko V. A., Beygelzimer Y., at all. Nanomaterials by severe plastic deformation: Review of historical developments and recent advances. *Materials Research Letters*. 2022. 10(4), pp. 163–256. <https://doi.org/10.1080/21663831.2022.2029779>
2. Tarasov A.F., Altukhov A.V, Gribkov E.P., Abdulov A.R. Development and FEM modeling of a new severe plastic deformation process according to the reverse shear scheme. *Modelling and Simulation in Engineering*. vol. 2019. Article ID 8563830. 10 pages. 2019. <https://doi.org/10.1155/2019/8563830>
3. Frodal. B.H., Christiansen E., Myhr O.R., Hopperstad O.S. The role of quench rate on the plastic flow and fracture of three aluminium alloys with different grain structure and texture. *International Journal of Engineering Science*. 2020. 150. 103257. <https://doi.org/10.1016/j.ijengsci.2020.103257>
4. Dou K., Lordan E., Zhang Y.J., Jacot A., Fan Z.Y. A complete computer aided engineering (CAE) modelling and optimization of high pressure die casting (HPDC) process. *Journal of Manufacturing Processes*. 2020. 60, pp. 435–446. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.10.062>
5. Zou X., Yan S., Reza Ilkhani M., Brown L., Jones A., Hamadi M. An Abaqus plugin for efficient damage initiation hotspot identification in large-scale composite structures with repeated features, *Advances in Engineering Software*. 2021. 153. <https://doi.org/10.1016/j.advengsoft.2020.102964>.
6. Ning An, Guangyu Yang, Kun Yang, Jian Wang, Meie Li, Jinxiong Zhou, Implementation of Abaqus user subroutines and plugin for thermal analysis of powder-bed electron-beam-melting additive manufacturing process, *Materials Today Communications*. 2021. 27. <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2021.102307>
7. Youngbin Lim, Sangyul Ha, RufGen: A plug-in for rough surface generation in Abaqus/CAE. *SoftwareX*. 2023. <https://doi.org/10.1016/j.softx.2023.101380>
8. Nesládek M., Španiel M. An Abaqus plugin for fatigue predictions, *Advances in Engineering Software*, 2017. 103, pp. 1–11. <https://doi.org/10.1016/j.advengsoft.2016.10.008>
9. Riano L., Joliff Y., An Abaqus™ plug-in for the geometry generation of Representative Volume Elements with randomly distributed fibers and interphases, *Composite Structures*. 2019. 209, pp. 644–651. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.10.096>.
10. Tarasov O.F., Altukhov O.V., Sagaida P.I., Vasylieva L.V. Automated design and manufacture of products using CAD/CAM/CAE systems: monograph. Kramatorsk: Printing House. 2017. 239 p. ISBN 978-966-379-772-4. (in Ukrainian).

11. Hu Wang, Yang Zeng, Enying Li, Guangxin Huang, Guoqiang Gao, Guangyao Li. “Seen Is Solution” a CAD/CAE integrated parallel reanalysis design system. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. 2016. Vol. 299, pp. 187–214. <https://doi.org/10.1016/j.cma.2015.10.022>.

12. Peng, L., Liu, L., Long, T. et al. An efficient truss structure optimization framework based on CAD/CAE integration and sequential radial basis function metamodel. *Struct Multidisc Optim*. 2014. 50, pp. 329–346. <https://doi.org/10.1007/s00158-014-1050-x>

13. Liu, D. A Practical Guide to ReLU. 2017. URL: <https://medium.com/tiny-mind/a-practical-guide-to-relu-b83ca804f1f7>

14. Pat. 153484 Ukraina, B22 F3/03. The method of multiple reversible intensive plastic deformation of blanks. Tarasov O.F., Hrybkov E.P., Vasylieva L.V., Altukhov O.V., Pavlenko D.V. 2023. Bul. № 28. (in Ukrainian).

Tarasov O., Vasylieva, L., Gribkov E., Myroshnychenko D. Prediction of the stress-strain state of the workpiece for a new method of severe plastic deformation using a CAE-system and a neural network.

The scheme of the proposed deformation process makes it possible to intensify shear deformations in the cross section of the workpiece. According to the nature of the impact on the workpiece, it corresponds to the methods of severe plastic deformation. Unlike other methods of reverse shear, as a result of each deformation operation, a symmetrical cross-sectional shape of the workpiece is obtained. A software complex has been developed for predicting changes in the values of the stress-strain state at given points of the workpiece on the basis of a neural network, which is based on the results of modeling in the SAE system and works in parallel with it. Prediction of the process of changing the stress-strain state of the workpiece during the calculation process in the CAE system is performed using a neural network. The check was performed on the values of the equivalent strain, which was calculated when the number of calculation points in the body of the workpiece was changed from 1 to 5. The time of data preparation, analysis and prediction of values by the neural network did not exceed 60 seconds. The accuracy of the prediction of the values of the equivalent strain, which was obtained as a result of the calculations, varied between 85% and 99%. The dependence of the prediction accuracy on the size of the training data set was also confirmed. This allows you to use a neural network to predict, for example, undesirable trends in the stress-strain state of the workpiece during the calculation process and to stop the CAE-system in time to switch to other values of the calculation parameters. Thus, the combined use of the CAE-system and the neural network can significantly reduce the time for choosing the optimal values of the parameters of the stamp geometry due to the prediction of the stress-strain state at the specified points of the workpiece.

Keywords: severe plastic deformation, CAE, Abaqus, finite element method, artificial neural network, convolutional neural network, time series, prediction.

Тарасов Олександр Федорович – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрою ДДМА

Tarasov Oleksandr – Dr. Sc., Full Professor, Head of Department DSEA

E-mail: kit@dgma.donetsk.ua

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-0493-1529>

Васильєва Людмила Володимирівна – канд. техн. наук, доцент ДДМА

Vasylieva Liudmyla – PhD, Associate Professor, DSEA

E-mail: vasileva.dgma@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-9277-1560>

Грибков Едуард Петрович – д-р техн. наук, професор ДДМА

Gribkov Eduard – Dr.Sc., Full Professor DSEA

E-mail: gribkov.eduard@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-1565-6294>

Мирошніченко Дмитро Валерійович – магістр ДДМА

Myroshnychenko Dmytro – master’s degree student DSEA

Email: mirny1@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7221-1550>

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

Тітов А. В.
Корева В. О.
Тимошенко О. В.

ОЦІНКА ПОДОВЖЕННЯ РЕСУРСУ ПЛАСТИЧНОСТІ КОНСТРУКЦІЙНОГО АЛЮМІНІЄВОГО СПЛАВУ СИСТЕМИ AL-MG-SC МЕТОДАМИ ТЕРМОМЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ

Розроблена методика та проведено дослідження подовження ресурсу пластичності конструкційного алюмінієвого сплаву системи Al-Mg-Sc термомеханічною обробкою з використанням проміжних відпалів при процесах деформування. Проводились випробування на зразках за схемою на розтяг. Для проведення експериментального дослідження по визначенню подовження ресурсу пластичності термомеханічною обробкою використано зразки із листа товщиною 2 мм із алюмінієвого сплаву системи Al-Mg-Sc. Наведені результати досліджень для різних коефіцієнтів використання ресурсу пластичності на і-му переході. Встановлена величина сумарної реалізованої пластичності, яка відображає вплив проміжних операцій термообробки на пластичність сплаву після механічної обробки деформацією. В результаті, встановлено, що падіння ефективності проміжного відпалу пояснюється накопиченням пошкоджень металу при попередній деформації. Встановлено, що за допомогою проміжних відпалів забезпечується зростання ресурсу пластичності матеріалу в 1,5...1,6 рази. Наведені залежність сумарної реалізованої пластичної деформації від кількості циклів «Д+ТО», залежність залишкового ресурсу пластичності на і-му циклі від кількості циклів та залежність коефіцієнта відновлення ресурсу пластичності від кількості циклів «Д+ТО». Також побудована гранична поверхня залежності пластичності матеріалу від термомеханічної обробки та кількості переходів за результатами повного дослідження, яка визначає пластичність матеріалу в залежності кількості циклів обробки «деформація + термічна обробка» та дозволяє вибирати параметри заготовок деталі на етапі проектування технологічного процесу.

Ключові слова: ресурс пластичності, конструкційні матеріали, термомеханічна обробка, алюмінієвий сплав, розтяг.

Використання нових конструкційних матеріалів та технологічних процесів виготовлення виробів машинобудування дозволяє підвищити їх експлуатаційні характеристики, забезпечуючи високі механічні властивості та якість елементів конструкції. Ефективність виготовлення складних деталей досягається завдяки високій пластичності металів, а їх якість контролюється за рахунок використання регламентованого ресурсу пластичності (РП). Останнім часом спостерігається активний розвиток процесів, які збільшують ресурс пластичності шляхом застосування термомеханічної обробки. Цей метод включає одночасну або послідовну дію навантаження та температурний вплив [1-7]. До таких методів відносять використання проміжних відпалів, а також високотемпературне ізотермічне формоутворення з конструкційних матеріалів. В роботі [7] представлений розроблений метод, що дозволяє розраховувати граничну формозміну заготовки в процесах багатоперехідного деформування із врахуванням відновлення пластичності в паузах між одиничними обтисками (проходами), тривалості цих пауз та величини дробних деформацій. Результати розрахунку процесу дробного осаджування заготовки із використанням запропонованого методу добре погоджуються із експериментальними даними. В роботах В.Л. Колмогорова, О.О. Богатова та інших в рамках феноменологічної теорії пошкоджуваності показано, що існує межа величини інтенсивності деформацій для деяких сплавів (на основі заліза, міді, тощо), при якій після термічної обробки ресурс пластичності відновлюється на 85–90 % [1, 2, 4]. Це сприяє розвитку багатоперехідних процесів пластичного деформування при виготовленні деталей.

У зв'язку із появою нових матеріалів та сплавів, починаючи із 70-х років минулого століття, однією з основних задач теорії пластичності стає визначення можливості здійснення технологічних операцій пластичного формування заготовок із різних матеріалів без руйнування [1-3, 7, 8]. При цьому, оцінка ресурсу пластичності становиться важкою та іноді невірниською задачею.

В статті розглянута актуальна науково-технічна задача розробки методики оцінки подовження ресурсу пластичності конструкційних сплавів на прикладі нового алюмінієвого

сплаву системи Al-Mg-Sc з використанням доступного виду випробувань на розтяг в циклі «деформація + термічна обробка» («Д+ТО»).

Метою роботи є розроблення методики оцінки подовження ресурсу пластичності конструкційних матеріалів термомеханічною обробкою (ТМО) з використанням проміжних відпалів при виконанні операцій деформування.

Методика роботи визначає порядок проведення експериментів на одновісний розтяг з проміжними відпалами. Сумарне подовження зразків в процесі проведення експериментів визначається у відповідності до наведеного алгоритму.

Порядок проведення експерименту наступний:

1. Розподіл зразків на групи, їх маркування.
2. Вимірювання точних розмірів зразків електронним штангенциркулем.
3. Проведення відпалу всіх груп зразків за режимом гомогенізації.
4. Випробування на розтяг до руйнування контрольної групи зразків та визначення їх максимального РП вихідного матеріалу заготовки e_{max_0} після проведення термічної обробки – відпалу.

5. Задати для випробувань коефіцієнт використання ресурсу пластичності k на i -му циклі «Д+ТО». Випробування на розтяг решти груп зразків до величини деформації $e_i = ke_{max_{(i-1)}}$, що визначає використаний РП на i -му циклі.

6. Проведення термічної обробки попередньо здеформованих зразків за обраним режимом.

7. Випробування на розтяг до руйнування i -ої групи зразків та визначення їх e_{max_i} , де e_{max_i} – залишковий РП на i -му циклі після проведення термічної обробки для відновлення РП.

8. Повторення п. 5, 6 та 7 до встановленої кількості переходів.

Сумарна реалізована пластичність металу в технологічному процесі ТМО для $k = const$ визначається за наступною залежністю:

$$e_{\Sigma} = e_{max_i} + \sum_{i=1}^n e_i \quad (1)$$

Ця величина пластичності відображає вплив проміжних операцій термообробки на пластичність сплаву після механічної обробки деформацією.

Нижче наведені результати експериментів для $k = 0,25$ та $k = 0,5$.

Температурні режими термічної обробки (відпалу) для проведення експерименту:

- температура нагріву заготовок – 325 °С;
- час витримки в нагрітому стані – 30 хвилин;
- охолодження – на повітрі.

Методика проведення випробувань на одновісний розтяг виконувалася згідно «ДСТУ ISO 6892-1:2019 Металеві матеріали. Випробування на розтяг. Частина 1. Метод випробування за кімнатної температури» [9].

Внаслідок обмеження кількості матеріалу були вибрано короткі зразки для проведення експериментальних досліджень. На рис. 1 показано розміри експериментальних зразків на одновісний розтяг. Для проведення експериментального дослідження по визначенню подовження ресурсу пластичності термомеханічною обробкою використано зразки із листа товщиною 2 мм із алюмінієвого сплаву системи Al-Mg-Sc для випробувань на одновісний розтяг.

Випробування на одновісний розтяг було проведено на універсальній випробувальній машині TIRA TEST-2300 (рис. 2) на кафедрі «Динаміки міцності машин та опору матеріалів» в Національному технічному університеті України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського».

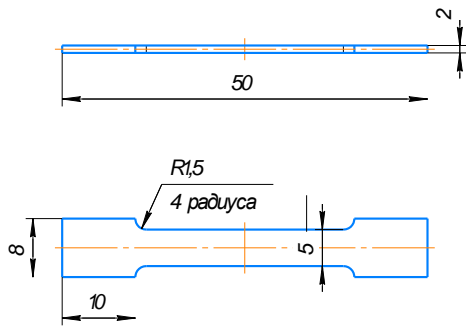


Рис. 1. Креслення зразка



Рис. 2. Універсальна випробувальна машина TIRA TEST-2300.

Сумарна реалізована пластична деформація після проведення експерименту для $k = 0,25$ було визначено за значеннями використаних ресурсів пластичності на кожному переході (в даному випадку 6 циклів «Деформація – Термічна обробка») за формулою (1):

$$e_{\Sigma} = 44,6 \%$$

Отже, $e_{\Sigma} > e_{max0}$ в 1,76 разів.

Сумарна реалізована пластична деформація після проведення експерименту для $k = 0,5$ було визначено за значеннями використаних ресурсів пластичності на кожному переході (в даному випадку 3 цикли «Деформація – Термічна обробка») за формулою (1):

$$e_{\Sigma} = 41,3 \%$$

Отже, $e_{\Sigma} > e_{max0}$ в 1,58 разів.

Графік залежності сумарного значення відносного подовження зразка (сумарної реалізованої пластичної деформації) від кількості циклів «Деформація + Термічна обробка» («Д+ТО») показано на рис. 3.

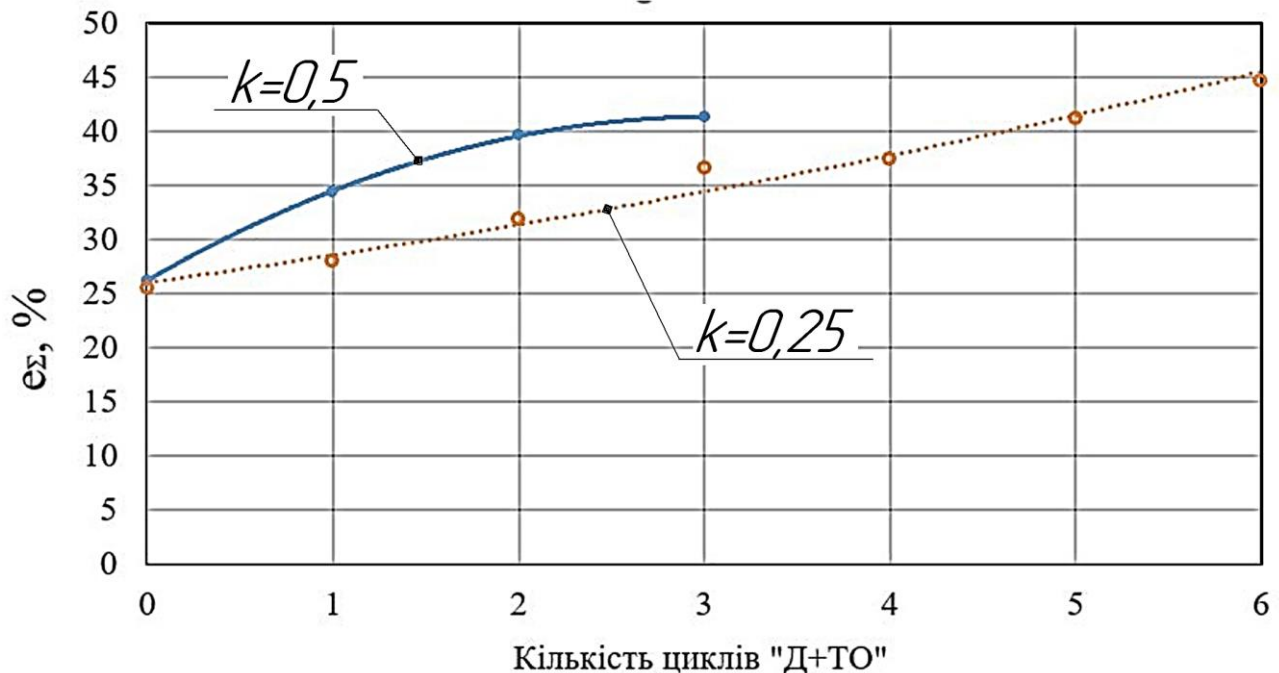


Рис. 3. Залежність сумарної реалізованої пластичної деформації від кількості циклів «Д+ТО»

В результаті, встановлено, що термічна обробка після попередньої пластичної деформації 25 % від ресурсу пластичності дає підвищення ресурсу пластичності наступні:

а) після I-го циклу:

- залишковий ресурс пластичності становить 18,9 %;
- відновлений ресурс пластичності становить 21,5 %.

Отже, ресурс пластичності був підвищений в 1,1 разів.

б) після II-го циклу:

- залишковий ресурс пластичності становить 16,1 %;
- відновлений ресурс пластичності становить 19,9 %.

Отже, ресурс пластичності був підвищений в 1,2 разів.

в) після III-го циклу:

- залишковий ресурс пластичності становить 14,9 %;
- відновлений ресурс пластичності становить 19,7 %.

Отже, ресурс пластичності був підвищений в 1,3 разів.

г) після IV-го циклу:

- залишковий ресурс пластичності становить 14,8 %;
- відновлений ресурс пластичності становить 15,6 %.

Отже, ресурс пластичності був підвищений в 1,1 разів.

г) після V-го циклу:

- залишковий ресурс пластичності становить 11,7 %;
- відновлений ресурс пластичності становить 15,4 %.

Отже, ресурс пластичності був підвищений в 1,3 разів.

д) після VI-го циклу:

- залишковий ресурс пластичності становить 11,6 %;
- відновлений ресурс пластичності становить 15,1 %.

Отже, ресурс пластичності був підвищений в 1,3 разів.

В результаті, встановлено, що термічна обробка після попередньої пластичної деформації 50 % від ресурсу пластичності дає підвищення ресурсу пластичності наступні:

а) після I-го циклу:

- залишковий ресурс пластичності становить 13,1 %;
- відновлений ресурс пластичності становить 21,3 %.

Отже, ресурс пластичності був підвищений в 1,6 разів.

б) після II-го циклу:

- залишковий ресурс пластичності становить 10,7 %;
- відновлений ресурс пластичності становить 15,9 %.

Отже, ресурс пластичності був підвищений в 1,5 разів.

в) після III-го циклу:

- залишковий ресурс пластичності становить 7,9 %;
- відновлений ресурс пластичності становить 9,7 %.

Отже, ресурс пластичності був підвищений в 1,2 разів.

Графік залежності залишкового ресурсу пластичності e_{max_i} на i -му циклі від кількості циклів показано на рис. 4.

Введемо для відношення відновленого ресурсу пластичності до залишкового коефіцієнт K – коефіцієнт відновлення ресурсу пластичності.

$$K = \frac{e_{max_i}}{(1 - k)e_{max_{(i-1)}}} \quad (2)$$

тут $(1 - k)e_{max_{(i-1)}}$ – залишковий РП на i -му переході до проведення термічної обробки для відновлення РП.

Залежність коефіцієнта K від кількості відпалів показана на рис. 5.

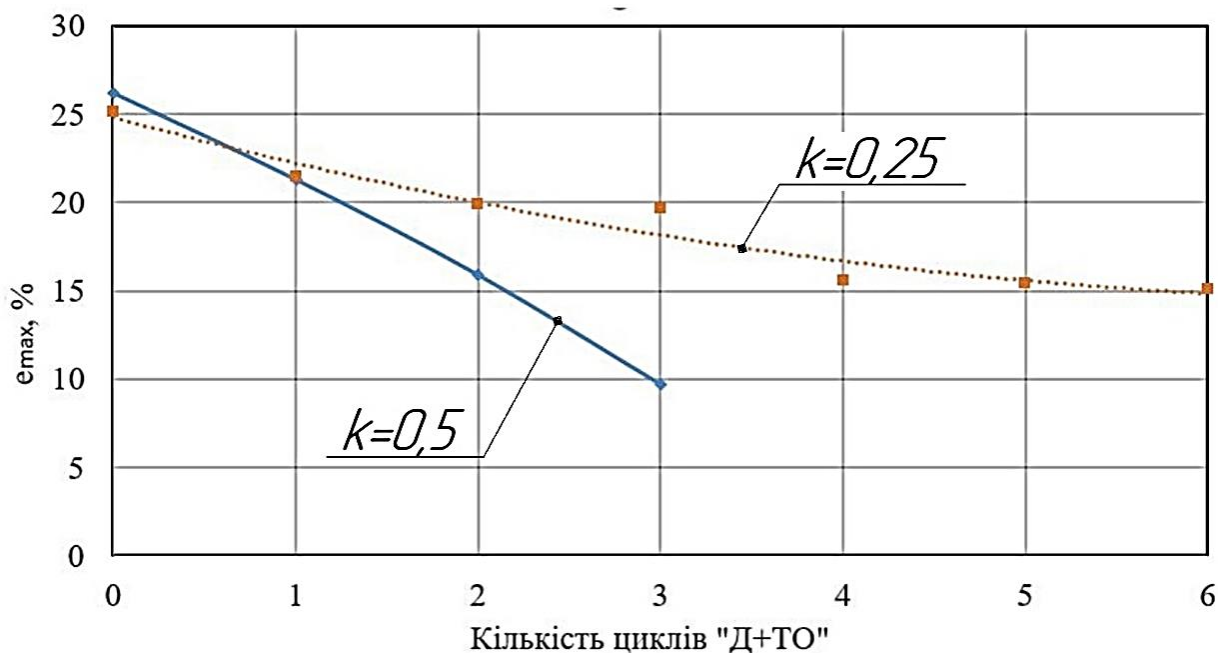


Рис. 4. Залежність залишкового ресурсу пластичності на i -му циклі від кількості циклів.

Група зразків, які проходили ТО без деформування, свідчить про те, що на ресурс пластичності не впливає кількість відпалів, так як:

$$e_{max0} = 26,2 \% \approx e_{maxTO} = 26,1 \%$$

Отже, можна дійти до висновку, що ефективність відпалу при коефіцієнті використання ресурсу пластичності $k = 0,5$ падає через накопичення пошкоджень металу при попередній деформації.

Також були проведені дослідження із коефіцієнтом використання ресурсу пластичності $k = 0,75$. За результатами яких було отримано граничну поверхню залежності пластичності матеріалу від термомеханічної обробки та кількості циклів «Д+ТО», яку показано на рис. 6.

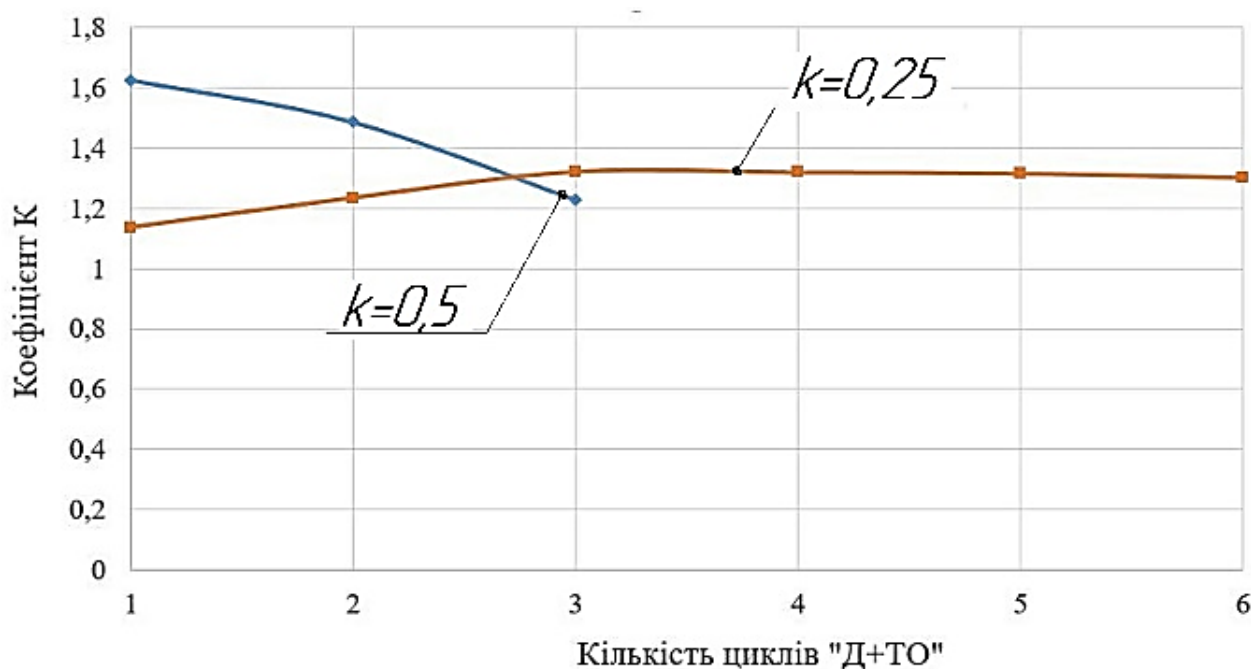


Рис. 5. Залежність коефіцієнта K від кількості циклів «Д+ТО»

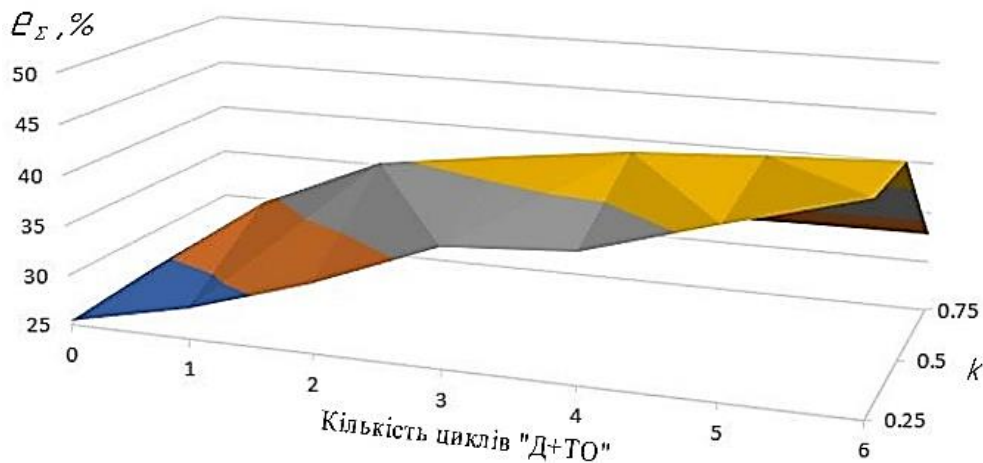


Рис. 6. Гранична поверхня залежності пластичності матеріалу від термомеханічної обробки та кількості переходів

Наведена гранична поверхня визначає пластичність матеріалу в залежності кількості циклів обробки «деформація + термічна обробка» та дозволяє вибрати параметри заготовок деталей на етапі проектування технологічного процесу.

ВИСНОВКИ

Визначено подовження ресурсу пластичності алюмінієвого сплаву системи Al-Mg-Sc за рахунок термомеханічної обробки при випробуваннях на одновісний розтяг. В результаті, встановлено, що після попередньої пластичної деформації 25 % після одного циклу термомеханічної обробки сумарний ресурс пластичності становив 28 %, після двох циклів – 31,8 %, після трьох циклів – 36,6 %, після чотирьох циклів – 37,4 %, після п'яти циклів – 41,1 %, після шести циклів – 44,6 %. Після попередньої пластичної деформації 50 % після одного циклу термомеханічної обробки сумарний ресурс пластичності становив 26,2 %, після двох – 34,4 %, після трьох – 39,6 %, після чотирьох – 41,3 %. Отже, із збільшенням кількості циклів «Д+ТО» сумарний ресурс пластичності підвищується.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Богатов А. А. Механические свойства и модели разрушения металлов: учебное пособие для вузов. Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ-УПИ. 2002. 329 с.
2. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением: учебник для вузов. Москва: Металлургия. 1986. 688 с.
3. Шпагин А.С., Кучеряев В.В., Бубнов М.В. Компьютерное моделирование процессов термомеханической обработки жаропрочных никелевых сплавов ВЖ175 и ЭП742. *Труды ВИИМ*. 2019. № 8 (80). С. 27–35.
4. Смирнов С.В., Богатов А.А., Колмогоров В.Л. Исследование пластического разрыхления металла и залечивание деформационных дефектов при отжиге. *Физика металлов и металловедение*. 1980. Т. 49, вып. 2. С. 389–393.
5. Мацевитый В.М., Вакуленко К.В., Казак И.Б. О залечивании дефектов в металлах при пластической деформации (аналитический обзор). *Проблемы машиностроения*. 2012. Т. 15, № 1. С. 66–76.
6. Смирнов С.В., Нестеренко А.В., Швейкин В.П. Определяющие соотношения механики поврежденности для молибдена в условиях теплой деформации. *Фундаментальные исследования*. 2012. № 11-3. С. 660–664.
7. Жбанов Я.Г., Алиева Л.И., Михалевич В.М. Восстановление пластичности при изотермическом горячем дробном деформировании. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2013. № 7. С. 12–17.
8. Матвийчук В.А., Алиев И.С. Совершенствование процессов локальной ротационной обработки давлением на основе анализа деформируемости металлов: монография. Краматорск: ДГМА. 2009. 268 с.
9. ДСТУ ISO 6892-1:2019. Металеві матеріали. Випробування на розтяг. Частина 1. Метод випробування за кімнатної температури. [Чинний від 2020-07-01]. Київ : ДП «УкрНДНЦ», 2020. 70 с.

REFERENCES

1. Bogatov A. A. Mechanical properties and models of destruction of metals: textbook for universities. Ekaterinburg: State Educational Institution of Higher Professional Education USTU-UPI. 2002. 329 p. (in Russian).
2. Kolmogorov V.L. Mechanics of metal forming: a textbook for high schools. Moscow: Metallurgy. 1986. 688 p. (in Russian).
3. Shpagin A.S., Kucheryaev V.V., Bubnov M.V. Computer modeling of thermomechanical processing of heat-resistant nickel alloys VZh175 and EP742. *Proceedings of VIAM*. 2019. No. 8 (80). pp. 27–35. (in Russian).
4. Smirnov S.V., Bogatov A.A., Kolmogorov V.L. Study of plastic loosening of metal and healing of deformation defects during annealing. *Physics of metals and metallurgy*. 1980. T. 49, issue. 2. pp. 389–393. (in Russian).
5. Matsevity V.M., Vakulenko K.V., Cossack I.B. On the healing of defects in metals during plastic deformation (analytical review). *Problems of mechanical engineering*. 2012. T. 15, No. 1. pp. 66–76. (in Russian).
6. Smirnov S.V., Nesterenko A.V., Shveikin V.P. Determining relations of damage mechanics for molybdenum under warm deformation. *Fundamental research*. 2012. No. 11-3. pp. 660–664. (in Russian).
7. Zhanov Ya.G., Alieva L.I., Mikhalevich V.M. Restoration of plasticity during isothermal hot fractional deformation. *Forging and Stamping Production. Material Working by Pressure*. 2013. No. 7. pp. 12–17. (in Russian).
8. Matviychuk V.A., Aliev I.S. Improving the processes of local rotational pressure treatment based on the analysis of metal deformability: monograph. Kramatorsk: DSMA, 2009. 268 p. (in Russian).
9. DSTU ISO 6892-1:2019. Metal materials. Tensile test. Part 1. Test method at room temperature. Kyiv. 2020. 70 p. (in Ukrainian).

Titov A., Koreva V., Tymoshenko O. Assessment of the elongation of the ductility life of a structural aluminum alloy of the Al-Mg-Sc system using thermomechanical processing methods.

A method has been developed and research has been carried out on extending the ductility life of a structural aluminum alloy of the Al-Mg-Sc system by thermomechanical processing using intermediate annealing during deformation processes. Tests were carried out on samples using a tensile scheme. To conduct an experimental study to determine the elongation of plasticity life by thermomechanical treatment, samples from a 2 mm thick sheet of aluminum alloy of the Al-Mg-Sc system were used. The research results are presented for various coefficients of plasticity resource utilization at the i -th transition. The value of the total realized plasticity has been established, reflecting the influence of intermediate heat treatment operations on the plasticity of the alloy after mechanical treatment by deformation. As a result, it was established that the drop in the efficiency of intermediate annealing is explained by the accumulation of metal damage during preliminary deformation. It has been established that intermediate annealing ensures an increase in the plasticity life of the material by 1.5...1.6 times. The dependence of the total realized plastic deformation on the number of "D+HT" cycles, the dependence of the residual plasticity life on the i -th cycle on the number of cycles, and the dependence of the plasticity resource recovery coefficient on the number of "D+HT" cycles are presented. The limiting surface of the dependence of the plasticity of the material on thermomechanical processing and the number of transitions based on the results of a complete study has also been constructed, which determines the plasticity of the material depending on the number of processing cycles "deformation + heat treatment" and allows you to select the parameters of the workpieces at the design stage of the technological process.

Keywords: plasticity resource, structural materials, thermomechanical processing, aluminum alloy, tensile strength..

Тітов Андрій Вячеславович – канд. техн. наук, доц., НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»

Titov Andrii – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, NTUU "Igor Sikorsky KPI"

E-mail: Avt.kpi@gmail.com

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

Корева Віталій Олегович – аспірант, НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»

Koreva Vitalii – Graduate student, NTUU "Igor Sikorsky KPI"

E-mail: koreva85@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0009-0005-2069-1026>

Тимошенко Олександр Вікторович – канд. техн. наук, доц., НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»

Tymoshenko Oleksandr – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, NTUU "Igor Sikorsky KPI"

E-mail: timosahadpm@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0226-3755>

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» (НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»), м. Київ

National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute" (NTUU "Igor Sikorsky KPI"), Kyiv

Марков О. Є.
Станков В. Ю.
Панов В. В.
Зінський В. М.

ДОСЛІДЖЕННЯ СПОСОБУ ДЕФОРМУВАННЯ ПУСТОТІЛИХ ЗАГОТОВОК З ДНОМ БОЙКАМИ ЗІ СКОСАМИ

У роботі запропоновано та досліджено новий спосіб протягування заготовок інструментом зі скосами. Заготовки протягувалися вирізними бойками з кутами вирізу $\alpha = 90^\circ, 115^\circ, 140^\circ$, кутами скосу вирізів $\beta = 10^\circ, 20^\circ, 30^\circ$ і довжиною горизонтальної полиці деформуючої частини (яка визначає величину подачі) $a = 100, 200, 300$ мм. Ступінь деформації заготівлі становив 20 %, 40 % та 60%. Загальною закономірністю для досліджуваних схем кування є те, що при протяжці порожнистих заготовок з діаметром отвору $d_0/D = 0,3$ відбувається заковування отвору при обтисканні більше 40%. Отримані результати показують, що переважний вплив на заковування робить вихідний діаметр отвору заготовки. Однак інтенсивність заковування отвору зменшується зі збільшенням ступеня обтиснення заготовки. Загальною закономірністю для досліджуваних схем кування є те, що інтенсивність кування отвору однакова при різних обтисненнях для постійних співвідношеннях розмірів заготовки. При подачах більше $0,2D$ не відбувається якісної та кількісної зміни залежності зміни ступеня та інтенсивності заковування отвору. Подача, що рекомендується, повинна бути в діапазоні $(0,1 \dots 0,2)D$. Після проведення теоретичного дослідження, дослідження деформованого стану металу заготовки та механізму заковування отвору циліндра, була обрана найефективніша схема, в якій вирізні бойки мали виріз 115° і ширину деформуючої частини $0,1D$, геометричні параметри $d_0/D = 0,8$. У даній схемі при протяжці плин металу відбувалося вздовж осі, що сприяє подовженню поковки і не повному заковуванню отвору.

Ключові слова: деформування, заготовка, протяжка, циліндр, конічні виступи, оправка, закриття отвору.

Пріоритетним напрямом розвитку важкого машинобудування на сьогоднішній день є підвищення якості деталей відповідального призначення для підвищення їх експлуатаційних характеристик та зниження витрат на їхнє виробництво.

Існуючі методи виробництва таких поковок передбачають приварювання дна до порожнистих циліндрів, ротаційне кування, а також кування з оправкою для отримання порожнистих циліндричних поковок з дном. Ці методи виготовлення порожнистих циліндрів з дном не забезпечують усунення дефектів металургійного походження. Більш того, ці методи не забезпечують повного заковування дна через окислену поверхню металу заготівлі та необхідності використовувати дорогі оправки, зварювальний шов так само не має достатньої надійності [1, 2]. Однак визначення основних технологічних параметрів процесу виготовлення пустотілих заготовок з дном є складним завданням. Тому у виробництві досить великий обсяг експериментальних і довідкових робіт, а режими обробки, що реалізуються, далекі від оптимальних.

Відомий спосіб виготовлення порожнистих поковок, запропонований В. О. Ростовщikovим [3], що включає нагрівання порожнистої заготовки до температури деформації, установку в її порожнину короткої оправки і наступне кування заготовки з подачами і кантівками одночасно чотирма бойками на радіально-обтискній машині. Недоліком даного способу є неможливість отримання труб з високою якістю поверхні, це обумовлено зміщенням оправки при куванні в зоні деформування щодо умовної осі кування, що є причиною розношеності поковки та збільшення припусків під подальшу механічну обробку.

Відомий також спосіб І. В. Голишева [4], для виготовлення порожнистих поковок на гідравлічному кувальному пресі із застосуванням оправки. У цьому способі нагріту порожнисту заготовку встановлюють довгу оправку з невеликим зазором і утримують при куванні з однієї або двох сторін на ланцюгах крана або маніпулятором. Деформування виробляють двома бойками, обтискуючи ділянки заготівлі у певній послідовності без переміщення заготівлі щодо оправки. Після закінчення деформування оправку видаляють з поковки гідравлічним екстрактором або шляхом переміщення столу преса.

Цей спосіб дозволяє отримувати різні порожнисті поковки, у тому числі значних поперечних перерізів, з порожнистих заготовок і злитків на гідравлічних кувальних пресах. Недоліком даного способу є те, що при його здійсненні потрібні великі зусилля для зняття заготівлі з оправки, а в деяких випадках, через заковування оправки і великі сили тертя між оправкою і заготівлею, що виникають при цьому, не вдається зняти останню з оправки без зміни форми заготівлі.

Б. С. Каргіним та Є. С. Котовою вивчався вплив форми бойків на продуктивність протяжки на оправці [5]. Застосування вирізних бойків сприяє більш інтенсивному плину металу в подовження, що підвищує продуктивність процесу, порівняно з куванням комбінованими бойками, на 25...30 %. Це відбувається за рахунок контакту максимальної частини периметра поперечного перерізу заготовки з інструментом, а напружений стан при обтисненні вирізними бойками більшою мірою наближається до всебічного нерівномірного стиснення. При куванні порожнистих заготовок у комбінованих і вирізних бойках інтенсивність плину металу різна.

Мета роботи полягає у вивченні, аналізі деформованого стану, який дозволить розробити нові технологічні процеси кування порожнистих заготовок без оправки інструментом зі скосами. Тема актуальна та своєчасна, вирішує важливу науково-практичну проблему розробки та вдосконалення способів виготовлення ковкою циліндрів поковок з дном, які гарантують отримання продукції високої якості.

Поставлена мета реалізована на основі методу скінчених елементів програмного пакету DEFORM 3D. Достовірність отриманих теоретичних результатів перевірялася експериментом у лабораторних умовах, що ґрунтуються на законах подібності та моделювання. Численні експерименти проводилися з використанням ЕОМ. Під час обробки результатів чисельних експериментів застосовувалися методи математичної статистики.

Достовірність наукових положень, висновків та рекомендацій забезпечена дотриманням відповідних сучасних методик під час проведення експериментів, перевіркою математичної моделі на адекватність та підтверджена відповідністю експериментальних результатів із теоретичним дослідженням.

При куванні пустотілих циліндрів з дном широкого поширення набув спосіб протягування поковок вирізними бойками. Тому дослідження та аналіз впливу геометричних параметрів ковальського інструменту, на напружено-деформований стан, доцільніше розпочати зі схеми кування вирізними бойками. Вихідні дані для розрахунку: сталь 34ХНМ4, $t = 1200^{\circ}\text{C}$; $v = 40$ мм/с; $D = 1000$ мм. Відношення зовнішнього та внутрішнього діаметрів $d_0/D = 0,3$.

Досліджувана схема протяжки представлена на рисунку 1. У дослідженні використовувалися циліндричні сталеві порожнисті заготовки. Висота заготовок становила $H_1 = 238$ мм.

Інтенсифікувати витяжку при протяжці, а, відповідно, знизити ступінь заковування отвору в заготовці можна за рахунок застосування вирізних бойків зі скосами [6]. Кут скосів бойків (β) також є важливим чинником, він визначає величину подачі. З досвіду кування плит плоскими бойками зі скосами ефективний кут становить $10 \dots 30^{\circ}$ [7].

Заготовки протягувалися вирізними бойками з кутами вирізу $\alpha = 90^{\circ}, 115^{\circ}, 140^{\circ}$, кутами скосу вирізів $\beta = 10^{\circ}, 20^{\circ}, 30^{\circ}$ і довжиною горизонтальної полиці деформуючої частини (яка визначає величину подачі) $a = 100, 200, 300$ мм. Ступінь деформації заготівлі становив 20 %, 40 % та 60 %.

Досліджувався вплив трьох факторів, що варіювалися на трьох рівнях (кубічна модель), в результаті одержуємо 27 схем для дослідження. Результати розрахунку: інтенсивність та заковування внутрішнього отвору під час протягування. Особливість кування бойками, які мають скоси – зміна довжини робочої горизонтальної полиці бойків (рис. 2). Це, своєю чергою, призводить до зміни величини подачі. Перевищення величини подачі довжини горизонтальної полиці бойків призведе до утворення хвилястості та затисків на поверхні поковки. При кутах скосів бойків в інтервалі $10^{\circ}; 20^{\circ}; 30^{\circ}$ довжина горизонтальної полиці бойка (рис. 2) відповідає тиме відносної подачі (a/D), що дорівнює 0,1; 0,2; 0,3 відповідно.

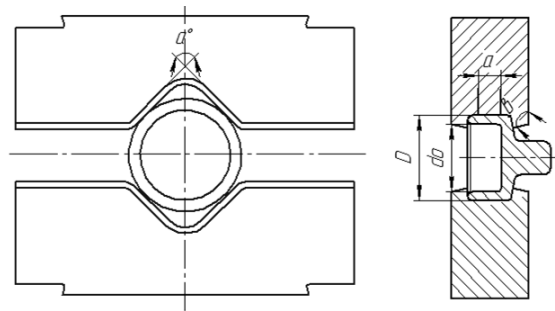


Рис. 1. Схема протягування вирізними бойками зі скосами

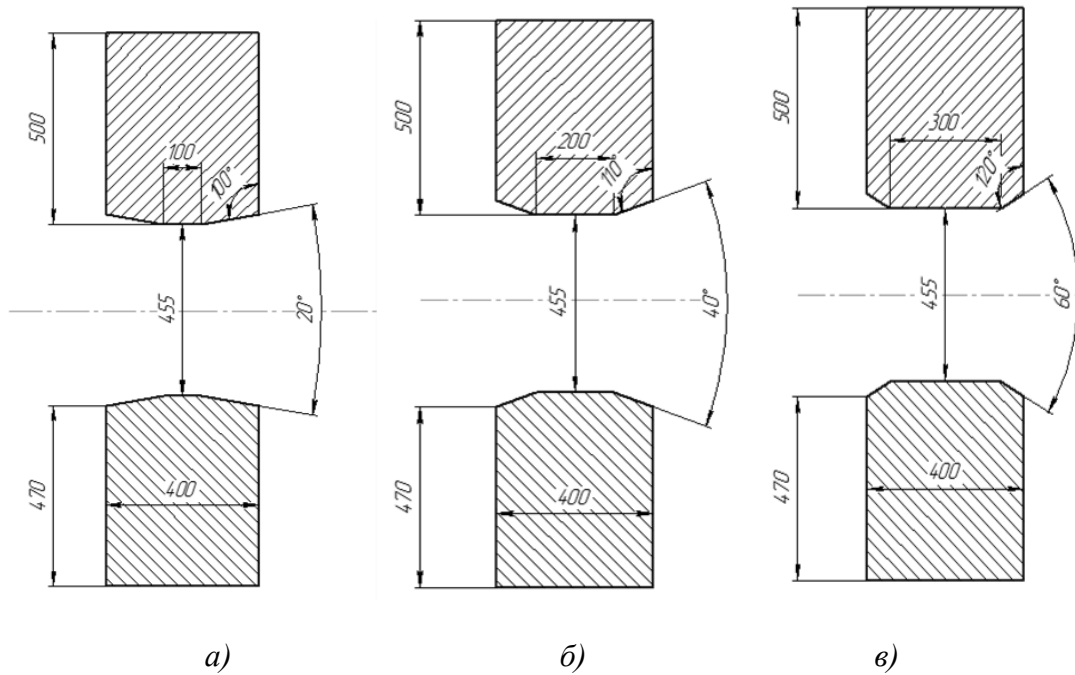


Рис. 2. Вирізни бойки зі скосами з різною шириною деформуючої частини та кутами скосів: а – 10° ; б – 20° ; в – 30°

Кількість скінченних елементів становила 40 000. Напруження течії для сталі 34ХНМ4 в гарячому стані показано на рис. 3. Для МСЕ моделювання використовували 3D модель.

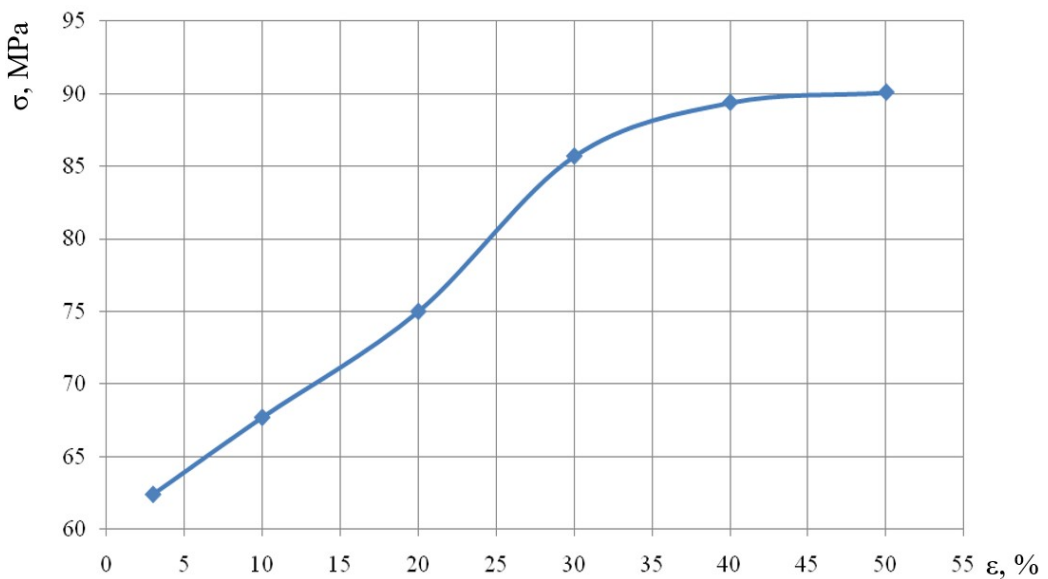


Рис. 3. Напруження течії сталі 34ХНМ4 при температурі 1180°C

Тому два фактори (кут скосу бойків та величина подачі) пов'язані між собою і не можуть виступати незалежними параметрами. Таким чином, ці два фактори можна об'єднати в один параметр і розділити дослідження на три схеми, при яких варіюватиметься кут скосу бойків (величина подачі).

Протяжка бойками з кутом вирізу 90° з подачами, рівними $0,1D$ забезпечує заковування отвору зі збільшенням ступеня обтискання заготовки (рис. 4). Однак величина заковування зменшується із збільшенням діаметра отвору заготовки (d_0). Оцінити інтенсивність («швидкість») заковування можна після аналізу результатів, що представлені рис. 5.

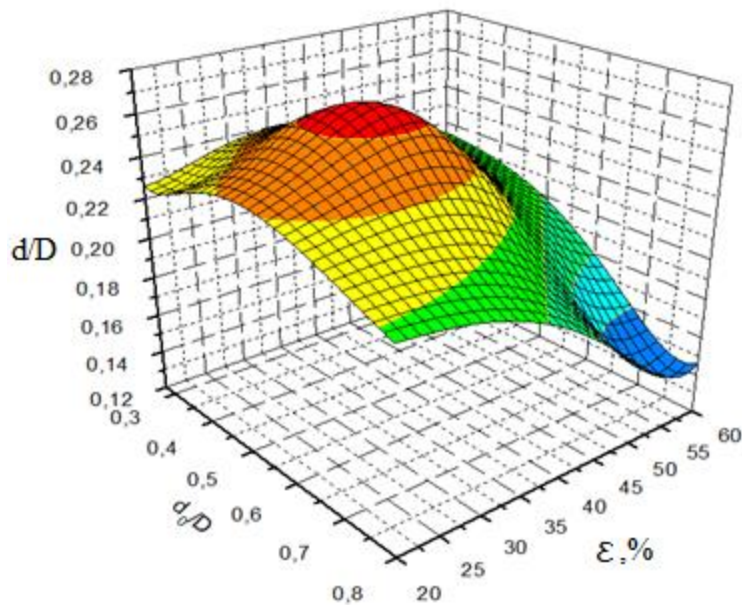


Рис. 4. Ступінь заковування отвору при протяжці пустотілих циліндрів бойками з кутом вирізу $\alpha = 90^\circ$ та кутами скосів $\beta = 10^\circ$

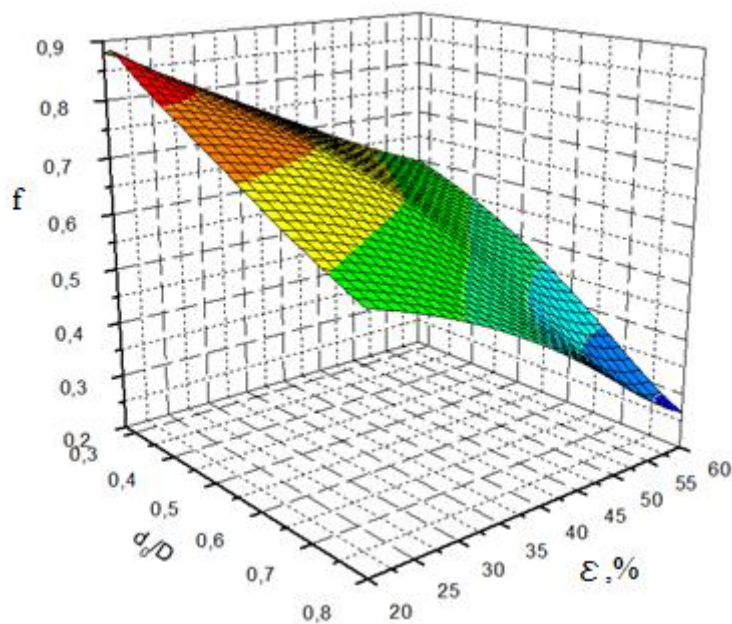


Рис. 5. Інтенсивність заковування отвору при протягуванні пустотілих циліндрів бойками з кутом вирізу $\alpha = 90^\circ$ та кутами скосів $\beta = 10^\circ$

Збільшення кута вирізу бойків до $\alpha = 115^\circ$ призводить до схожих результатів зі зменшення діаметра отвору поковку при збільшенні ступеня обтискання й зменшення товщини стінки (рис. 6).

При цьому величина кінцевого відносного діаметра (d/D) менша, ніж для кута вирізу $\alpha = 90^\circ$ (див. рис. 4), за однакових умов деформування, і має форму параболоїда обертання.

Інтенсивність заковування (f) для даної геометрії інструменту переважно залежить від вихідного відносного діаметра (d_0/D), ніж від ступеня обтиснення (рис. 7). Отримані результати дозволяють зробити висновок, що ступінь заковування збільшується, а швидкість заковування однакова при різних значеннях обтискання, тобто діаметр заковується практично з постійною швидкістю (рис. 6 та 7).

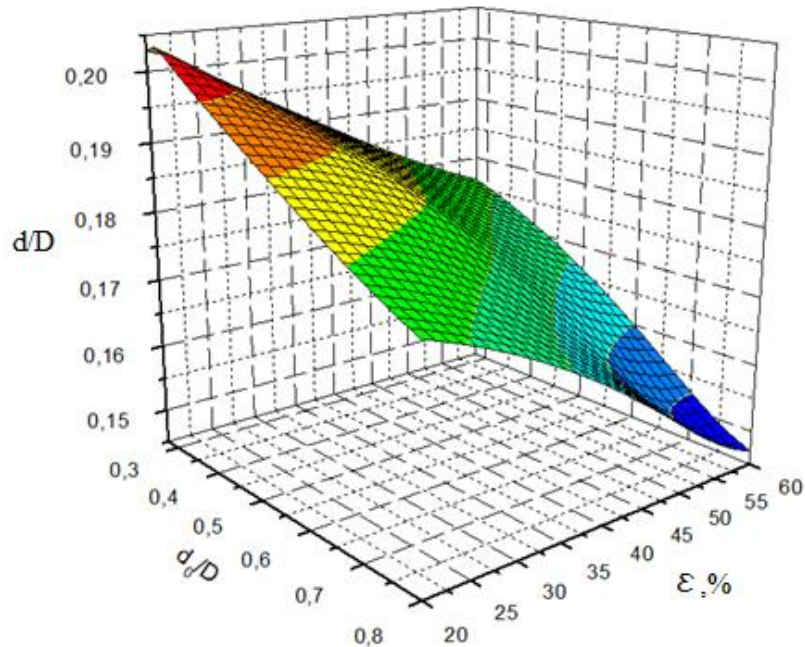


Рис. 6. Ступінь заковування отвору при протяжці пустотілих циліндрів бойками з кутом вирізу $\alpha = 115^\circ$ та кутами скосів $\beta = 10^\circ$

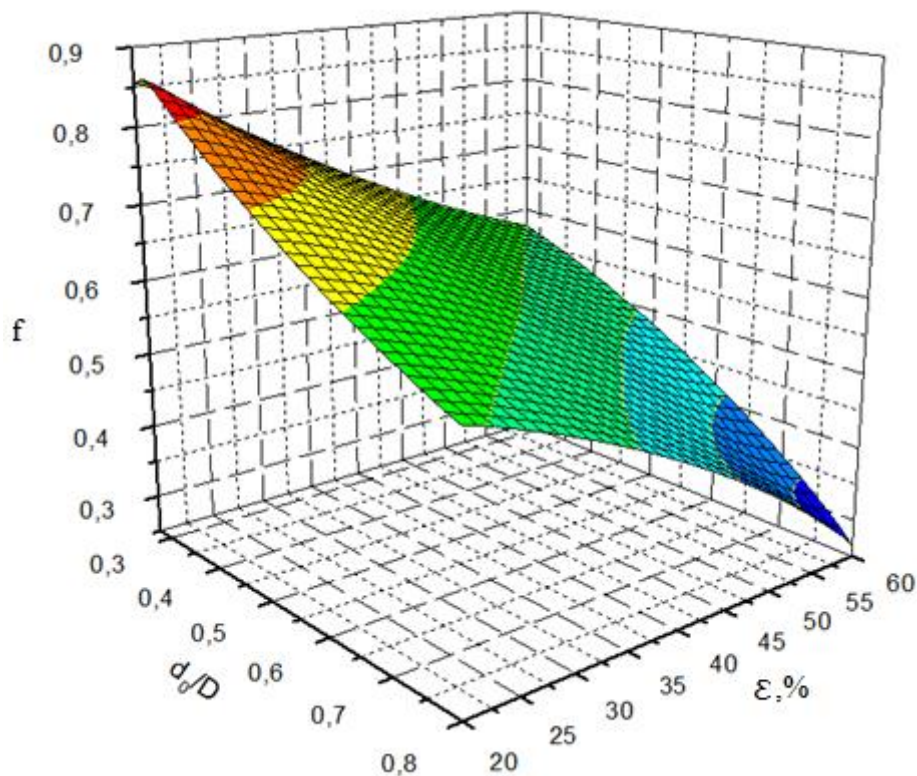


Рис. 7. Інтенсивність заковування отвору при протяжці пустотілих циліндрів бойками з кутом вирізу $\alpha = 115^\circ$ та кутами скосів $\beta = 10^\circ$

При куті вирізу $\alpha = 140^\circ$ ступінь заковування отвору зменшується (рис. 8), особливо при початковому відносному діаметрі $d_0/D > 0,4$. Ці результати відповідають інтенсивності заковування, яке зменшується із зменшенням товщини стінки заготовки (рис. 9). Отримана закономірність пояснюється тим, що великі кути вирізу сприяють збільшенню розширення, а відповідно зменшення набору товщини стінки при однакових обтисканнях.

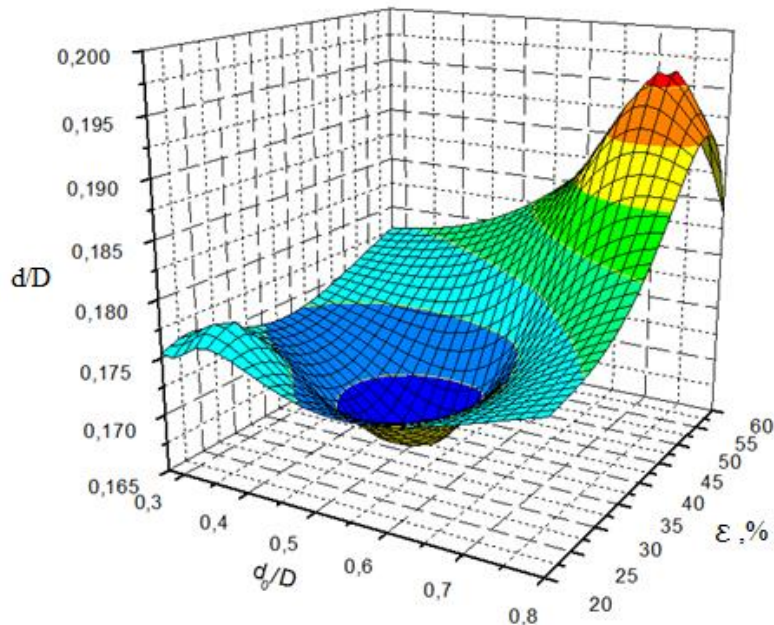


Рис. 8. Ступінь заковування отвору при протяжці пустотілих циліндрів бойками з кутом вирізу $\alpha = 140^\circ$ та кутами скосів $\beta = 10^\circ$

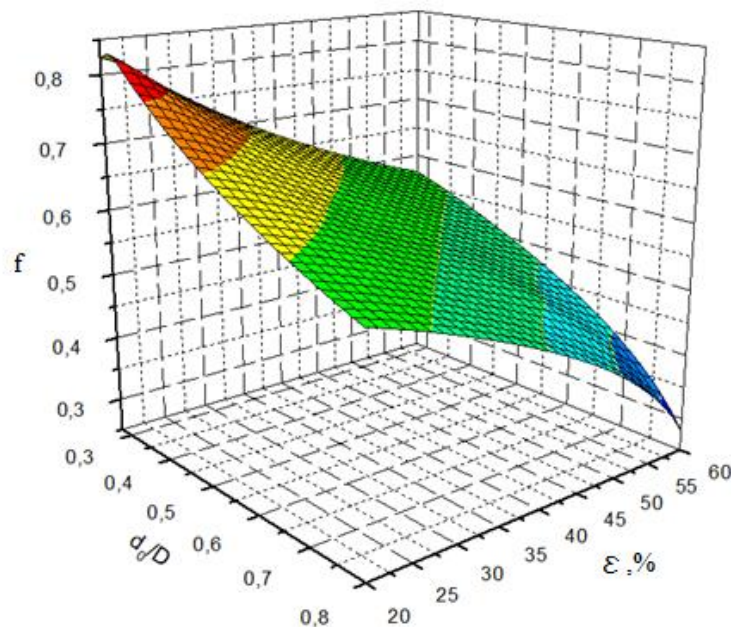


Рис. 9. Інтенсивність заковування отвору при протяжці пустотілих циліндрів бойками з кутом вирізу $\alpha = 140^\circ$ та кутами скосів $\beta = 10^\circ$

ВИСНОВКИ

1. Загальною закономірністю для досліджуваних схем кування є те, що при протяжці порожнистих заготовок з діаметром отвору $d_0/D = 0,3$ відбувається заковування отвору при обтисканні більше 40%. Інтенсивність заковування отвору однакова при різних обтисканнях для постійних співвідношеннях розмірів заготовки.

2. Отримані результати показують, що переважний вплив на заковування робить вихідний діаметр отвору заготовки. Однак інтенсивність заковування отвору зменшується зі збільшенням ступеня обтиснення заготовки, що є важливим науковим спостереженням і не було відомо раніше.

3. Загальною закономірністю для досліджуваних схем кування є те, що інтенсивність кування отвору однакова при різних обтисненнях для постійних співвідношеннях розмірів заготовки.

4. При подачах більше $0,2D$ не відбувається якісної та кількісної зміни залежності зміни ступеня та інтенсивності заковування отвору. Це дозволяє визначити рекомендовану подачу для інтенсивної витяжки заготівлі та зменшення ступеня заковування отвору. Подача, що рекомендується, повинна бути в діапазоні $(0,1...0,2)D$.

5. Після проведення теоретичного дослідження, дослідження деформованого стану металу заготовки та механізму заковування отвору циліндра, була обрана найефективніша схема, в якій вирізні бойки мали виріз 115° і ширину деформуючої частини $0,1D$, геометричні параметри $d_0/D = 0,8$. У даній схемі при протяжці протягом металу відбувалося вздовж осі, що сприяє подовженню поковки і не повному заковування отвору, а так само рівномірному розподілу деформацій і високої якості поверхні поковки в порівнянні з іншими способами.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Кальченко П.П., Марков О.Е. Новые технологические процессыковки крупных прессовых поковок : монография. Краматорск : ДГМА. 2014. 100 с. ISBN 978-966-379-692-5.
2. Марков О.Е., Алиев И.С. Ресурсосберегающие технологические процессыковки крупных валов и плит : монография. Краматорск : ДГМА. 2012. 324 с. ISBN 978-966-379-583-6.
3. Ростовщиков В.А. Технология и оборудование для формообразования полых длинномерных поковок горячим радиальным обжатием. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1987. 6. С. 10–13.
4. Ротационнаяковка полых цилиндрическихзаготовок : дис. ...канд. техн. наук :05.03.05. Голышев Игорь Владимирович. Тула, ТГУ. 2008. 139 с.
5. Каргин Б.С., Котова Е.С. Сравнение производительности при протяжкепустотелых поковок на оправке комбинированными и вырезными бойками. *Вісник Приазовського державного технічного університету. Сер. :Технічні науки*. 2013. 27. С. 49–52.
6. Пат. 86881 Україна, В 21 J 5/00. Спосіб кування порожнистих циліндрів з дном. Марков О.Є., Маркова М.О., № u201309697; заявл. 05.08.13; опубл. 10.01.14. Бюл. № 1.
7. Марков О.Е. Деформированное состояние при протяжке укороченных слитков бойками со скосами. *Научный вестник ДГМА : сб. науч. трудов*. Краматорск. 2013. 2 (12E). С. 70–78. URL : [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/№2\(12E\)_2013/article/12.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/№2(12E)_2013/article/12.pdf)
8. Маркова М.А., Недодай Р.С., Шарун А.О., Чуева К.Л. Схемыковки крупных поковок с интенсивными пластическими деформациями. *Матеріали XII Міжнародної науково-технічної конференції «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку»*. 23–24 вересня 2014 року. Краматорськ: ДДМА. 2014. С. 61. ISBN 978-966-379-640-6.
9. Маркова М.А. Исследование деформированного состояния заготовки при протяжке полых поковок без оправки бойками со скосами. *Научный Вестник ДГМА : сб. науч. трудов*. Краматорск. 2014. 3 (15E). С. 75–82.
10. Маркова М.А., Ризак П.И. Формоизменение полых поковок в процессе протяжки без оправки бойками со скосами. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2014. 3 (36). С. 35–40.

REFERENCES

1. Kalchenko P.P., Markov O.E. New technological processes for forging large press forgings: monograph. Kratomorsk: DSEA. 2014. 100 p. ISBN 978-966-379-692-5. (*in Russian*).
2. Markov O.E., Aliiev I.S. Resource-saving technological processes for forging large shafts and plates: monograph. Kratomorsk: DSEA. 2012. 324 p. ISBN 978-966-379-583-6. (*in Russian*).
3. Rostovshchikov V.A. Technology and equipment for forming long hollow forgings by hot radial compression. *Forging and stamping production*. 1987. 6, pp. 10–13. (*in Russian*).
4. Rotational forging of hollow cylindrical blanks: dis. ...cand. tech. Sciences:05.03.05. Golyshev Igor Vladimirovich. Tula, TSU. 2008. 139 p. (*in Russian*).
5. Kargin B.S., Kotova E.S. Comparison of productivity when drawing hollow forgings on a mandrel using combined and cut-out dies. *Bulletin of the Azov State Technical University. Ser. :Technical sciences*. 2013. 27, pp. 49–52. (*in Russian*).
6. Pat. 86881 Ukraine, B 21 J 5/00. Method of soaking empty cylinders from the bottom. Markov O.E., Markova M.O. No. u201309697; application 05.08.13; publ. 01.10.14. Bull. No. 1. (*in Ukrainian*).

7. Markov O.E. Deformed state when pulling shortened ingots with beveled strikers. *Scientific bulletin of the DSEA: collection. scientific works.* Kramatorsk 2013. 2 (12E), pp. 70–78. URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/№2\(12E\)_2013/article/12.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/№2(12E)_2013/article/12.pdf) (in Russian).

8. Markova M.A., Nedodai R.S., Sharun A.O., Chueva K.L. Forging schemes for large forgings with intense plastic deformations. *Proceedings of the XII International Scientific and Technical Conference "Importance of Mechanical Engineering. Problems and prospects for development."* 23–24 June 2014. Kramatorsk: DSEA. 2014, pp. 61. ISBN 978-966-379-640-6. (in Russian).

9. Markova M.A. Study of the deformed state of the workpiece when drawing hollow forgings without a mandrel using beveled strikers. *Scientific Bulletin of the DSEA: collection. scientific works.* Kramatorsk: DSEA. 2014. 3 (15E), pp. 75–82. (in Russian).

10. Markova M.A., Rizak P.I. Shaping of hollow forgings in the process of broaching without mandrels with beveled strikers. *Materials Working by Pressure.* Kramatorsk: DSEA. 2014. 3 (36), pp. 35-40. (in Russian).

Markov O., Stankov V., Panov V., Zinskyi V. Study of deformation method of hollow workpieces with bottom by dies with chamfer.

The paper proposes and investigates a new method for pulling blanks with a tool with bevels. The blanks were pulled by cut-out heads with cut-out angles $\alpha = 90^\circ, 115^\circ, 140^\circ$, cut-out bevel angles $\beta = 10^\circ, 20^\circ, 30^\circ$, and the length of the horizontal flange of the deforming part (determining the feed rate) $a = 100.0$ mm. The degree of blank deformation was 20%, 40% and 60%. The general regularity for the investigated forging schemes is that when broached hollow billets with a decoction diameter $d_0/D = 0.3$, the aversion is forged with a reduction of more than 40%. The results obtained show that the initial diameter of the workpiece hole has a predominant effect on the forging. However, the intensity of forging the decoction decreases with an increase in the degree of reduction of the workpiece. The general pattern for the studied forging schemes is that the intensity of prevention forging is the same at different reductions for constant ratios of the workpiece dimensions. When feeds are more than $0.2D$, there is no qualitative and quantitative change in the dependence of the change in the degree and intensity of forging prevention. The recommended feed should be in the range $(0.1...0.2)D$. After carrying out a theoretical study, studying the deformed state of the workpiece metal and the cylinder hole forging mechanism, the most effective scheme was chosen, in which the cut-out heads had a cut-out of 115° and a width of the deforming part of $0.1D$, geometric parameters $d_0/D = 0.8$. In this scheme, during broaching, the metal flow occurred along the axis, which contributes to the continuation of forging and not complete forging of repulsion.

Keywords: deformation, workpiece, drawing, cylinder, conical projections, mandrel, hole closing

Марков Олег Євгенійович – д-р техн. наук, зав. каф. АВП ДДМА

Markov Oleg – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Head of Department DSEA

E-mail: oleg.markov.ond@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2467-9607>

Станков Віталій Юрійович – аспірант ДДМА

Stankov Vitaliy – post graduate, DSEA

E-mail: v.stankov@emss.dn.ua

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2690-8354>

Панов Володимир Володимирович – аспірант ДДМА

Panov Volodymir – post graduate, DSEA

E-mail: v.panov@emss.dn.ua

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4145-9665>

Зінський Володимир Миколайович – аспірант ДДМА

Zinskyi Volodymyr – post graduate, DSEA

E-mail: dolomit.prodam@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4145-9665>

Донбаська державна машинобудівна академія (ДДМА), м. Краматорськ

Donbas State Engineering Academy (DSEA), Kramatorsk

Стаття поступила в редакцію 10.08.23 з.

Марков О. Є.
Молодецький В. В.
Зінській В. М.
Абхари П. Б.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ НОВОГО ПРОЦЕСУ ДЕФОРМУВАННЯ ПОКОВОК ТИПУ ГІЛЬЗ

Проведено дослідження нового способу виготовлення пустотілих гільз. Запропонований метод полягає в деформуванні порожнистої заготовки з дном без оправки. Запропоновано методику проведення експериментальних досліджень на основі закону подібності. Методика призначена для визначення подовження, заковування внутрішнього діаметра та збільшення товщини стінки порожнистої заготовки при деформуванні пустотілих поковок з дном без використання оправки. Варіювали таким параметром – діаметр отвору пустотілої заготовки, який змінювався в діапазоні 0,3 ... 0,8. Було встановлено діаметр отвору пустотілої заготовки, який зменшується при деформуванні розробленим методом. Були встановлені закономірності інтенсивності витяжки та збільшення товщини стінки пустотілої заготовки. Було запропоновано параметр для визначення ступеня витяжки порожнистої заготовки. Було зазначено, що при збільшенні діаметра отвору інтенсивність подовження порожнистої заготовки підвищується та зменшується ступінь закриття внутрішнього діаметра. Визначальною закономірністю досліджених схем деформування є те, що значення витяжки порожнистої заготовки мало змінюється залежно від ступеня деформації при однакових вихідних геометричних параметрах порожнистої заготовки. В результаті було визначено ефективну подачу, яка підвищує ступінь витяжки порожнистої заготовки та зменшує ступінь заковування внутрішньої порожнини. Ефективна подача повинна бути в діапазоні 10...15% від вихідного діаметру заготовки. Ці результати були встановлені на зразках із свинцю з додаванням сурми. Також встановлено, що при діаметрі отвору пустотілої заготовки приблизно 0,55 від діаметра заготовки відбувається інтенсивне збільшення товщини стінки заготовки. Похибка отриманих експериментальних результатів становить 7...11%. Встановлені залежності дозволяють визначати кінцевий діаметр отвору пустотілої заготовки. Результати дослідження дозволили встановити, що деформування порожнистих заготовок без оправки є можливим. Розроблений спосіб розширює технологічні можливості процесів виготовлення поковок типу гільз.

Ключові слова: *пустотіла заготовка, деформування без оправки, протяжка, заковування отвору, подовження заготовки*

Основним напрямком удосконалення машинобудування є зниження витрат на виробництво пустотілих деталей з дном (гільзи, гідро- та пневмоциліндри, балони) та підвищення їх якості [1–2]. Ці поковки необхідно виготовляти протяжкою на оправці. Однак, на практиці часті за все виготовляються пустотілі циліндри з суцільних валів до яких приварюється дно. В результаті знижується продуктивність процесу, збільшуються витрати металу у відхід. Таким чином задача виробництва пустотілих заготовок з дном на сьогодні є затребуваною та вимагає розробки та дослідження нових процесів виготовлення зазначених деталей.

У роботі [3] встановлювався вплив геометрії деформуючого інструменту на деформований та напружений стан у процесі деформування труб на оправці. Встановлено, що для виготовлення пустотілої поковки із максимальною рівномірністю розподілу інтенсивностей деформацій та механічних характеристик уздовж стінки пустотілої заготовки доцільно використовувати деформуючий інструмент з випуклою поверхнею. За результатами експериментального моделювання способу деформування пустотілих поковок на радіально-кувальних машинах встановлено, що досліджуваний процес дає можливість збільшити міцність і в'язкість металу [4]. Автором роботи встановлена залежність для визначення осьової, радіальної та окружної деформації заготовки. Визначено вплив обтискання на технологічні режими протягування з використанням оправки. Однак у роботах [3, 4] не встановлено вплив способу деформування на утворення текстури, що збільшує анізотропію механічних характеристик матеріалу.

У роботі [5] моделювались способи радіального деформування пустотілих заготовок з використанням оправки. За результатами експериментального моделювання були

виготовлені пустотілі заготовки з різними діаметрами та стінками. Автори здійснювали деформування чотирма бойками, це сприяло направленню течії металу заготовки уздовж осі, що дозволило знизити розширення у процесі деформування.

У процесі деформування пустотілих заготовок досліджувався вплив форми бойків для визначення проковування осьової частини злитка [6]. За результатами дослідження встановлено, що отримати рівномірні механічні характеристики у поперечному та поздовжньому напрямках можливо при удосконаленні форми бойків.

Підвищення точності розмірів зовнішньої та внутрішньої частин металевих пустотілих поковок після деформування з використанням оправки представлено у роботі [7]. Авторами роботи встановлено, що при збільшенні кута вирізних бойків відбувається підвищення рівномірності розподілу деформацій. Збільшення обтискання сприяє збільшенню точності отвору пустотілі заготовки, але це збільшення може призвести до тріщиноутворення.

У роботі [8] досліджували вплив розподілу лікваци заготовки при куванні, що дозволило уточнити режими термічної обробки. Автори розробили програму для дослідження процесу деформування пустотілих поковок.

У дослідженнях [9, 10] порівнюються процеси деформування пустотілих поковок трьома та двома бойками без використання оправки. В результаті досліджень встановлено, що у процесі протягування двома ковальськими бойками більш інтенсивно утворюються дефекти на поверхні, ніж при протягуванні трьома бойками [11–13]. Встановлено, що зусилля деформування двома бойками більше, ніж трьома. Деформації в тілі заготовок при куванні пустотілих поковок трьома бойками розподіляються рівномірно. Однак такий спосіб деформування пустотілих поковок не можна використовувати для виготовлення довгомірних пустотілих поковок.

Аналіз літератури дозволив визначити, що проблема виготовлення пустотілих поковок на сьогодні остаточно не вирішена. Найпрогресивнішими методами визначені способи протягування без використання оправки. Але напружено-деформований стан (НДС) та формозмінення отвору пустотілої заготовки у процесі протягування без використання оправки не встановлені. Тому потрібно удосконалити та дослідити процеси протягування пустотілих поковок без використання оправки. Розробка нових техпроцесів деформування пустотілих поковок без використання ковальської оправки потребує проведення комплексного моделювання і розробки рекомендацій для їх реалізації.

Мета роботи – розробка та експериментальна перевірка нового процесу виготовлення пустотілих заготовок з дном для підвищення продуктивності та зниження витрат металу у стружку.

Експериментальне дослідження процесу деформування пустотілих поковок проводилося на свинцевих зразках. Внутрішній діаметру у відносному співвідношенні (d_0/D) дорівнював 0.30, 0.55, 0.80. Схема процесу деформування наведена на рис. 1.

У свинець додавався 1,0 % сурми, що наблизило реологічні властивості матеріалу до сталі 40X при температурі гарячої обробки тиском. Зовнішній діаметр заготовок склав 50 мм, висота 24 мм, внутрішній діаметр пустотілої заготовки варіювався у діапазоні 12,25; 22,5; 35 мм, подача становила 10 % від діаметру (D), масштабний коефіцієнт складав 1:20. Пустотілі свинцеві зразки виготовлялися литтям у форму (рис. 2). Паралельність деформуючого інструменту забезпечувалась штамповим пакетом (рис. 3). Деформування проводилось до зовнішнього діаметру 26 мм. У процесі експериментальних досліджень вимірювалися розміри отвору пустотілі заготовки.

Деформування проводилося на гідропресі силою 0,5 МН. Швидкість руху інструменту складала 1,5 мм/с, що відповідало кінематичним умовам подібності. При деформуванні вимірювалися розміри моделей та зусилля деформування при протягуванні з обтисканням 5 %. Проводилися заміри об'єму порожнини поковки з використанням мірного волюметра. За глибиною та об'ємом порожнини визначався діаметр отвору пустотілі заготовки після протягування без використання ковальської оправки.

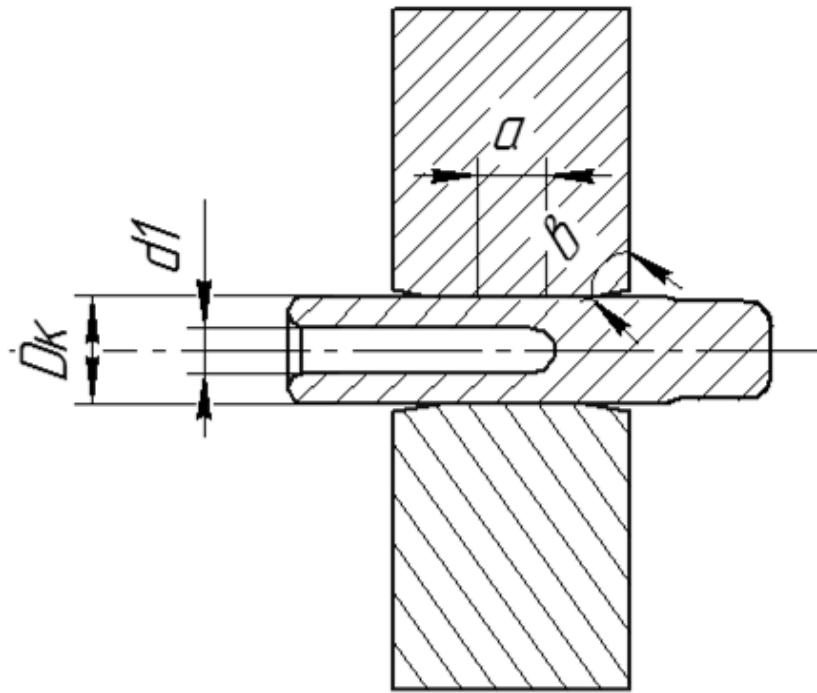


Рис. 1. Розрахункова схема деформування без оправки



Рис. 2. Свинцеві заготовки до деформування

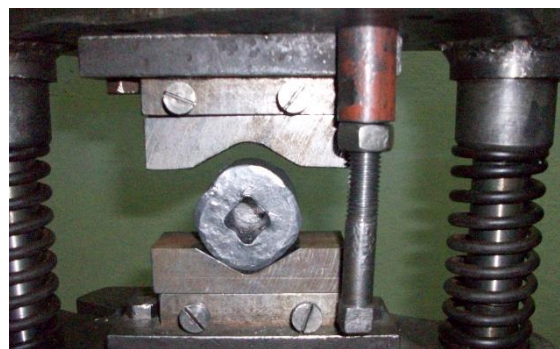


Рис. 3. Оснащення для експериментального моделювання

Свинцеві моделі деформувалися бойками з вирізом 115° та подачею 10 %. Ці параметри були встановлені на основі результатів моделювання МСЕ як раціональні для інтенсивного подовження при куванні. Протягування реалізовувалось проходами з деформацією по 5 % за кожний прохід. Деформування проводилося в такий послідовності: прохід по довжині \rightarrow обертання заготовки на 90° \rightarrow прохід по довжині \rightarrow обертання заготовки на 90° \rightarrow прохід по

довжині → обертання заготовки на 45° → прохід по довжині. Така послідовність деформування забезпечує заготовці форму багатогранника, яка наближена до циліндричної. Для заданих режимів деформування у процесі деформування на поверхні не утворюються складки та відбувається максимальна течія металу здовж осі поковки.

Результати теоретичного дослідження порівнювалися з експериментальними даними. На рис. 4 представлено данні експериментального моделювання при деформуванні вирізними бойками заготовок з внутрішніми діаметрами (d_0/D) 0.80, 0.55, 0.30. Побудовані графічні залежності подовження пустотілі заготовки (f) (рис. 5), потовщення її стінки (рис. 6) та змінення внутрішнього діаметру пустотілі заготовки (d_{1cp}/D) (рис. 7).

Визначено, що при збільшенні внутрішнього діаметру подовження пустотілої заготовки підвищується та знижується закриття отвору (рис. 7). Встановлені результати можна пояснити тонкою стінкою, яка забезпечує малий об'єм металу, тому менше металу тече в бік потовщення стінки.

Данні подовження пустотілої заготовки, які встановлені теоретичним моделюванням, на 8...14 % вище ніж данні експерименту (рис. 5). Крім того, збільшення товщини стінки інтенсивніше проходить для свинцевих зразків (рис. 6).

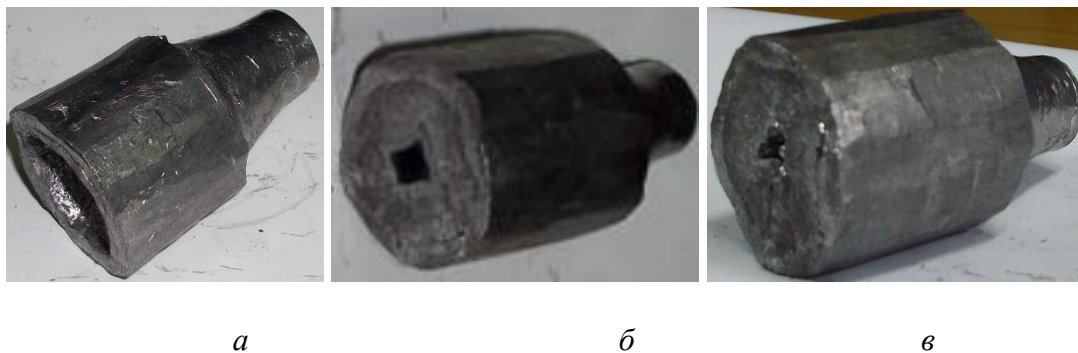
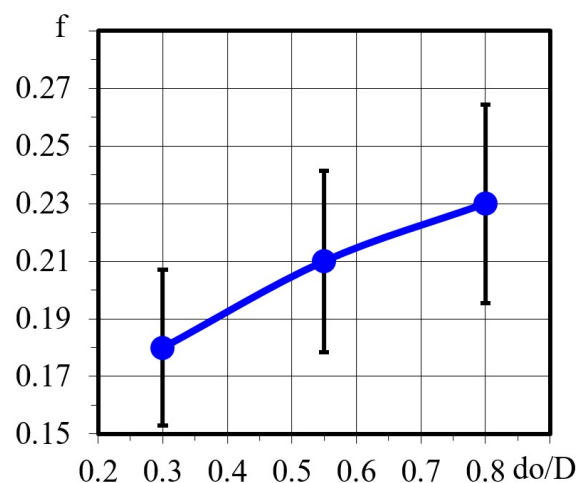


Рис. 4. Експериментальні пустотілі заготовки з різним внутрішнім діаметром (d_0/D) після деформування на 20%: *a* – 0.80; *б* – 0.55; *в* – 0.30



Рису. 5. Залежність подовження пустотілої заготовки від внутрішнього діаметра заготовки

Експериментальні дослідження дозволили визначити (рис. 6), що при збільшенні внутрішнього діаметра пустотілої заготовки до 0.6 відбувається екстремальне потовщення її стінки. Внутрішній діаметр більш за 0.6 призводить до зменшення товщини стінки.

Експериментальні данні дозволили визначити екстремальне потовщення стінки, яке відбувається при відносному діаметрі 0.55...0.60 (рис. 5). Встановлено, що такі

співвідношення розмірів пустотілої заготовки є неефективними при протягуванні без використання оправки, через інтенсивне потовщення стінки пустотілої заготовки. Відхилення між теоретичними даними й експериментальними складає 5...7 %.

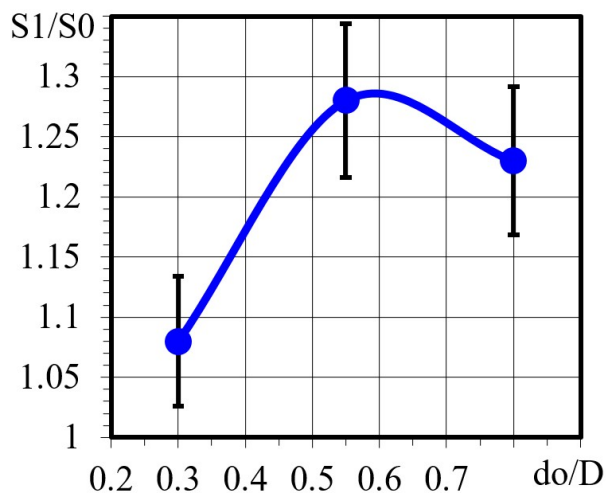


Рис. 6. Зміння товщини стінки пустотілої заготовки в залежності від внутрішнього діаметру вихідної заготовки

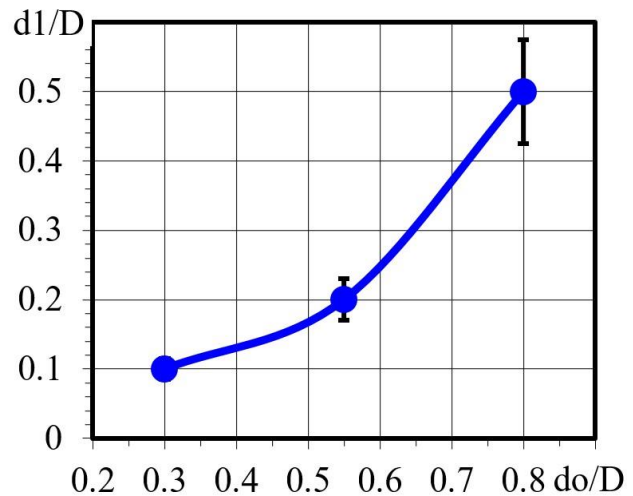


Рис. 7. Залежність зменшення внутрішнього діаметру від внутрішнього діаметру заготовки при деформуванні без використання оправки

Точність результатів моделювання зі зменшення внутрішнього діаметру в залежності від внутрішнього діаметру заготовки (рис. 7) підтверджується експериментом. Різниця теоретичних результатів й експериментальних складає 9...12 %.

Встановлені закономірності дають можливість визначити внутрішній поковочний діаметр пустотілої заготовки. Збільшення внутрішнього діаметру вихідної заготовки призводить до збільшення внутрішнього діаметру поковки.

Розроблено новий спосіб протягування пустотілих поковок без використання оправки. Встановлено залежності зміни розмірів внутрішнього діаметру та потовщення стінки пустотілої заготовки при протягуванні без використання оправки. Одержані результати дозволили визначити раціональні геометричні параметри пустотілої заготовки до деформування без використання оправки, а також переваги перед існуючими способами протягування пустотілих виробів:

- удосконалено спосіб виготовлення пустотілих поковок з внутрішнім діаметром менш 300 мм. Раніше такі вироби виготовлялись з суцільних заготовок свердлінням. Це потребувало значного часу на механобробку та збільшення витрат металу;

- деформування пустотілих поковок без використання оправки дозволило зменшити кількість підігрівань заготовок за рахунок виключення охолодження, яке притаманне способу протягування на охолоджувальній оправці, що установлюється в отвір пустотілої заготовки. В результаті зменшується час деформування та витрати енергії на підігрівання заготовки;

- розроблений спосіб деформування без використання ковальської оправки дозволяє не використовувати спеціальних оправок з жароміцної сталі.

До обмежень розробленого способу деформування пустотілих поковок слід віднести:

- відсутність внутрішньої оправки потребує до збільшення припуску на внутрішній діаметр пустотілої заготовки;

- запропонований спосіб протягування доцільно застосовувати тільки для виготовлення пустотілих поковок.

Практичним аспектом використання результатів моделювання є вдосконалення техпроцесу протягування пустотілих поковок з внутрішнім діаметром < 300 мм, коли застосування оправки неможливе.

Раніше досліджувалися процеси деформування пустотілих заготовок з використанням оправок. Протягування без використання оправок – це складний процес, але розширює технічні можливості деформування пустотілих поковок.

У роботі не представлені результати можливостей розробленого процесу виготовлення заготовок пустотілих поковок бойками спеціальної форми, які збільшать інтенсивність течії металу в осьовому напрямку для можливості виготовлення пустотілих поковок. Тому не вирішеними питаннями залишаються визначення впливу форми та розмірів заготовки та форми деформуючого інструменту на підвищення подовження пустотілої заготовки при деформуванні без використання оправки.

ВИСНОВКИ

Раціональна відносна подача для інтенсивної витяжки пустотілої заготовки складає 5...15 % від діаметру заготовки. При відносному внутрішньому діаметрі 0,55...0,60 відбувається максимальне потовщення стінки поковки. Похибка результатів подовження заготовки, які отримані експериментальним моделюванням становить 7...11 %. Достовірність запропонованої ідеї отримання гільз за новим способом підтверджується експериментом, який показав, що зменшення внутрішнього діаметру залежить від внутрішнього отвору вихідної заготовки. Різниця даних теоретичного моделювання і експериментального в цьому випадку становить 9...12 %. Встановлені закономірності дають можливість встановити остаточний діаметр отвору пустотілої заготовки.

REFERENCES

1. Markov, O., Zlygoriev, V., Gerasimenko, O., Hrudkina, N., Shevtsov, S. (2018). Improving the quality of forgings based on upsetting the workpieces with concave facets. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 5(1-95), 16-24. <http://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.142674>
2. Markov, O., Gerasimenko, O., Aliieva, L., Shapoval, A., Kosilov, M. (2019). Development of a new process for expanding stepped tapered rings. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2, 16-24. <http://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.160395>
3. Sanjari, M., Saidi, P., Taheri, A.K., Zadeh, M.H. (2012). Determination of strain field and heterogeneity in radial forging of tube using finite element method and microhardness test. *Materials and Design*, 38, 147–153.
4. Wang, Z. G. (2011). The theory analysis and numerical simulation for the radial forging process of gun barrel. *Nanjing University of Science and Technology*, 28–30.
5. Knauf, F., Nieschwitz, P.J., Holl, A., Pelster, H., Vest, R. (2011). Latest Development in Railway Axle and ThickWalled Tube forging on a Hydraulic Radial Forging Machine Type SMX. 18th International Forgemasters Meeting. Market and Technical Proceedings. Pittsburgh, USA. September 12–15, 215–220.
6. Koppensteiner, R., Tang, Z. (2011). Optimizing Tooling And Pass Design For Effectiveness On Forged Product. 18th International Forgemasters Meeting. Market and Technical Proceedings. Pittsburgh, USA. September 12–15, 225–229.
7. Sheu, J.J., Lin, S.Y., Hsien, C.Y. (2014). Optimum die design for single pass steel tube drawing with large strain deformation. 11th International Conference on Technology of Plasticity, 19-24 October. Nagoya, Japan. *Procedia Engineering*, 81, 688–693.
8. Jaouen, O., Costes, F., Lasne, P., Barbelet, M. (2011). From Hollow Ingot to Shell with a Powerful Numerical Simulation Software Tool. 18th International Forgemasters Meeting. Market and Technical Proceedings. Pittsburgh, USA. – September 12–15, 513–518.
9. Li, Y., He, T., Zeng, Z. (2013). Numerical simulation and experimental study on the tube sinking of a thinwalled copper tube with axially inner micro grooves by radial forging. *Journal of Materials Processing Technology*, 213, 987–996.
10. Li, Y., Huang, J., Huang, G., Wang, W., Chen, J., Zeng, Z. (2014). Comparison of radial forging between the two and threesplit dies of a thinwalled copper tube during tube sinking. *Materials and Design*, 56, 822–832.
11. Markov, O.E., Oleshko, M.V., Mishina, V.I. (2011). Development of Energy-saving Technological Process of Shafts Forging Weighting More Than 100 Tons without Ingot Upsetting. *Metalurgical and Mining Industry*, 3(7), 87–90. <http://www.metaljournal.com.ua/assets/Uploads/attachments/87Markov.pdf>
12. Markov, O.E., Perig, A.V., Markova, M.A., Zlygoriev, V.N. (2016). Development of a new process for forging plates using intensive plastic deformation. *Int J Adv Manuf Technol.*, 83(9-12), 2159–2174. <http://doi.org/10.1007/s00170-015-8217-5>
13. Kukhar, V., Burko, V., Prysiashnyi, A., Balalayeva, E., Nahnibeda M. (2016). Development of alternative technology of dual forming of profiled workpiece obtained by buckling. *East-European Journal of Enterprise Technology*, 3/7(81), 53–61. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2016.72063>
14. Markov, O.E. (2012). Forging of Large Pieces by Tapered Faces. *Steel in Translation*, 42 (12), 808 – 810. <https://doi.org/10.3103/S0967091212120054>

15. Zhbakov, I.G., Markov, O.E., Perig, A.V. (2014). Rational Parameters of Profiled Workpieces for an Upsetting Process. *International Journal Advanced Manufacturing Technology*, 72, 865–872. <https://doi.org/10.1007/s00170-014-5727-5>

16. Markov, O.E., Perig, A.V., Zlygoriev, V.N., Markova, M.A., Grin, A.G. (2017). A new process for forging shafts with convex dies. Research into the stressed state. *International Journal Advanced Manufacturing Technology*, 90, 801 – 818. <http://doi.org/10.1007/s00170-016-9378-6>

Markov. E., Molodetskyi V., Zinskyi V., Payman A. Experimental study of a new process of deformation of forgings such as sleeves.

A study of a new method for the manufacture of hollow sleeves has been carried out. The proposed method consists in the deformation of a hollow billet with a bottom without a mandrel. A technique for conducting experimental studies based on the law of similarity is proposed. The technique is designed to determine the elongation, forging of the inner diameter and increase in the wall thickness of a hollow billet when deforming hollow forgings with a bottom without using a mandrel. The variable parameters were the hole diameter of the hollow billet, which varied in the range of 0.3 ... 0.8. The hole diameter of the hollow billet was established, which decreases when deformed by the developed method. Regularities were established for the intensity of drawing and the increase in the wall thickness of the hollow billet. A parameter has been proposed to determine the draw ratio of the hollow billet. It was noted that with an increase in the diameter of the hole, the intensity of elongation of the hollow billet increases and the degree of closing of the inner diameter decreases. The defining regularity of the studied deformation schemes is that the value of hollow billet drawing practically does not change depending on the degree of deformation for the same initial geometric parameters of the hollow billet. As a result, an efficient feed was determined which increases the draw ratio of the hollow billet and reduces the forging ratio of the inner cavity. The effective feed should be in the range of 10...15% of the original workpiece diameter. These results were established on samples of lead with the addition of antimony. It has also been found that when the hole diameter of the hollow billet is approximately 0.55 of the billet diameter, there is an intensive increase in the wall thickness of the billet. The error of the obtained experimental results is 7...11%. The established dependences make it possible to determine the final diameter of the hollow blank hole. The results of the study made it possible to establish that the deformation of hollow blanks without a mandrel is possible. The developed new method expands the technological capabilities of the processes for manufacturing sleeve-type forgings.

Keywords: hollow billet, deformation without a mandrel, broach, forging a hole, elongation of a billet.

Марков Олег Євгенійович – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрою АВП ДДМА
Markov Oleg – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Head of Department DSEA
E-mail: oleg.markov.ond@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2467-9607>

Молодецький Віталій Васильович – начальник відділу ПрАТ «НКМЗ»
Molodetskyi Vitalii – Head of Department NKMZ
E-mail: Molv2876@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5766-1684>

Зінський Володимир Миколайович – аспірант ДДМА
Zinskyi Volodymyr M. – post graduate
E-mail: dolomit.prodam@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4145-9665>

Абхарі Пейман – д-р техн. наук, професор ДДМА
Abhari Payman – Doctor of Technical Sciences, Full Professor of DSEA
E-mail: payharies@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0827-8149>

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

Приватне акціонерне товариство «Новокраматорський машинобудівний завод» (ПрАТ «НКМЗ»),
м. Краматорськ
Novokramatorsky Mashinostroitelnyy Zavod (NKMZ), Kramatorsk

Гавриш П. А.
Абхарі П. Б.
Малигін М. О.
Кассов В. Д.

ШТАМПУВАННЯ БАЗОВИХ ВУЗЛІВ СТАНИН ВЕРСТАТІВ

Проведений аналіз і оцінка можливостей виготовлення базових вузлів металоконструкції станини верстатів показали необхідність розглянути способи комбінованого видавлювання, а також використання штампів з розніжними матрицями. Отримання такої складної деталі як базовий вузол технологією обробки металів штампуванням це перспективний напрямок отримання базового вузла з високою точністю згідно вимог нормативної документації. Для уточнення технології виготовлення базового вузла виконано математичне моделювання процесів точного об'ємного штампування в закритих матрицях за допомогою програми методу скінченних елементів DEFORM 2D/3D, яка дозволяє визначати напружено деформований стан і силовий режим процесу. В результаті моделювання визначена залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона. Встановлено, що зусилля постійно зростає на протязі процесу формоутворення і досягає величини 4,75 МН в кінці видавлювання. Показано, що найбільша інтенсивність деформації зосереджена в середині осередку деформації процесу штампування.

При дослідженні напруження в окремих частинах верстатів відомо, що з-за нерівномірності навантаження і концентрації напружень в окремих вузлах найбільш важливе значення набуває – втомна міцність металоконструкції станини та її жорсткість. Тому підвищення точності роботи і працездатності базових вузлів є нагальною метою для науковців. Визначено, що саме недоліки і дефекти зварювання можуть знизити довговічність роботи верстату, точність та якість виготовлення деталей на верстаті.

Тому, удосконалення металоконструкції станини верстату шляхом застосування базового вузла підвищує точність роботи верстату та його працездатність.

Ключові слова: штампування базових вузлів, об'ємне штампування в закритих матрицях, напружено деформований стан, циклічне втомне навантаження, кутові шви, стикові шви, нерівномірність навантаження.

Напрямок виготовлення базових вузлів металоконструкції станин технологією обробки штампуванням (ТОШ) – дуже перспективний. Отримання такої складної деталі, причому високої точності дає змогу підвищити точність роботи металорізального верстату, знизити собівартість виготовлення станини підвищити продуктивність верстата. Технології точного об'ємного штампування постійно розширюють номенклатуру деталей та нових способів формоутворення [1–2]. При розробці технологічних процесів холодного видавлювання, необхідних для виготовлення базових вузлів, необхідно знати і застосовувати класифікацію кінематичних модулів, як складових розрахункової схеми процесу, також необхідно враховувати відповідні рекомендації щодо доцільності їх використання [3–5].

Для оцінки необхідності і можливості використання того чи іншого процесу ТОШ для виготовлення базових вузлів металоконструкції необхідно провести аналіз комплексу обмежень досліджуваних способів комбінованого видавлювання і обов'язковим є контроль відповідності розмірів отриманого вузла заданим кресленням [5]. Автори пропонують саме оперативний аналіз можливості керування течією металу введенням змін у конфігурацію інструментів (фасок або заокруглень) дозволяє отримати відповідь на питання доцільності обраного способу комбінованого видавлювання [5].

Є пропозиції використання штампів з розніжними матрицями. Однак, основні обмеження у використанні штампів з роз'ємними матрицями пов'язані з труднощами одночасного забезпечення затиску напівматриць та їх розкриття при зворотному ході преса [6, 7].

Тому крім відомих вимог до штампів (надійність, довговічність, простота налагодження, висока продуктивність), штампи з роз'ємними матрицями повинні забезпечувати щільне стиснення напівматриць протягом деформування, швидке і вільне розмикання при зворотному ході [6, 7]. Визначена твердотільна конструкція базового вузла представлена на (рис. 1).

Метою досліджень є вибір способу виготовлення базового вузла та моделювання зусиль при його штампуванні.

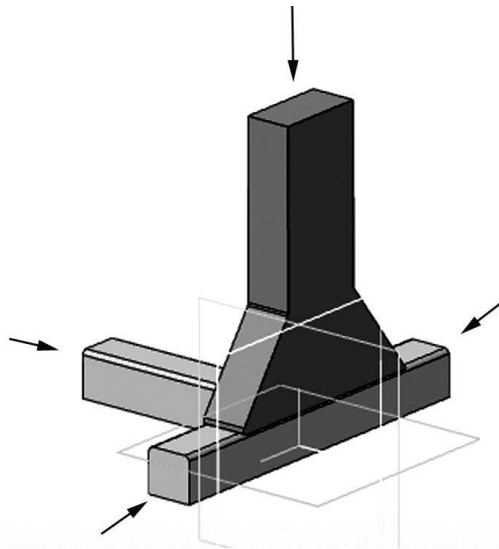


Рис. 1. Твердотільна конструкція базового вузла

Для уточнення технології виготовлення зварного базового вузла виконано математичне моделювання процесів точного об'ємного штампування в закритих матрицях за допомогою програми методу скінченних елементів DEFORM 2D/3D, яка дозволяє визначати напружено деформований стан і силовий режим процесу.

Вихідна заготовка із сталі 20 і температура заготовки складала 1000 °С. Для забезпечення температури гарячого деформування швидкість деформування прийнята $V_0 = 60$ мм/сек. Тертя на контактуючих поверхнях враховане по Зібелю з коефіцієнтом тертя $\mu = 0,2$. Результати моделювання процесу, такі, як викривлення ділильної сітки, і отримані напівфабрикати представлені на (рис. 2).

Як видно з рисунків, найбільша інтенсивність деформації зосереджена в середині осередку деформації процесу.

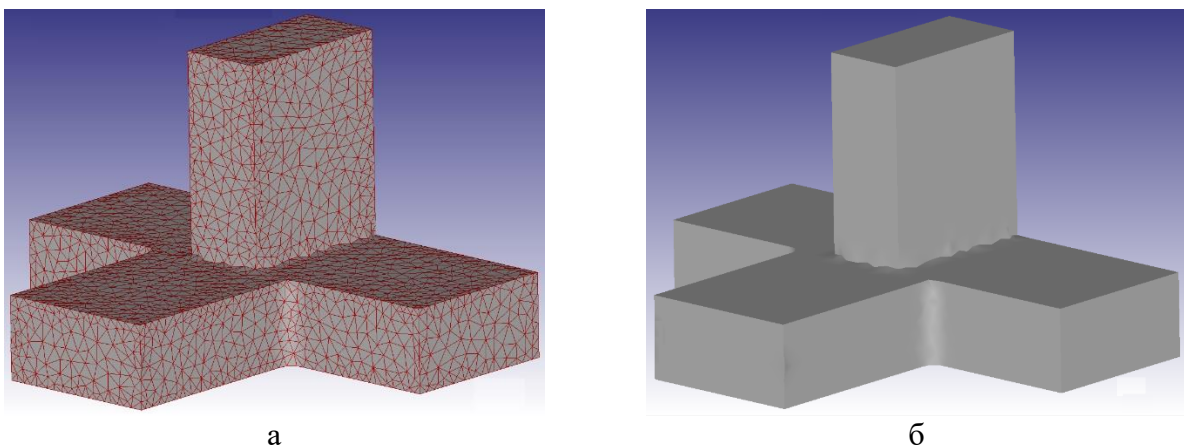


Рис. 2. Результати моделювання навантажень штампування:
а – викривлення ділильної сітки; б – отриманий напівфабрикат

А також проведено аналіз залежності зусилля видавлювання від переміщення пуансона (рис. 3). Зусилля постійно зростає на протязі процесу формоутворення і досягає величини 4,75 МН в кінці видавлювання.

Таким чином виконане моделювання показало розподіл зусиль штампування базового вузла.

Конструкції зварних станин таких же габаритів як і литі можна виготовити з більшою жорсткістю. Зварні конструкції мають більш високу жорсткість ніж литі при крученні і вигині, такі властивості позитивно впливають на продуктивність верстату і точність різання.

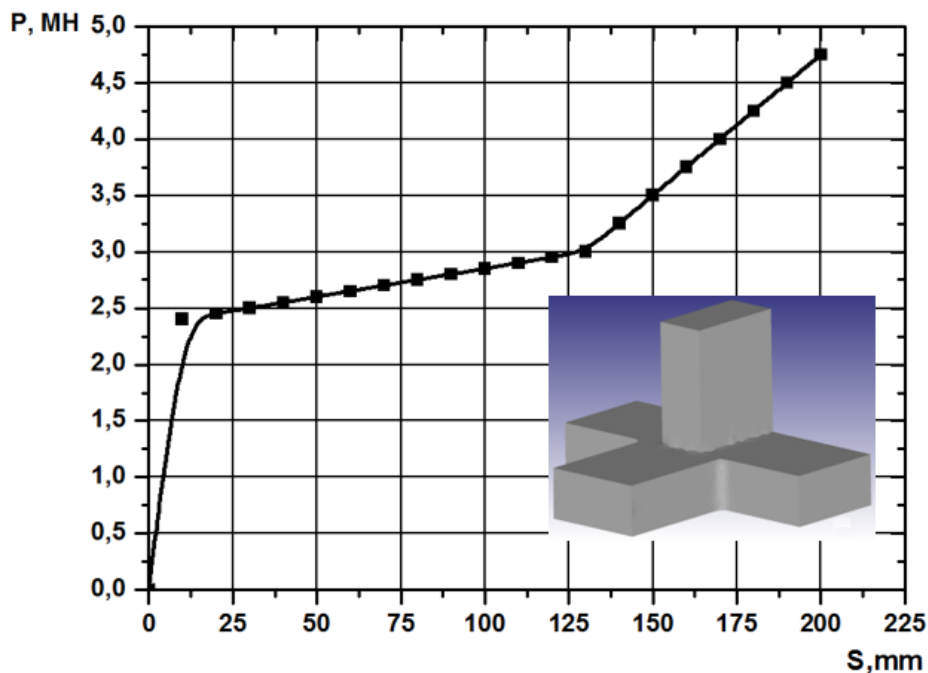


Рис. 3. Залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона

Удосконалення саме зварних конструкцій станин верстатів дуже перспективний напрямок підвищення точності роботи верстату, підвищення опору навантаженням, зниження собівартості виготовлення станини, підвищення її працездатності.

Вибір найбільш раціональної конструкції базових вузлів необхідно здійснювати після дослідження напружено-деформованого стану конструкції з урахуванням моделювання експлуатаційного навантаження на станину верстату [8]. Особливу увагу треба приділити саме циклічним втомним навантаженням металоконструкцій [9–12].

На станини металорізальних верстатів діє напруження незначне за своєю амплітудою 120 МПа÷160 МПа. Проте напруга при роботі верстата змінюється як за величиною так і за напрямком – циклічне втомне навантаження (або вібраційне). Розглядаючи напруження в окремих частинах верстатів відомо, що з-за нерівномірності навантаження і концентрації напружень в окремих вузлах найбільш важливе значення набуває – втомна міцність металоконструкції станини та її жорсткість. Тому підвищення точності роботи і працездатності базових вузлів станини є нагальною метою для науковців.

Науковці [13] виконали дослідження з метою підвищення точності верстата шляхом динамічного керування формоутворюючих траєкторій оброблюваної деталі. Але у своїй роботі науковці не торкалися питання підвищення точності шляхом удосконалення зварних базових вузлів металоконструкції верстату. В своїх дослідженнях [14] науковці пропонують впровадити адаптоване ті роботизовано керування задля підвищення точності шляхом видавлення задирок. Таке додаткове удосконалення тягне за собою додаткові кошти щодо його впровадження, проте не знижує циклічне навантаження на зварні базові вузли і не підвищує їх стійкість. Дослідники [15] пропонують конструктивні зміни поворотного столу для зменшення вібрацій що впливають на точність обробки деталей. Їх дослідження показують зниження вібрацій, але ніяким чином це не зменшує загальне навантаження на станину верстату при обробці деталі. Науковці з Китаю [16] аналізують типи верстатів та пропонують напрямки їх удосконалення або заміни. В роботі [17] представлено метод структурованого дизайну важких верстатів. Дійсно з допомогою такого методу доцільно створювати нове обладнання.

Доцільно визначити рівень залишкових напружень з метою підвищення точності роботи і працездатності базових вузлів. Виготовлення зварних станин важких верстатів в порівнянні з чавунними станинами – сучасний напрямок запобігання втомним ушкодженням елементів станин верстата.

При виготовленні станин важких верстатів виникає необхідність використання операції зварювання. Треба враховувати, саме недоліки і дефекти зварювання можуть знизити довговічність роботи верстату, точність та якість виготовлення деталей на верстаті. На (рис. 4) показано перетин станини верстату і основні зварні шви.

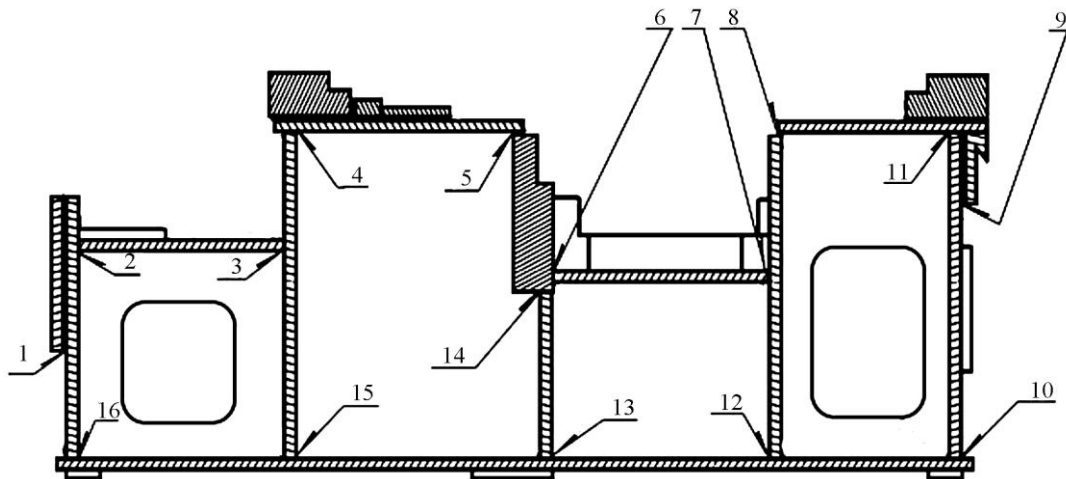


Рис. 4. Перетин станини і основні зварні шви:

1 – торцьовий шов; 2, 3, 4, 5, 6, 7 – тавровий; 8 – кутовий; 9 – внапусток; 10, 11, 12, 13, 14, 15, 16 – тавровий

Залишкові напруги, що з'являються після зварювання негативно впливають на стійкість зварної конструкції проти втомних, циклічних навантажень.

Таврові та кутові з'єднання використовують для скріплення взаємно перпендикулярних елементів, станин верстатів, приєднання ребер тощо. Такі з'єднання можуть бути з повним і неповним проплавленням товщини. При статичних навантаженнях проектують неповне проварювання, бо проплавлення всієї товщини ускладнює процес зварювання і зумовлює його подорожчання. Повне проплавлення передбачають лише у достатньо обґрунтованих випадках, наприклад, у поясних з'єднаннях підкранових балок, оскільки непровар у корені шва є концентратором напружень і зумовлює значне зниження втомної міцності металу шва. При експлуатаційних навантаженнях під дією нормальної сили, робота з'єднання подібна роботі зварних лобових швів, якщо діє перерізна сила – робота з'єднання подібна роботі флангових швів. Згинальний момент зумовлює нерівномірний розподіл напружень. У таврових з'єднаннях із попередньою підготовкою кромки напруження в швах визначають так, як і для суцільних деталей, але порівнюють ці напруження із допустимими напруженнями для зварних швів. Стовпкові шви при всіх видах зварювання – дуговому, електронно-променевому, плазмовому тощо – є найоптимальні по відношенню до концентрації напруги. При відсутності дефектів зварного шва та при доведенні до мінімуму зварювальних деформацій, а також при раціональному проектуванні шва та плавному з'єднанні шва з основним металом остаточні зварювальні напруги можуть бути зведені до мінімуму.

Виконано дослідження зварних швів станини верстату. Для вимірювання напружень зварних швів використовували прилад ЮН 5. Перед початком вимірювань здійснювали налагодження приладу шляхом градування. Зразок з датчиком приладу встановлювали у затискачі розривної машини. Навантажували зразок зусиллям розтягування з підвищенням зусилля

по 2000 Н до межі пропорційності. Потім відповідно створювали етап розвантаження з виконання контролю за шкалою приладу. Це необхідно для побудови градієнтного графіку з метою визначення реальних значень залишкових напружень.

На (рис. 5) приведені досліджені епюри напружень перетину таврового шва.

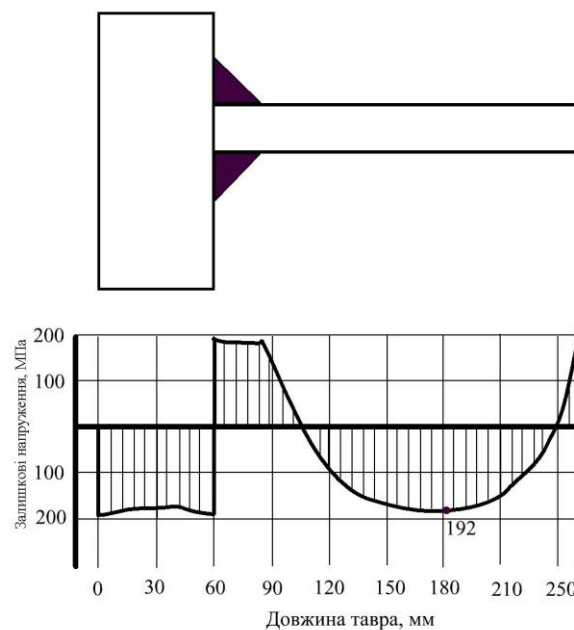


Рис. 5. Досліджені епюри залишкових зварювальних напружень таврового шва

Виконані дослідження також кутових, стикових швів (рис. 6, рис. 7).

Кутові шви (рис. 6) також мають залишкові зварювальні напруження, причому напруження залежать від геометричних розмірів, технології зварювання, матеріалу деталі і звісно від наявності зварювальних дефектів.

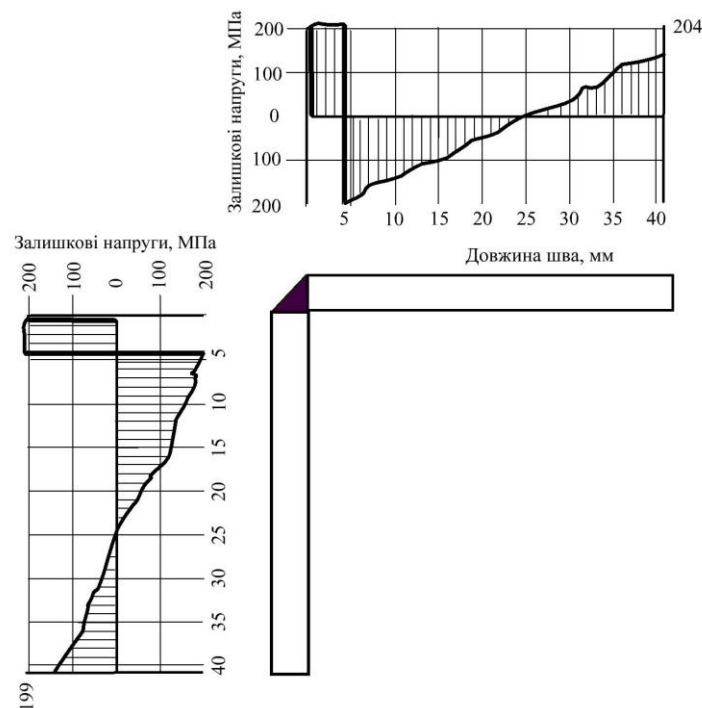


Рис. 6. Досліджені епюри залишкових зварювальних напружень кутового шва

Така різка зміна напруги кутових (таврових) швів пояснюється двома причинами. Місцева зміна жорсткості (підвищення крихкості) після зварювання, залежить від конструкції зварюваних деталей. Та відсутність плавного переходу від зварного шва до деталі тобто утворення конструктивних концентраторів напружень. Саме такі фактори і викликають підвищення напруження у зоні переходу від основного металу до зварного шва.

У зв'язку з тим, що оцінювання локального напруженого стану металу поблизу від розташування дефектів практично неможливо, тому немає сенсу на стадії проектування металокопструкції моделювати саме напружено-деформований стан. Тому саме методи і способи після зварювального оброблення можуть знизити крихкість зони термічного впливу зварного шва та знизити остаточні напруги тим самим підвищити надійність і довговічність металокопструкції станини верстату.

Стикові шви при всіх видах зварювання – дуговому, електронно-променевому, плазмовому тощо – є найоптимальні по відношенню до концентрації напруги. При відсутності дефектів зварного шва та при доведенні до мінімуму зварювальних деформацій, а також при раціональному проектуванні шва та плавному з'єднанні шва з основним металом остаточні зварювальні напруги можуть бути зведені до мінімуму.

Якщо порівняти остаточні напруги після зварювання стикових швів з іншими швами, то наглядно можна побачити дуже велику різницю між ними (рис. 7). Зона термічного впливу яка межує з основним металом випробовує на собі концентрацію напруги, але рівень такої напруги менший ніж у кутових, таврових і швів внапусток. Середні напруги по осі стикового шва можна порівняти з остаточними напругами у основному металі. Концентрація остаточного напруження утворюється при наявності дефектів у зварному шві: непропалення, подрізи, напливи тощо.

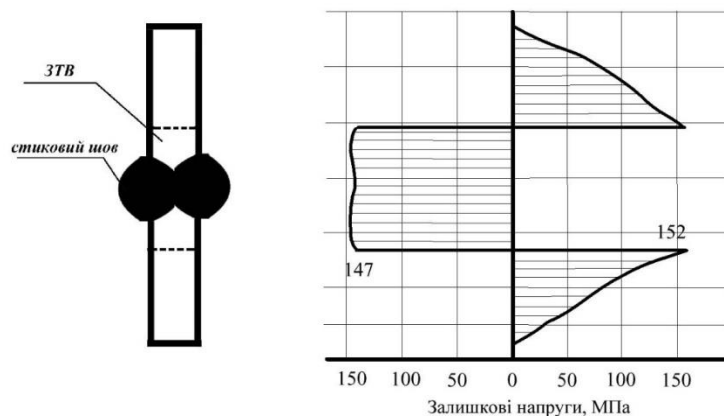


Рис. 7. Досліджені епюри залишкових зварювальних напружень стикового шва

При порівнянні епюр напружень (рис. 5, 6, 7) видно, що найбільш стабільні напруження стикового шва. Їх рівень значно нижче ніж у інших швів $152\text{МПа} < 200\text{МПа} < 204\text{МПа}$.

При відсутності дефектів зварного шва та при доведенні до мінімуму зварювальних деформацій, а також при раціональному проектуванні шва та плавному з'єднанні шва з основним металом остаточні зварювальні напруги можуть бути зведені до мінімуму.

Рекомендується використовувати стикові шви там де можна замінити ними кутові і Рекомендується зварні шви металокопструкції верстату: таврові, кутові, внапусток – замінити на стикові шви [8]. Розрахована і розроблена конструкція базового вузла, що дозволяє застосовувати тільки стикові шви. На (рис. 5) стрілками показані місця зварних швів, бачимо, що всі шви – стикові. Це означає, що залишкові напруження набагато менші ніж у інших зварних швах (рис. 4).

Виконані дослідження показали, що конструкцію базового вузла доцільно виготовляти шляхом гарячого штампування.

Удосконалення конструкції зварного базового вузла станини приводить до зниження напружено-деформованого стану станини верстату і загалом до підвищення точності і працездатності верстату.

ВИСНОВКИ

1. Встановлено, що найбільш доцільно виготовлення базових вузлів металокопії верстату здійснювати технологіями точного об'ємного штампування. Виконано твердотільне моделювання конструкції базового вузла.

2. Для уточнення технології виготовлення зварного базового вузла виконано математичне моделювання процесів точного об'ємного штампування. Визначена залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона. Зусилля постійно зростає на протязі процесу формоутворення і досягає максимальної величини 4,75МН в кінці видавлювання.

3. Рівень зварювальних залишкових напружень – знижено, за рахунок усунення зварних швів, які надають підвищені залишкові напруження. Це такі шви, як: таврові, кутові, внапусток.

4. Знижений рівень напружень та виконання зварювання станини за допомогою базового штампованого вузла приводить до підвищення втомної міцності станини верстату та підвищення точності обробки деталей і працездатності станини.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Aliiev I.S., Hrudkina N.S., Malii Kh.V., Tahan L.V. Моделювання та розробка процесів точного об'ємного штампування: монографія. Краматорськ: ДДМА. 2021. 208 р. ISBN 978-617-7889-08-2..
2. Алиев И.С., Носаков А.А., Махмудов К.Д. Метод кинематических модулей для анализа процессов точнойковки. *Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении. Сборник научных трудов.* Краматорск: ДГМА. 2001. С.142-146.
3. Грудкіна Н. С. Левченко В. М. Абхари П. Коцюбівська К. І. Малій Х. В. Особливості проектування процесів точного об'ємного штампування видавлюванням на основі енергетичних моделей розрахунку. *Обработка материалов давлением.* Краматорск. ДГМА. 2001. С. 142–146.
4. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zbankov Ya. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion. *Metallurgical and Mining Industry.* 2011. 3(7), pp. 17–22. <https://www.metaljournal.com.ua/assets/Uploads/attachments/17Aliiev.pdf>.
5. Aliieva L., Hrudkina N., Aliiev I., Zbankov 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. Engineering technological systems.* 2020. 2. 1 (104), pp. 15–22. DOI: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.198433>.
6. Aliieva L.I., Markov O.Y., Aliiev I.S., Hrudkina N.S., Levchenko V.N., Malii Kh.V. Analysis of power parameters of the combined three-direction extrusion process. *FME Transactions.* 2021. 49. 2, pp. 344–355.
7. Абхари П.Б. Алиева Л.И. Алиев И.С. Ерёмина А.А. Разработка штампов для выдавливания в разъемных матрицах. *Обработка материалов давлением.* Краматорск. ДГМА. 2016. 1 (42). С. 223-231.
8. Пат. 153344 Україна. В23Q 1/01. Базовий вузол станини важкого верстату. Ковальов В.Д., Гавриш П.А., Бережна О.В., Кассов В.Д., Васильченко Я.В., Малигін М.О. заявл. 22/06/2023, опубл. 21/06/2023. Бюл. № 25.
9. Grote K.-G., Posnikov J., Makarenko N., Gavrish P., et al. Research of the causes of fatigue damages of metal structure welded assemblies of loading cranes "Takraf". *Вісник Донбаської державної машинобудівної академії: збірник наукових праць.* Краматорськ: ДДМА. 2016. 2 (38). С. 101-106. ISSN 1993-8322.
10. Schepotko V., Gavrish P., Makarenko N., Koinasch V. Die bewertungs methodik der konstruktiver ausführungen von maschinenelementen. *Materials of the VI international research and practice conference.* publishing office Vela Verlag Waldkraiburg – Munich – Germany. 2013. 2, pp. 307–315. ISBN 978-3-941352-31-5.
11. Matarneh M.E., Gharaibeh N.S., Chigarev V.V., Havrysh P.A. Reduction of cooper to steel weld ductility for parts in metallurgical equipment. *Journal of Mechanical Engineering.* 2020. https://jmeche.uitm.edu.my/wpcontent/uploads/2020/04/8_RI_17_1_P19_27.pdf.
12. Gavrish P.A., Perig A.V., Gribkov E.P., Dorokhov M.Y. Improvement of technology for repair of ore-bucket unloader metal structure working under cyclic loading. *Advances in Materials and Processing Technologies.* Forthcoming. 2020. Aug 13, pp. 1–20. <https://doi.org/10.1080/2374068X.2020.1805683>.
13. Ковалев В.Д. Куриленко Я.С. Система управления точностью тяжелых станков с ЧПК на основе динамической коррекции траекторий формообразующих движений. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку: матеріали п'ятої Міжнародної науково-технічної конференції 4–7 червня 2007 року.* Краматорськ, 2007. С. 61–62.

14. Berselli G., Gadaleta M., Genovesi A., Pellicciari M., Peruzzini M., Razzoli R. Engineering methods and tools enabling reconfigurable and adaptive robotic deburring. *Advances on mechanics, design engineering and manufacturing: lecture notes in mechanical engineering*. 2017, pp. 655–664. https://doi.org/10.1007/978-3-319-45781-9_66
15. Ghaffari A., Mohammadiasl E. How to prevent undesired oscillation in NC rotary table. *Journal of vibration and control*. 2017. 23(20), pp. 3490–3503. <https://doi.org/10.1177/1077546315593026>
16. Li H., Li Y., Wang W. Feature based machine tool accuracy analysis method. *Procedia CIRP*. 2015. 27, pp. 216–222. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.04.069>.
17. Kovalov V., Antonenko Y., Dašič P. Method of structural desing of heavy machine tools. *9th International Conference Interdisciplinarity in Engineering, INTER-ENG*. Science Direct. 2016. 22, pp. 146–152. DOI: 10.1016/j.protcy.2016.01.023

REFERENCES

1. Aliiev I.S., Hrudkina N.S., Malii Kh.V., Tahan L.V. Modeling and development of precision volumetric extrusion stamping processes: monograph. Kramatorsk: DSEA. 2021. 208 p. ISBN 978-617-7889-08-2. (*In Ukrainian*).
2. Aliiev I.S., Nosakov A.A., Makhmudov K.D. The method of kinematic modules for the analysis of processes of precise forging. *Improvement of processes and equipment of working by pressure in metallurgy and machine-building. Collection of scientific publications*. Kramatorsk: DSEA. 2001, pp. 142–146. (*in Russian*).
3. Hrudkina N.S., Levchenko V. M., Abhari Payman, Kotsiubivska Kateryna, Malii Khrystyna. The features of the precise forging processes by extrusion design based on energy calculation models. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA.2001. pp. 142–146. ISSN 2076-2151. (*In Ukrainian*).
4. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zhbankov Ya. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion. *Metallurgical and Mining Industry*. 2011. 3(7), pp. 17–22. <https://www.metaljournal.com.ua/assets/Uploads/attachments/17Aliiev.pdf>.
5. Aliieva L., Hrudkina N., Aliiev I., Zhbankov 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. Engineering technological systems*. 2020. 2. 1 (104), pp. 15 –22. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.198433>.
6. Aliieva L.I., Markov O.Y., Aliiev I.S., Hrudkina N.S., Levchenko V.N., Malii Kh.V. Analysis of power parameters of the combined three-direction extrusion process. *FME Transactions*. 2021. 49. 2, pp. 344–355.
7. Abhari P.B., Aliieva L.I., Aliiev I.S., Eryomina A.A. Development of schemes for extrusion in multiple ram dies. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA. 2016. 1(42), pp. 223-231. ISSN 2076-21. (*In Russian*).
8. Pat. 153344 Ukraine. B23Q1/01. Basic assembly of the bed of a heavy machine. V.D. Kovalov, P.A. Havrysh, O.V. Berezshnaya, V.D. Kassov, Y.V. Vasilchenko, M.O. Malyhin. u2022 04572. app. 22/06/2023; publ. 21/06/2023. Bull. No. 25.
9. K.-G. Grote. Research of the causes of fatigue damages of metal structure welded assemblies of loading cranes "Takraf" / K.-G. Grote, J. Posnikov, N. Makarenko, P. Gavrish , V. Schepotko, Burski V. *Scientific Herald of the DSEA. Collection of scientific publications*. Kramatorsk: DSEA. 2016. 2(38), pp. 101-106. ISSN 2219-7869.
10. Schepotko V. Die bewertungs methodik der konstruktiver ausfuehrungen von maschinenelementen / V.Schepotko, P. Gavrish, N. Makarenko, V. Koinasch. *Materials of the VI international research and practice conference*. publishing office Vela Verlag Waldkraiburg – Munich – Germany. 2013. 2, pp. 307–315. ISBN 978-3-941352-31-5.
11. Matarneh ME, Gharaibeh NS, Chigarev VV, Havrysh PA. Reduction of cooper to steel weld ductility fop parts in metallurgical equipment. *Journal of Mechanical Engineering*. 2020. https://jmeche.uitm.edu.my/wpcontent/uploads/2020/04/8_RI_17_1_P19_27.pdf.
12. Gavrish PA, Perig AV, Gribkov EP, Dorokhov MY. Improvement of technology for repair of ore-bucket unloader metal structure working under cyclic loading. *Advances in Materials and Processing Technologies*. Forthcoming. 2020. Aug 13, pp. 1–20: <https://doi.org/10.1080/2374068X.2020.1805683>.
13. Kovalov V.D., Kurilenko Y.S. Accuracy control system for heavy machine tools with CPC based on dynamic correction of the trajectories of shaping movement. *Heavy engineering. Problems and prospects of development : materials of the V International scientific and technical conference*. Kramatorsk: DSEA. 2007, pp 61–62.
14. Berselli G., Gadaleta M., Genovesi A., Pellicciari M., Peruzzini M., Razzoli R. Engineering methods and tools enabling reconfigurable and adaptive robotic deburring. *Advances on mechanics, design engineering and manufacturing: lecture notes in mechanical engineering*. 2017, pp. 655–664.: https://doi.org/10.1007/978-3-319-45781-9_66.
15. Ghaffari A., Mohammadiasl E. How to prevent undesired oscillation in NC rotary table. *Journal of vibration and control*. 2017. 23(20), pp. 3490–3503.: <https://doi.org/10.1177/1077546315593026>.
16. Hai Li, Yingguang Li, Wei Wang, Feature Based Machine Tool Accuracy Analysis Method. *Procedia CIRP*. 2015. 27, pp. 216–222.: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.04.069>.
17. Kovalov V. Vasilenko Y., Dašič P. Development of the integral complex of optimal control of heavy machine tools adaptive technological system for wind-power engineering parts. *Procedia Technology*. 2015. 19, pp. 145–152. <https://doi.org/10.1016/j.protcy.2015.02.022>

Havrysh P., Abhari P., Malyhin M., Kassov V. Stamping of basic units of machinery beds.

The conducted analysis and evaluation of the possibilities of manufacturing the basic components of the metal structure of the machine bed showed the need to consider the methods of combined extrusion, as well as the use of stamps with detachable matrices. Obtaining such a complex part as a basic unit by stamping metal processing technology is a promising direction for obtaining a basic unit with high accuracy in accordance with the requirements of the regulatory documentation. In order to clarify the manufacturing technology of the basic unit, mathematical modeling of the processes of precise three-dimensional stamping in closed matrices was performed using the finite element method program DEFORM 2D/3D, which allows you to determine the stress-deformed state and the force mode of the process. As a result of modeling, the dependence of the extrusion force on the displacement of the punch was determined. It was found that the force constantly increases during the forming process and reaches a value of 4.75 MN at the end of extrusion. It is shown that the greatest intensity of deformation is concentrated in the middle of the deformation center of the stamping process. When studying stress in individual parts of machine tools, it is known that due to the unevenness of the load and the concentration of stress in individual nodes, the fatigue strength of the metal structure of the bed and its rigidity become the most important. Therefore, increasing the accuracy of work and the efficiency of welded base units is an urgent goal for scientists. It was determined that precisely the shortcomings and defects of welding can reduce the durability of the machine, the accuracy and quality of the production of parts on the machine. Therefore, improving the metal structure of the machine bed by using the basic assembly increases the accuracy of the machine and its efficiency.

Butt seams in all types of welding - arc, electron beam, plasma, etc. – are the most optimal in relation to stress concentration. The absence of weld defects and in the case of minimizing welding deformations, as well as in the rational design of the seam and smooth connection of the weld to the base metal, residual welding stresses can be minimized. Research has shown that it is possible to reduce residual stresses after welding. The use of stamped base assemblies makes it possible to replace welds with high residual stresses with optimal welds – butt welds.

Key words: stamping of basic units, three-dimensional stamping in closed matrices, stress-strain state, cyclic fatigue load, corner seams, butt seams, load unevenness

Гавриш Павло Анатолійович – д-р техн. наук, професор ДДМА

Havrysh Pavlo – Dr. Sc., Full Professor, DSEA

E-mail: nauka.breda@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-9999-0099>

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

Abhari Payman – Dr. Sc., Full Professor, DSEA

E-mail: payharies@gmail.com

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

Малигін Микола Олегович – аспірант, ДДМА

Malyhin Mykola – postgraduate DSEA

E-mail: kolianmalyginr05@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4217-3431>

Кассов Валерій Дмитрович – д-р техн. наук, професор ДДМА

Kassov Valeriy – Dr. Sc., Full Professor, DSEA

E-mail: kassovvd@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-6205-1987>

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

Стаття постуила в редакцію 10.09.23 г.

Левченко В. М.
Алієва Л. І.
Абхарі П. Б.
Сивак Р. І.

РАДІАЛЬНО-ПОЗДОВЖНЕ ВИДАВЛЮВАННЯ ДЕТАЛЕЙ З ФЛАНЦЕМ І ВІДРОСТКОМ

Розглянуто способи виготовлення порожнистих та стрижневих осесиметричних деталей з фланцем та осьовим відростком видавлюванням. Залежно від конструкції та параметрів деталі виділено дві групи переважно прийнятних способів комбінованого видавлювання: радіально-зворотного та радіально-прямого видавлювання. Наведено результати моделювання процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання стрижневої деталі з фланцем методом скінчених елементів з використанням програмного комплексу QForm. Підтверджено, що при комбінованому видавлюванні деталі з фланцем і відростком з течією металу в радіальному і прямому напрямках в нерухомій матриці осередок пластичної деформації об'єднаний. При цьому фланець, сформований радіальним видавлюванням, може стати застійною зоною, уздовж якої метал буде переміщатися в прямому напрямку. Це викликає небезпеку руйнування деталі та відділення фланця. Новий спосіб комбінованого видавлювання в рухомій матриці передбачає роз'єднання осередків видавлювання металу в радіальному та прямому напрямках з початку процесу. Дана оцінка закономірностей формозміни та розвитку деформованого стану заготовки в процесі комбінованого видавлювання в рухомій матриці. Встановлено, що рухливість матриці запобігає небезпеці відділення фланця. При цьому зберігається зосередження зон з найбільш інтенсивною деформацією у вихідних отворів на перехідних кромках формоутворюючого інструменту. Зіставлення деформованого стану заготовки, отриманого методом скінчених елементів з експериментальними даними, отриманими методом діляльних сіток, показало близький характер полів деформацій у пластичній зоні.

Ключові слова: деталі з фланцем та відростком, комбіноване радіально-поздовжнє видавлювання, рухлива матриця, напружено-деформований стан, метод скінчених елементів, формозміна заготовки.

Розробка та освоєння нових наукомістких технологічних процесів – один із найважливіших напрямів інтенсифікації заготівельного виробництва машинобудування. Серед перспективних процесів виробництва чільне місце займає технологія точного об'ємного штампування (ТОШ). При цьому ефективним методом виготовлення точних заготовок і деталей є холодне видавлювання [1, 2]. Технології точного об'ємного штампування видавлюванням демонструють стійку тенденцію до збільшення обсягів виробництва, створення нових способів формоутворення та розширення на цей основи номенклатури деталей, що штампуються [2–6].

Стрижневі і порожнисті деталі з фланцем і осьовим відростком є досить поширеними в приладо- та машинобудуванні. Типові представники деталей з фланцем (рис. 1) містять три основні частини: корпус деталі з середнім діаметром $D_0(2R_0)$ та висотою $H(H_0+H_1)$ фланець з найбільшим діаметром D_1 та товщиною h та осьовий відросток з діаметром $d(2R)$ та довжиною l . Корпус може бути розділеним фланцем на дві частини с довжиною H_0 і H_1 (варіанти *a*, *в*), або бути тільки з верхньою частиною з довжиною H_0 (варіант *б*), або тільки з нижньою частиною з довжиною H_1 (варіант *г*). У найбільш простому випадку виродження корпусу і його злиття з фланцем ми отримаємо деталь типу клапана або гвинта. Іноді деталі мають велими довгу частину с H_1 та довжина стержня незначна, наприклад, не перевищує d (варіант *г*).

На рис.2 наведена класифікація способів штампування деталей з фланцем і відростком, яка розроблена в ході досліджень з урахуванням попередніх розробок та літературних джерел [3, 6, 7]. Поширеною і освоєною технологією отримання деталей такого типу є багатоперехідна холодна висадка, а також радіальне або пряме видавлювання, доповнене, як правило, операцією висадки (осадки) фланця (схема *A1*) [4, 6]. Спосіб штампування з висадкою з одного кінця заготовки і з прямим видавлюванням (або редукування) з другого кінця (*A2*) застосовують для деталей з частиною корпусу з довгим розміром H_1 . При цьому обмежені довжина відростку l при прямому видавлюванні і ступень обтиснення при редукуванні (див. рис. 1, *в* і *г*).

Взагалі, головне обмеження для процесів холодного деформування металевих виробів пов'язане з високими питомими і повними зусиллями на інструмент, що знижують його стій-

кість і стабільність процесу [2, 6]. Крім того, недостатня пластичність більшості сучасних матеріалів змушує знижувати ступень формоутворення і збільшити кількість операцій штампування для забезпечення потрібної якості виробів. Для операції висадки обмеження і в тому, що стійкість частині заготовки, що висаджується, може бути недостатньою.

Способи деформування, що спрямовані для зниження цих обмежень, передбачають створення більш сприятливої для силового режиму різнойменній схеми напружено-деформованого стану (НДС), зменшення площі контакту активного деформуючого інструменту із заготовкою, зниження навантажень на інструмент за рахунок комбінування схем течії і забезпечення більшого ступеня свободи витікання металу [4–10].

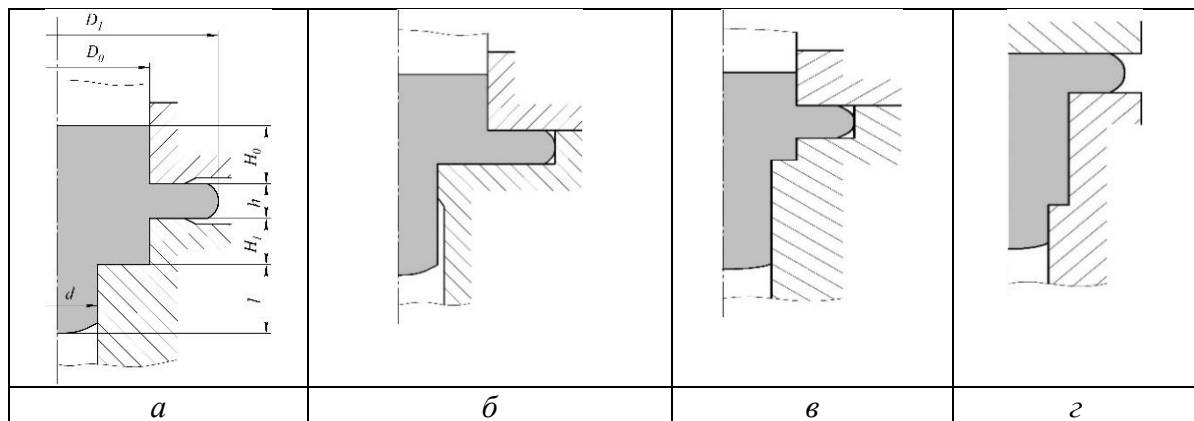


Рис. 1. Деталі типу «Стрижень з фланцем и відростком»

Способи комбінованого деформування, засновані на поєднанні поздовжнього та поперечного (бічного або радіального) видавлювання відрізняються багатоваріантністю виконання. Схеми групи А об'єднує способи з переважно радіально-зворотним видавлюванням, а схеми і деталі групи Б об'єднують способи деформування з переважним прямим видавлюванням осевого відростка. Ці нові способи деформування з комбінованою течією привертають дедалі більше увагу дослідників.

Досить добре вивчено способи радіально-зворотного видавлювання деталей із фланцем. Попередні експериментальні та теоретичні дослідження даного способу показують перспективні можливості процесу для отримання якісних деталей з легко деформуючих матеріалів [8, 9]. Обмеження може бути пов'язане з необхідністю використання порожнистого пуансону, який повинен бути досить міцним при обробці металу в холодному стані [6].

В роботах [2, 6, 7, 8], присвячених теоретичному аналізу силового режиму радіально-поздовжнього видавлювання, обраний енергетичний метод верхньої оцінки, заснований на балансу потужностей на кінематично можливих швидкостях переміщень. Кінематичне можливі поля швидкостей (КМПШ) задаються на підставі попередньо проведених експериментальних досліджень і аналізу особливостей течії металу. Особливістю схеми радіально-зворотного видавлювання, є то, що коли відросток і фланець розташовані по різні сторони відносно корпусу деталі, осередок інтенсивного деформування є роз'єднаний, сформований з двох автономних осередків зворотного та радіального видавлювання металу (рис. 2, б) [6, 9]. Силowe характеристики процесу комбiнованого видавлювання в залежності от таких параметрів, як розміри формообразующих інструментів и коэффициент трения, представлені в роботі [10].

Аналізу напружено-деформованого стану (НДС), дефектоутворенню та тепловиділенню у процесах видавлювання присвячено роботи, виконані із залученням методів верхньої оцінки та скінчених елементів [6–11]. У роботі [8] розглянуто можливості прогнозування енергетичним методом верхньої оцінки виникнення дефектів у вигляді утяжки у процесі радіально-зворотного видавлювання деталей із фланцем.

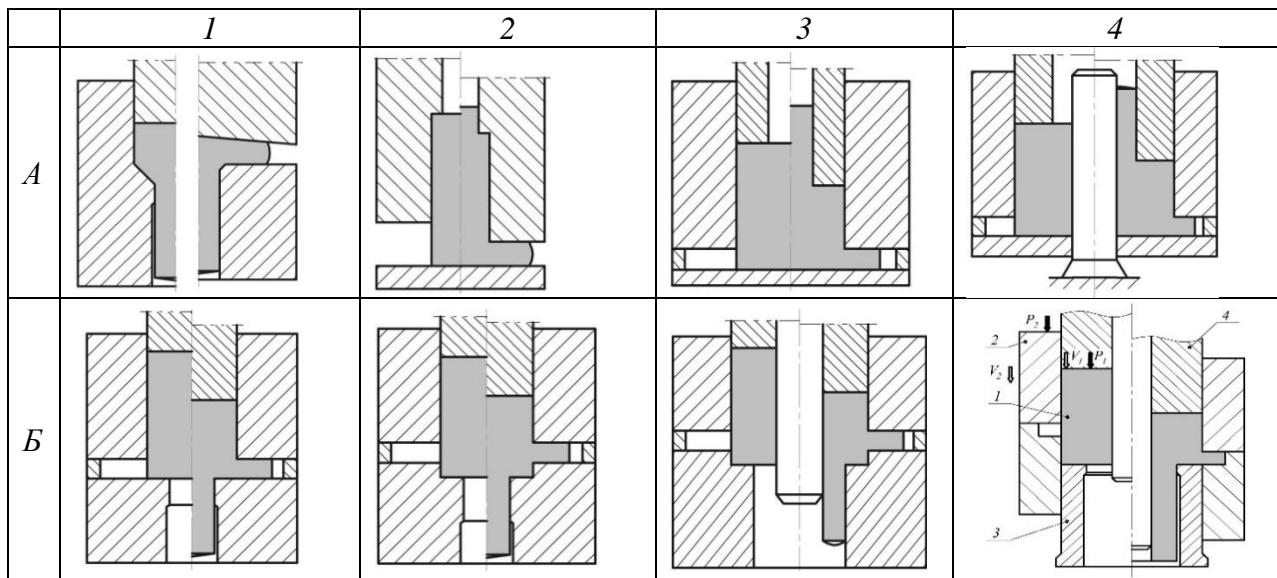


Рис. 2. Схеми радіально-поздовжнього видавлювання деталей з фланцем і відростком

Аналізу процесу тристороннього (прямо-зворотно-радіального) видавлювання порожнистої деталі з фланцем та відростком методом скінчених елементів присвячено роботу [9]. Вивчено вплив конструктивних параметрів, таких як геометрія кромки матриці та пуансону, величини зазорів, а також умов тертя. Порівняльний аналіз результатів скінчено-елементного моделювання з експериментальними даними щодо навантажень, течії матеріалу в різних напрямках та розподілу деформацій, підтверджує ефективність застосування МСЕ. У роботі [11] досліджували для комбінованого радіально-прямого видавлювання порожнистої деталі вплив деяких важливих геометричних параметрів порожнистої деталі, таких як товщина дна, величина кільцевого зазору, радіус оправки на розвиток та коливання навантаження. Закономірності формоутворення та хороші можливості способів комбінованого радіально-прямого видавлювання у зниженні силових параметрів та розширенні типорозмірів порожнистих штампованих деталей встановлено і в роботах [12–14].

Способи радіально-зворотного видавлювання доцільно застосовувати при односторонньому розташуванні корпусу і відростка відносно фланця, а способи радіально-прямого видавлювання (Б1, Б2, Б3) – при роз'єднаному розташуванні корпусу і відростка.

Найбільш важкими в реалізації схемами можуть бути способи радіально-прямого (поєднаного за часом і за осередком деформації) видавлювання (група Б), яким властива поява високих деформацій зсуву на межах розділу течії. У попередніх дослідженнях процесу радіально-прямого видавлювання (РПВ) відзначена особливість положення фланця і його роль в видавлюванні фланця і пряме видавлювання відростка [1, 6, 9]. Фланець, який вже сформований, може грати роль застійної зони, щодо якої метал продовжує інтенсивно переміщатися в прямому напрямку. Особливо це можливе при наявності ділянки корпусу з розміром H_1 . Як показали дослідження методом верхньої оцінки, при РПВ швидкість прямої течії металу в відросток переважно дорівнює швидкості деформування і може викликати небезпеку появи тріщин на межах зсуву металу відносно вже сформованого фланця, який став частиною деталі (і застійною зоною) [6, 7].

Таким чином, освоєння способів комбінованого видавлювання складнопрофільованих деталей, заснованих на поєднанні схем традиційного поздовжнього видавлювання з новими способами поперечного (радіального та бокового) видавлювання в роз'ємних та рухомих матрицях, є перспективним напрямом розвитку технологій ТОШ, що сприяє зростанню техніко-економічних показників та конкурентоспроможності [1, 5–7]. Подальші дослідження мають бути присвячені вдосконаленню технологічних способів видавлювання та визначення сфери їх ефективного застосування.

Метою даного дослідження є оцінка технологічних режимів способу радіально-зворотного видавлювання і можливостей формоутворення деталей з осьовим відростком і фланцем в суміщеному процесі.

Дослідження проводилися для порівняльного аналізу формоутворення деталей з фланцем та відростком при комбінованому видавлюванні за різними технологічними схемами. Використовувався програмний комплекс Qform-2D [15], який базується на програмному модулі, придатному для всіх варіантів технологічних процесів обробки тиском і насамперед об'ємного штампування (рис. 3).

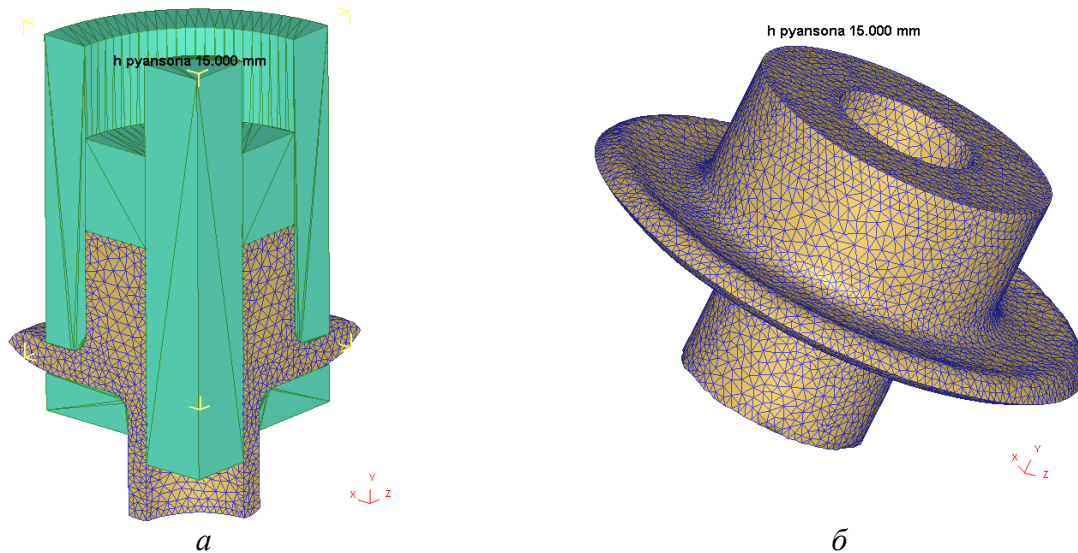


Рис. 3. Модель системи інструмент-заготовка (а) та деталь на заключній стадії комбінованого видавлювання (б)

Для розрахунків МСЕ було задано: діаметри порожнистої заготовки $45,0 \times 21,0$ мм, вихідна висота заготовки $H = 40$ мм, діаметр отвору нижньої напівматриці (тобто діаметр обтискання при прямому видавлюванні) $D_1 = 28,2$ мм, товщина фланця $h = 3$ (5) мм, варіант обмеження фланця за контуром діаметром 60 мм, швидкість переміщення пуансону 0,5 мм/с, матриці – 0,25 мм/с. Умови контактного тертя було визначено шляхом безпосереднього виміру сил тертя під час видавлювання. В результаті обробки оцінки даних холодного видавлювання алюмінієвих сплавів з мастилом тваринний жир, коефіцієнт тертя Зибеля був прийнятий рівним $\mu_s = 0,04 \dots 0,08$.

Порівняльний аналіз результатів розрахунку методом скінчених елементів та енергетичним методом верхньої оцінки [8] показав добрий якісний та кількісний збіг картин формозміни заготовки. SE-модель процесу показала аналогічні енергетичним моделям збільшення розмірів. Найбільш цікавою є картина розподілу деформованого стану (рис. 4 і 5). Наявність у комбінованому процесі схеми прямої течії справді супроводжується появою критичного (вздовж поверхні поділу течії) шару з високим градієнтом деформації. Зона фланця, що деформується, стає автономною периферійною областю, вздовж якої нові об'єми металу інтенсивно зміщуються вниз у прямому напрямку. Видно, що видавлювання за кінематичною схемою нерухомої матриці може викликати зріз уздовж лінії, що з'єднує перехідні кромки матриці. Особливо яскраво це спостерігається при заповненні радіальної порожнини, коли сформований фланець перетворюється на застійну зону, щодо якої метал переміщається вздовж осі донизу (див. рис. 4, а). Аналогічні результати було отримано і під час проведення експериментів на свинцевих моделях (див. рис. 4, б). На рис. 4, представлено результати експериментального дослідження характеру постадійного спотворення ділильної сітки при комбінованому видавлюванні заготовок з алюмінієвого сплаву АД31.

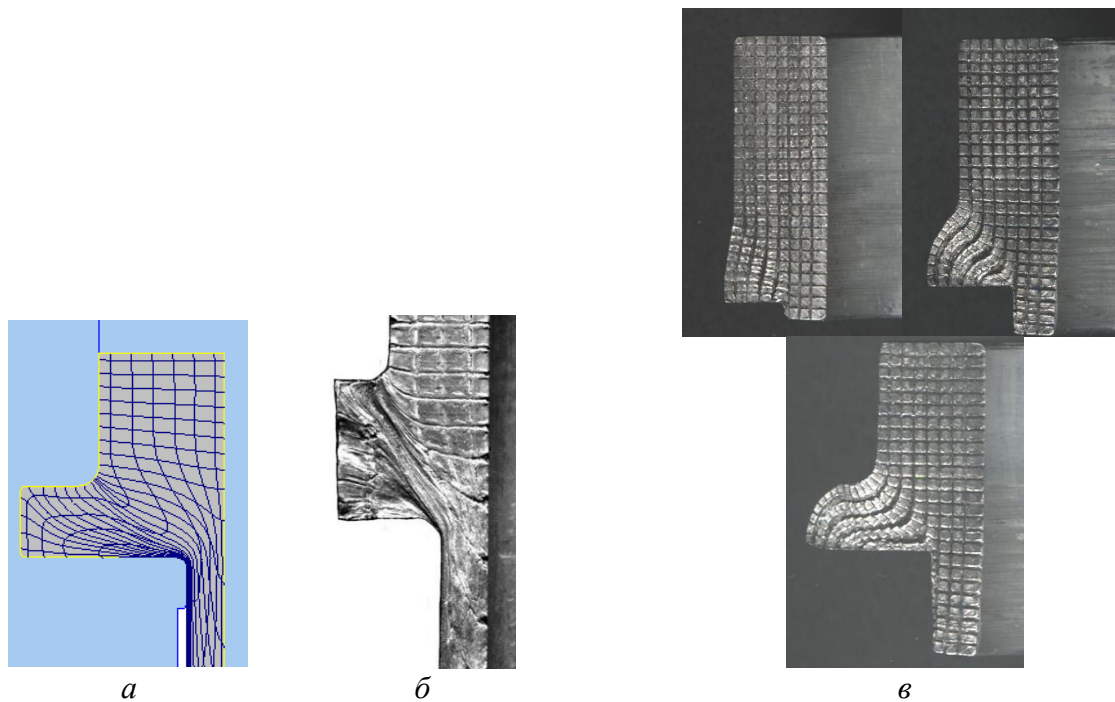


Рис. 4. Спотворення ділильної сітки при комбінованому видавлюванні порожнистої деталі з фланцем і порожнистим відростком

Співставлення деформованих станів деталей, що видавлюються за двома способами показало, що при видавлюванні з самого початку процесу в нерухомій матриці осередки деформації ОД об'єднані (рис. 5, а, б), а в рухомій матриці вони розділені (див. рис. 5, в). Найбільш інтенсивну деформацію набувають зони деталі, прилеглі до перехідних кромки матриці у вихідних отворів робочої порожнини. За перетином відростка, що видавлюється, нерівномірність деформованого стану значна – найбільшу деформацію набувають шари металу, прилеглі до зовнішньої поверхні відростка. Аналогічна і картина розподілу інтенсивності напружень (див. рис. 5, б).

Строго кажучи, отримані за допомогою МСЕ картини розподілу інтенсивності деформацій (див. рис. 4, а і 5, а) показують, що процес деформування протікає за більш сприятливою схемою з приєднаним ОД, що характеризується наявністю площини розділу течії металу з середнім діаметром (між діаметрами відростка d і вихідної заготовки D_0). Проте, у разі високих значень відносного діаметра відростка d/D_0 і за заповненої радіальної порожнини може призвести до «вирубки», тобто до відділення сформованого фланця від корпусу деталі. В даному випадку швидкість переміщення металу в відросток практично дорівнює швидкості руху пуансона, а по перерізу відростка вихідна ділильна сітка спотворюється на вузькій смугі, що приймає до зовнішньої бічної поверхні відростка (див. рис. 4, в).

Новий спосіб, розроблений на підставі результатів досліджень, спрямований на запобігання небезпеці руйнування деталі. Кінематичну схему процесу комбінованого видавлювання з рухомою матрицею наведено на рис. 2, схема Б4 [16]. Перед початком процесу деформування заготовки 1 матрицю з радіальною порожниною 2 необхідно виставити на певну висоту (з урахуванням переміщуваних об'ємів) вище протипуансону 3. У процесі видавлювання металу заготовки 1 одночасно з пуансоном 4 вниз переміщують і матрицю 2. Причому швидкість руху матриці 2 переважно дорівнює половині швидкості пуансона 4 та підбирається так, щоб до кінця процесу радіальна порожнина була підведена до торця протипуансону 3 (див. рис. 2, Б4). Два осередки деформації при цьому поєднуються, але так як це відбувається на заключній стадії процесу небажаних зрушень і зрізів не відбувається. Рух матриці 2 зі швидкістю меншої швидкості деформуючого пуансона 4 супроводжується тим, що в поперечну

порожнину метал заготовки 1 видавлюється з двох сторін, що знижує нерівномірність деформації і підвищує якість і характеристики міцності виробу. За рахунок поділу осередків деформації на основній стадії процесу деформування (див. рис. 5, *в*) при видавлюванні металу в кожному напрямку з окремої зони заготовки можливе переміщення значного обсягу металу як у радіальну порожнину матриці, так і в прямому напрямку, що дозволяє отримувати деталі з більшим діапазоном розмірів. Таким чином, в умовах роздільної течії через виключення великого градієнта ступеня деформації та інтенсивного зсуву між окремими зонами ОД усувається різь на межі між фланцем та корпусом деталі.

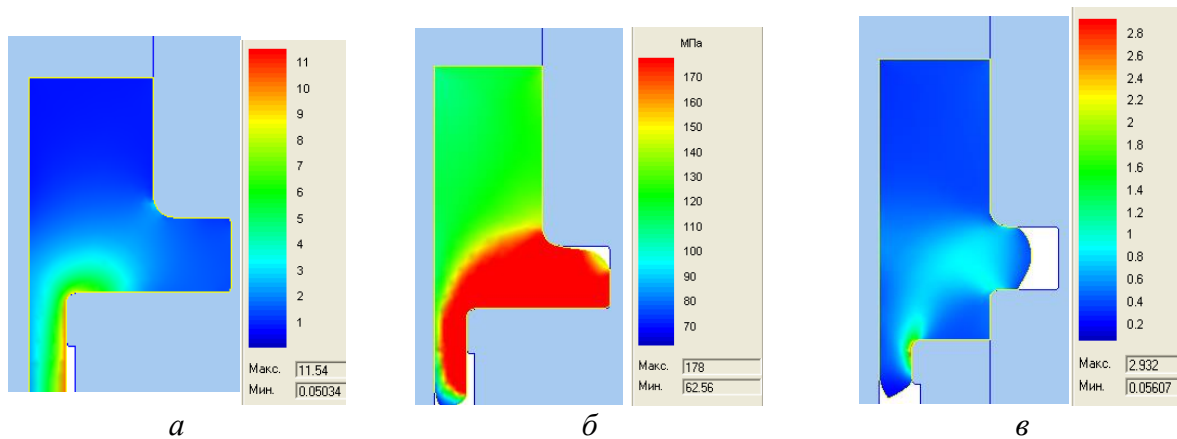


Рис. 5. Розподіл інтенсивності деформацій (*а*) і напружень (*б*) при комбінованому видавлюванні в нерухомій матриці та інтенсивності деформацій при рухомій матриці (*в*)

Аналіз кінематики течії металу за допомогою методу скінчених елементів і отримані картини поетапного наростання контуру деталі (рис. 6) та поетапного спотворення діляльної сітки (рис. 7) при комбінованому видавлюванні в рухомій матриці дають можливість представити характер формоутворення деталі з фланцем. Заміна односторонньої подачі металу в радіальну порожнину нерухомої матриці радіальним видавлюванням з двосторонньою подачею в рухомій матриці вирівнює деформований стан, шари металу з максимально деформацією переносяться у внутрішні області деталі, віддалені від жолобників і перехідних ділянок, підвищуючи тим самим міцність виробу в цілому.

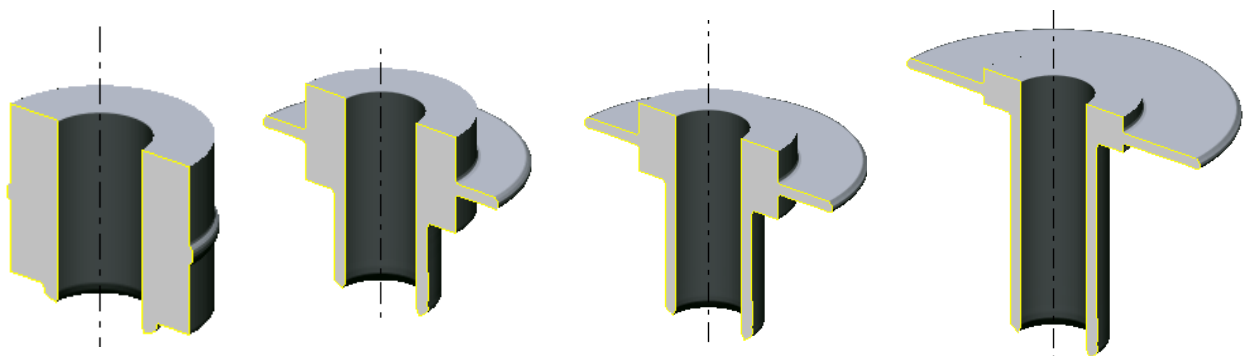


Рис. 6. Наростання контуру деталі під час видавлювання в рухомій матриці

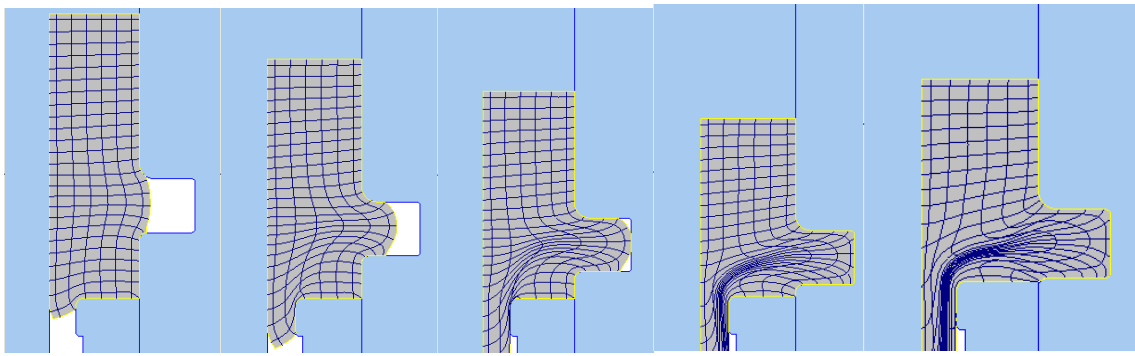


Рис. 7. Спотворення ділильної сітки при комбінованому радіально-прямому видавлюванні в рухомій матриці (СЕ-модель)

Ця різницю добре видно при співставленні деформованого стану деталі, отриманої за двома варіантами видавлювання: в нерухомій (рис. 8, *a* і *б*) і рухомій (рис. 8, *в*) матриці. Особливо наочно представлений зсув корпусу щодо фланцевої зони при видавлюванні деталей з розвиненою нижньою частиною корпусу (з висотою H_1) (див. рис. 8, *б* і *д*). При видавлюванні в рухомій матриці така небезпека відриву фланця виключена, хоча при цьому зберігається зосередження зон з найбільш інтенсивною деформацією у вихідних отворів на перехідних кромках інструменту, формотворчого відросток. При видавлюванні в рухомій матриці вдається усунути зрушення і зменшити у проміжній зоні ступінь деформації до 0,4...0,6 (рис. 9). Розведені автономні осередки деформації поступово зливаються в один загальний осередок без зсувних деформацій та небезпеки зрізів.

Співставлення деформованого стану заготовки, отриманого методом скінчених елементів, з експериментальними даними, отриманими методом ділильних сіток (див. рис. 4, *б* і *в*), показало близький характер полів деформацій в пластичній зоні.

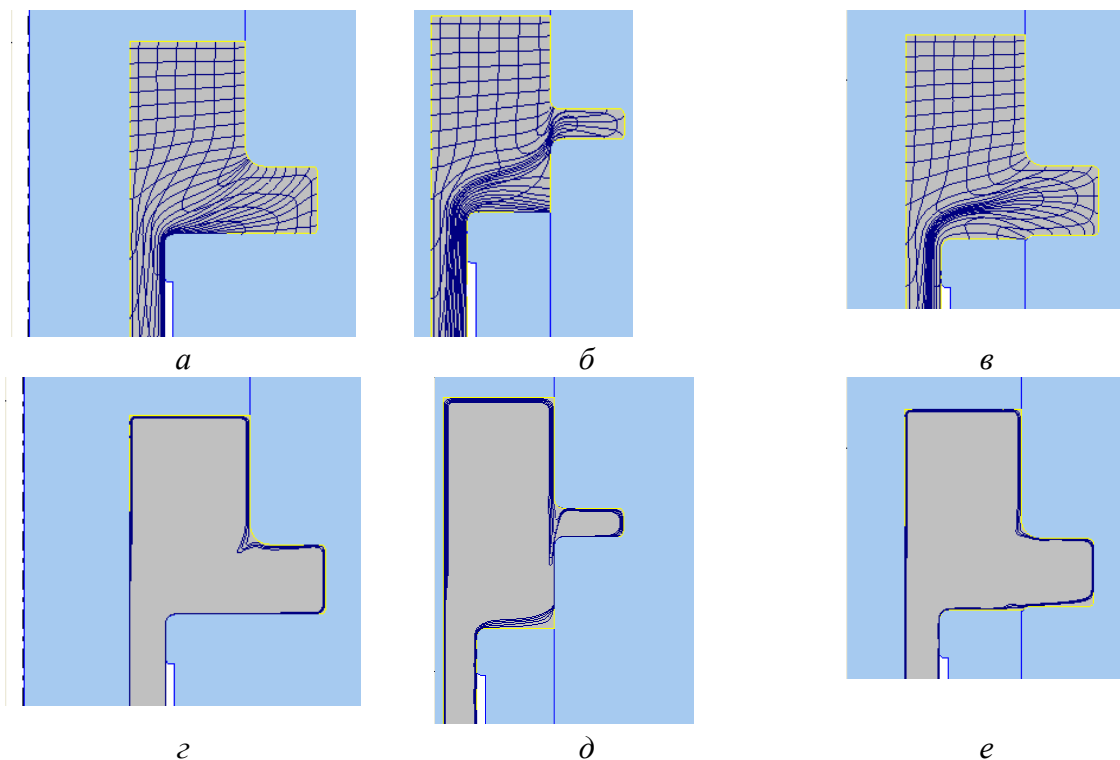


Рис. 8. Співставлення картин зміни ділильної сітки та поверхневих ліній при видавлюванні в нерухомій (*a*, *б*, *г*, *д*) та рухомій (*в*, *е*) матрицях

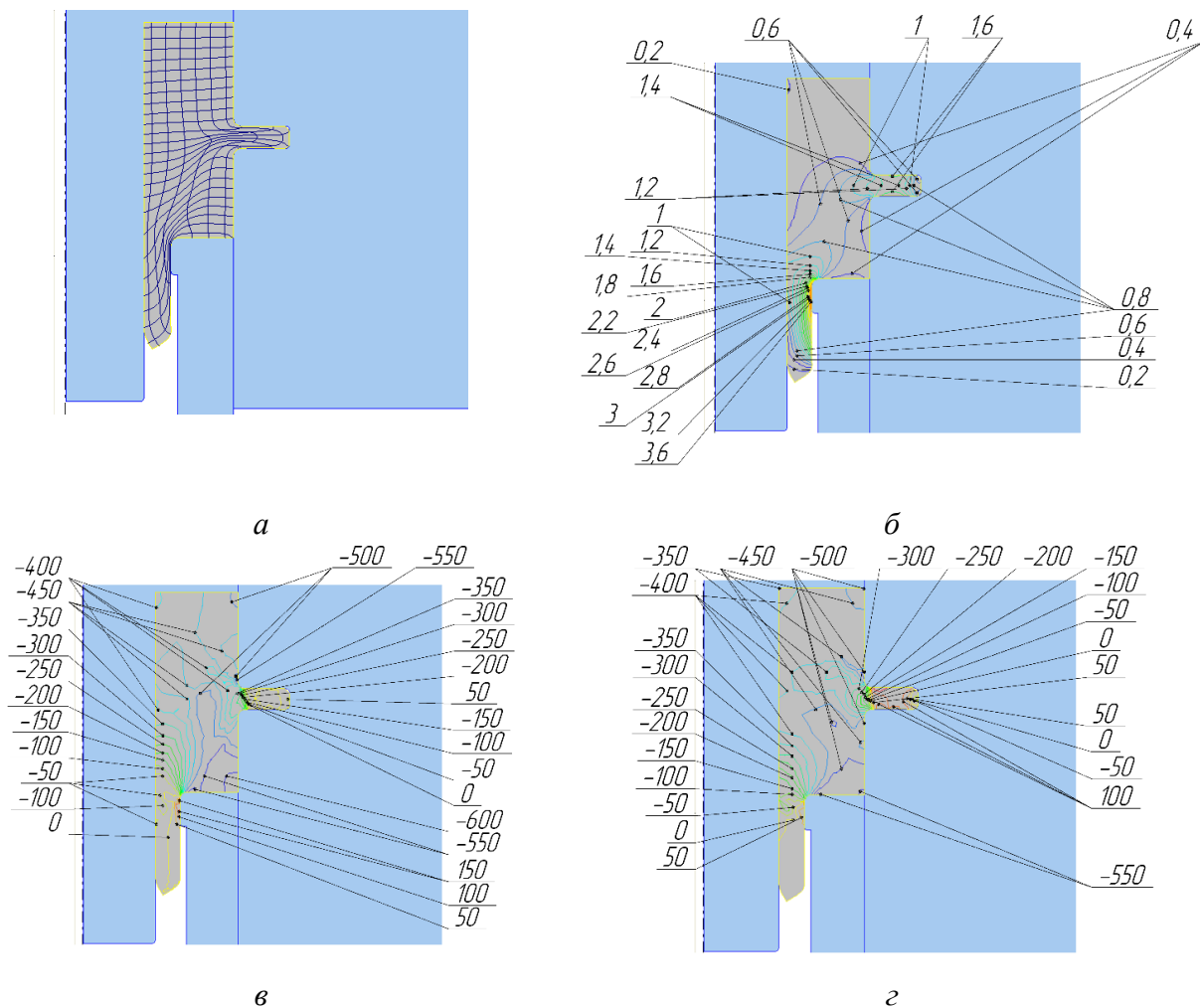


Рис. 9. Показники напружено-деформованого стану при видавлюванні за новим способом: а – zdeформована ділильна сітка, б – розподіл інтенсивності деформації, в – розподіл напружень σ_θ , з – розподіл напружень σ_z

У програмі QForm поверхневі лінії – це засіб діагностики внутрішніх дефектів. На додаток до звичайних вертикальних та горизонтальних лагранжових ліній вони розташовуються вздовж поверхні заготовки. Лінії є замкненими контурами, що повторюють обрис поверхні контуру (деталі). Вони деформуються разом із матеріальними частинками заготовки. Головне призначення поверхневих ліній – ідентифікація поверхневих дефектів у заготовках під час штампування. До таких дефектів відносяться різноманітні простріли та утяжини. Якщо вони проникають усередину заготовки – це поява дефекту (див. рис. 8, з-д). Вертикальні та горизонтальні лагранжові лінії не дають очевидної картини виникнення дефекту, хоч і досить точно відображають течію металу.

Прогнози по цих лініях досить добре збігаються з деформованим станом, представленим у вигляді картини спотвореної ділильної сітки. Наприклад, при видавлюванні з односторонньою подачею металу в радіальну порожнину нерухокої матриці небезпеку зрізу фланцевої зони особливо при наявності частини корпусу з (H1) під фланцем продемонстровано і ділильною сіткою, і поверхневими лініями (див. рис. 8, б і д). При видавлюванні за новим способом поверхневі лінії не проникають у тіло заготовки (див. рис. 8, е), що відповідає вирівняному деформованому стану деталі (див. рис. 8, в).

Напружений стан видавленої деталі загалом аналогічний полям деформацій. Розподіл компонентів напружень (див. рис. 9) показує, що на периферії фланця діють окружні напруження, що розтягують, які знижують деформовність металу.

Аналізуючи розподіл компонент напружень за перерізом заготовки (див. рис. 9, в, з), можна відзначити, що в цілому в ній переважають стискаючі як окружні σ_θ так і осьові σ_z напруження. Найбільші значення σ_θ і σ_z мають місце у верхній частині заготовки в зоні під пуансоном і в куті, утвореному нижньою напівматрицею та протипуансоном, а також на крайках матриці та протипуансону в зонах перетікання металу в осьовий відросток та фланець відповідно. У цих зонах абсолютна величина окружних і осьових компонент напруження досягає 500 МПа і більше. Наявність досить великих напружень у внутрішній частині фланця заготовки, і, як наслідок сил, що діють на верхню напівматрицю, може призводити до проблеми розкриття та (або) зсуву напівматриць (особливо, враховуючи їх рухливість), що слід брати до уваги при проектуванні інструменту. У центральній частині заготовки, що примикає до оправки, напруження також є такими, що стискають, але їх величини істотно менші (приблизно вдвічі).

Деталі типу «стрижень з фланцем і відростком», отримані радіально-прямим і радіально-зворотним видавлюванням відрізняються високою точністю розмірів і якістю поверхні (рис. 10). Обмеження пов'язані з точністю діаметральних розмірів фланця і його формою. Це обмеження може бути зняте або виконанням видавлювання в закриту порожнину (рекомендується для деталей з алюмінієвих сплавів), або введенням прийому підсадки фланця в заключній стадії процесу. Види браку також пов'язані з недостатністю пластичності металу в периферійній зоні фланця, який видавлюється, де напружений стан при вільній радіальній течії близький до лінійного розтягування.



Рис. 10. Деталі, одержані радіально-прямим видавлюванням

Проведені дослідження, виконані із залученням МСЕ, показали хороші технологічні можливості запропонованого способу комбінованого вичавлювання, а також ефективність виконання математичних експериментів на основі комп'ютерних моделей процесів видавлювання. Новий спосіб комбінованого видавлювання в рухомій матриці може істотно розширити діапазон співвідношень розмірів, підвищити складність одержуваних деталей, що штампуються, і збільшити їх номенклатуру та якість. Отримані відомості дозволять дати технологічні рекомендації для виготовлення якісних деталей типу «стрижень з фланцем» холодним видавлюванням.

Надалі необхідно більш глибоке теоретичне та експериментальне дослідження процесу комбінованого видавлювання в рухомій матриці у широкому діапазоні геометричних та швидкісних параметрів процесу. Це дозволить встановити особливості формування ОД, їх меж та умови переходу одного виду ОД в інший, що необхідно для раціонального проектування технологічного процесу управління технологічними режимами деформування.

ВИСНОВКИ

1. Розглянуто та систематизовано порожнисті та стрижневі осесиметричні деталі з фланцем та осьовим відростком та способи їх виготовлення об'ємним штампуванням та видавлюванням. Залежно від конструкції та параметрів деталі виділено дві групи переважно прийнятих способів комбінованого видавлювання: радіально-зворотне та радіально-пряме.

2. Наведено результати моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання стрижневої деталі з фланцем методом скінчених елементів з використанням програмного комплексу QForm. Підтверджено, що при комбінованому видавлюванні деталі з фланцем і відростком із течією металу в радіальному та прямому напрямках в нерухомій матриці з об'єднаним осередком деформації фланець, сформований радіальним видавлюванням, може стати застійною зоною, що викликає небезпеку руйнування деталі.

3. Розроблено та промодельовано за допомогою програмного комплексу QForm2D новий спосіб комбінованого видавлювання в рухомій матриці, що передбачає роз'єднання осередків видавлювання металу в радіальному та прямому напрямках з початку процесу. Дано оцінку закономірностям формозміни та напружено-деформованого стану заготовки в процесі радіально-прямого видавлювання в рухомій матриці та підтверджено прогнози, отримані раніше енергетичним методом. Встановлено, що рухливість матриці запобігає небезпеці відділення фланця за рахунок усунення інтенсивних деформацій зсуву і переміщення металу в прямому напрямку вздовж фланцевої зони.

4. Співставлення деформованого стану заготовки, отриманого методом скінчених елементів, з експериментальними даними, отриманими методом ділильних сіток, показало близький характер полів деформацій у пластичній зоні. При цьому встановлено зосередження зон з найбільш інтенсивною деформацією у вихідних отворів на перехідних кромках формоутворюючого інструменту та на зовнішніх шарах відростка.

5. Використання отриманих відомостей дозволить прогнозувати формоутворення деталей з фланцем та відростком та інтенсифікувати процес розробки технологій виготовлення якісних порожнистих та стрижневих деталей холодним видавлюванням за рахунок вибору раціональних схем та параметрів процесу комбінованого видавлювання.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Алієв І.С., Грудкіна Н.С., Малій Х.В., Таган Л.В. Моделювання та розробка процесів точного об'ємного штампування видавлюванням: монографія. Краматорськ: ДДМА. 2021. 208 с. ISBN 978-617-7889-08-2
2. Bhaduri A. Extrusion. In: *Mechanical Properties and Working of Metals and Alloys*. Springer Series in Materials Science. 2018. Vol. 264, pp. 599-646. https://doi.org/10.1007/978-981-10-7209-3_13.
3. Balendra, R., Qin, Y. Injection Forging: Engineering and Research. *Journal of Material Processing*. 2004. 145, 189-206.
4. Aliev I.S. Radial extrusion process. *Soviet Forging and Metal Stamping Technology (English Translation of Kuznechno-Shtampovochnoe Proizvodstvo)*. 1988. Part 3, pp. 54–61. ISSN: 0891-334x.
5. Алиев И.С. Технологические возможности новых способов комбинированного выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1990. 2. С. 7-9.
6. Алиева Л. И. Совершенствование процессов комбинированного выдавливания : монография. Краматорск: ООО «Тираж-51». 2018. 352 с. ISBN 978-966-379-846-2.
7. Алиева Л.И., Борисов Р.С., Жбанков Я.Г., Мороз Б.С. Комбинированное выдавливание полых деталей с фланцем. *Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в машиностроении и металлургии*. Краматорск: ДГМА. 2008. С. 45-48.
8. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zhabankov Ya. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion. *Metallurgical and Mining Industry*. 2011. 3(7), pp. 17–22. <https://www.metaljournal.com.ua/assets/Uploads/attachments/17Aliiev.pdf>
9. Aliieva L. I., Markov O. Y., Aliiev I. S., Hrudkina N. S., Levchenko V. N., Malii Kh. V. Analysis of power parameters of the combined three-direction extrusion process. *FME Transactions*. 2021. 49. 2, pp. 344–355. https://www.mas.bg.ac.rs/_media/istravivanje/fme/vol49/2/9_oe_markov_et_al.pdf
10. 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.
11. Lee Y. S., Hwang S. K., Chang Y. S., Hwang B. B. The forming characteristics of radial-forward extrusion. *Journal of materials processing technology*. 2001113, pp. 136–140. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00705-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00705-1)
12. Farhoumand A., Ebrahimi R. Analysis of forward-backward-radial extrusion process. *Materials and Design*. 2009. 30. 6, pp. 2152–2157. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2008.08.025>
13. Jafarzadeh H., Zadshakoyan M., & Abdi Sobbouhi E. Numerical studies of some important design factors in radial-forward extrusion process. *Materials and Manufacturing Processes*. 2010. 25, pp. 857–863. <https://doi.org/10.1080/10426910903536741>
14. Chang Y.S., Hwang B.B. A study on the forming characteristics of radial extrusions combined with forward extrusion. *Transactions of materials processing*. 2000. 9. 3, pp. 242-248.

15. Біба Н.В. Досвід застосування програми QForm для моделювання процесів ОМТ в промисловості, освіті та дослідженнях. *Пластична деформація металів: матеріали наук.-практ. конф.*, 22-26 травня 2017 р. Дніпро. 2017. С. 9.
16. Пат. 8620 Україна. В21К21/00. Спосіб видавлювання деталей зі складним профілем. Л. І. Алієва, Р. С. Борисов. № 200500452. заявл. 17.01.2005; опубл. 15.08.2005. Бюл. №8.

REFERENCES

1. Aliiev I.S., Hrudkina N.S., Malii Kh.V., Tahan L.V. Modeling and development of precision volumetric extrusion stamping processes: monograph. Kramatorsk: DSEA. 2021. 208 p. ISBN 978-617-7889-08-2. (In Ukrainian).
2. Bhaduri A. Extrusion. In: Mechanical Properties and Working of Metals and Alloys. *Springer Series in Materials Science*. 2018. 264, pp. 599-646. https://doi.org/10.1007/978-981-10-7209-3_13
3. Balendra, R., Qin, Y. Injection forging: engineering and research. *Journal of Material Processing*. 2004. 145, 189-206.
4. Aliev I.S. Radial extrusion process. *Soviet Forging and Metal Stamping Technology (English Translation of Kuznechno-Shtampovochnoe Proizvodstvo)*. 1988. Part 3, pp. 54–61, ISSN: 0891-334x.
5. Aliiev I.S. Technological possibilities of new methods of combined extrusion. *Forging and stamping production*. 1990. No. 2. pp. 7-9. (in Russian).
6. Aliieva L. I. Improvement of combined extrusion processes: monograph. Kramatorsk: LLC "Tiraj – 51". 2018. 352 p. ISBN 978-966-379-846-2. (in Russian).
7. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zhbakov Ya. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion. *Metallurgical and Mining Industry*. 2011. 3(7), pp. 17–22. <https://www.metaljournal.com.ua/assets/Uploads/attachments/17Aliiev.pdf>
8. Aliieva L.I., Borisov R.S., Zhbakov Ya.G., Moroz B.S. Combined extrusion of hollow parts with a flange. *Improvement of processes and equipment for pressure treatment in mechanical engineering and metallurgy*. Kramatorsk: DSEA. 2008, pp. 45-48. (in Russian).
9. Aliieva L.I., Markov O.Y., Aliiev I.S., Hrudkina N.S., Levchenko V.N., Malii Kh.V. Analysis of power parameters of the combined three-direction extrusion process. *FME Transactions*. 2021. 49. 2, pp. 344–355. https://www.mas.bg.ac.rs/_media/istravanje/fme/vol49/2/9_oe_markov_et_al.pdf
10. 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.
11. Lee Y. S., Hwang S. K., Chang Y. S., Hwang B. B. The forming characteristics of radial-forward extrusion. *Journal of materials processing technology*. 2001. 113, pp. 136–140. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00705-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00705-1)
12. Farhoumand A., Ebrahimi R. Analysis of forward-backward-radial extrusion process. *Materials and Design*. 2009. 30. 6, pp. 2152–2157. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2008.08.025>
13. Jafarzadeh H., Zadshakoyan M., & Abdi Sobbouhi E. Numerical studies of some important design factors in radial-forward extrusion process. *Materials and Manufacturing Processes*. 2010. 25, pp. 857–863. <https://doi.org/10.1080/10426910903536741>
14. Chang Y.S., Hwang B.B. A study on the forming characteristics of radial extrusions combined with forward extrusion. *Transactions of materials processing*. 2000. 9. 3, pp. 242-248.
15. Biba N.V. Experience using QForm programs for modeling metal forming processes in industry, education and research. *Plastic deformation of metals: Materials of scientific and practical conference*, 22-26 may 2017. Dnipro. 2017, p. 9. (In Ukrainian).
16. Pat. 8620 Ukraine. B21K21/00. Sposib vidavlyuvannya details zi foldable profile. L.I. Aliieva, R.S. Borisov. No. 200500452. app. 01/17/2005; publ. 08/15/2005. Bull. No. 8. (In Ukrainian).

Levchenko V., Alieva L., Abhari P., Sivak R. Radial-longitudinal extrusion of parts with a flange and a ledge.

Methods for manufacturing hollow and rod axisymmetric parts with a flange and an axial ledge by extrusion are considered. Depending on the design and parameters of the part, two groups of predominantly accepted methods of combined extrusion are distinguished: radial-backward and radial-forward extrusion. The results of modeling the process of combined radial-reverse extrusion of a rod part with a flange by the finite element method using the Q-Form software package are presented. It has been confirmed that with combined extrusion of a part with a flange and a ledge with metal outflow in the radial and forward directions in a fixed matrix, the plastic deformation zone is combined. In this case, the flange formed by radial extrusion can become a stagnant zone along which the metal will move in the forward direction. This causes the risk of breaking the part and separating the flange. The new method of combined extrusion in a movable matrix involves the separation of metal extrusion centers in the radial and direct directions from the beginning of the process. An assessment is made of the regularities of shape change and development of the deformed state of the workpiece in the process of combined extrusion in a movable matrix. It is found that the mobility of the die prevents the danger of separation of the flange. At the same time, the concentration of zones with the most intense deformation at the outlet holes on the transitional edges of the shaping tool is maintained. Comparison of the deformed state of the workpiece obtained by the finite element method with experimental data obtained by the dividing grid method showed a close nature of the deformation fields in the plastic zone.

Key words: parts with flange and ledge, combined radial-longitudinal extrusion, movable die, stress-strain state, finite element method, workpiece forming.

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

Алієва Лейла Іграмотдіновна – д-р техн. наук, професор ДДМА
Aliieva Leila – Dr. Sc., Full Professor, DSEA
E-mail: leilialieva2017@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5283-925X>

Абхарі Пейман – д-р техн. наук, професор ДДМА
Abhari Payman – Dr. Sc., Full Professor DSEA
E-mail: payharies@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0827-8149>

Сивак Роман Іванович – д-р техн. наук, доцент ПНУ
Sivak Roman – Dr. Sc., Assoc. prof., PNU
E-mail: sivak_r_i@ukr.net
ORSID: <https://orcid.org/0000-0002-7459-2585>

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

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

Поліський національний університет (ПНУ), м. Житомир
Polissia National University (PNU), Zhytomir

Стаття надійшла до редакції 10.06.23 р.

Тараненко М. Є.
Нарижний О. Г.

РОЗВИТОК ТА ОСОБЛИВОСТІ ВИКОРИСТАННЯ ЕЛЕКТРОГІДРАВЛІЧНОГО ЕФЕКТУ ДЛЯ ШТАМПУВАННЯ ВИСОКОТОЧНИХ ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ ЛИСТОВИХ ДЕТАЛЕЙ

В статті відзначена мала ефективність використання традиційних схем електрогідрравлічного штампування при виготовленні великогабаритних листових деталей. Запропоновано використовувати для прототипного виробництва таких деталей багатоелектродні розрядні блоки. Зроблено висновок про їх потенційну ефективність та особливості процесу, що ускладнюють штампування. Визначено причини цих ускладнень: недостатня керованість потоками енергії у просторі та різке падіння параметрів навантаження після декількох сотень ЕГ-розрядів. Задачами дослідження стало обґрунтування можливостей просторового управління навантаженням в межах технологічного простору та підвищення стійкості робочих електродів, що піддаються великим силовим навантаженням та електричній ерозії.

За допомогою математичного моделювання показано, що процес передачі енергії від генератора струму до об'єкту обробки носить струминний характер. Це дає можливість управління потоками енергії у просторі технологічного блоку. На практичних прикладах показано можливість подальшого збільшення ефективності самих процесів формоутворення та експлуатаційних характеристик обладнання. Експериментальним шляхом підтверджено досліджувані результати.

Експериментальні доробки елементів технологічного оснащення електрогідрравлічного пресу дозволили збільшити період міжремонтної експлуатації до одного місяця, що є задовільним для дослідницького виробництва.

При більшій інтенсивній експлуатації встаткування можна використати варіант оснащення одного преса двома комплектами багатоелектродних розрядних блоків, при якому один блок експлуатується, а другий – ремонтується. При виконанні робіт використовувався метод математичного моделювання, адекватність якого підтверджено раніше, і експериментальний метод.

Ключові слова: електричний розряд у рідині, управління потоками енергії, імпульсне навантаження, електроди, листова заготовка, штампування.

Електрогідрравлічний ефект (ефект Л. Юткіна) давно використовується у листоштампувальному виробництві [1-4]. Розроблено установки (електрогідрравлічні преси) та технології штампування різнотипних деталей. Вони привабливі низькими строками, витратами на технологічну підготовку виробництва (ТПВ) та достатньо широкими технологічними можливостями. Але їх поштучна технологічна продуктивність менша, ніж на механічних пресах.

Багаторічні дослідження техпроцесів електрогідрравлічного штампування (ЕГШ) дозволили встановити, що їх ефективність помітно знижується при штампуванні деталей з габаритами 0,3...0,5 м. Це, в основному, пояснюється необхідністю використання розрядних камер (РК) великого об'єму з їх високою піддатливістю самої конструкції РК, великим об'ємом передавального середовища, що заповнює камери, та сформованим об'ємом порожнини деталі, відносно великим вилітом робочих електродів (РЕ) всередині порожнини РК.

Відносно мала ефективність електричного вибуху у РК великого об'єму викликає необхідність використання багатоімпульсного режиму навантаження, який подовжує цикл штампування деталі, сприяє більш інтенсивному зношенню РЕ. Підвищення кількості енергії, що виділяється при розряді енергії, не призводить до скорочення тривалості циклу штампування, але підвищує зношення усього оточуючого технологічного середовища.

Проте, ідея використання багатоімпульсного режиму штампування великогабаритних деталей для прототипного їх виготовлення авіаційно-космічних конструкцій, автомобільного виробництва та інших апаратів залишалася достатньо привабливою.

Метою цієї роботи є опис досліджень, які призводять до значного підвищення ефективності ЕГШ за багатьма складовими цього поняття. А саме: можливість управління навантаженням у просторі та часі, реалізація ефектів зниження спротиву деформуванню та підвищення ступеню релаксації остаточних напружень при віброімпульсному навантаженні та підвищення стійкості технологічної системи.

Грунтуючись на результатах попередніх досліджень про те, що більш ефективні ЕГ-розряди у РК малого об'єму, необхідністю управління параметрами навантаження вздовж поверхні деталі, небажаності виділення більш 20...25 кДж на одній електродній парі та деякими іншими міркуваннями, в ХАІ було запропоновано схему багатоелектродного розрядного блоку (БРБ) та схему багатоконтурного генератора імпульсних струмів (ГІС) (рис. 1).

БРБ являє собою товсту (жорстку) металеву плиту, у якій з визначеним кроком виконані глухі отвори (камери). В середині усіх цих камер встановлюються робочі електроди.

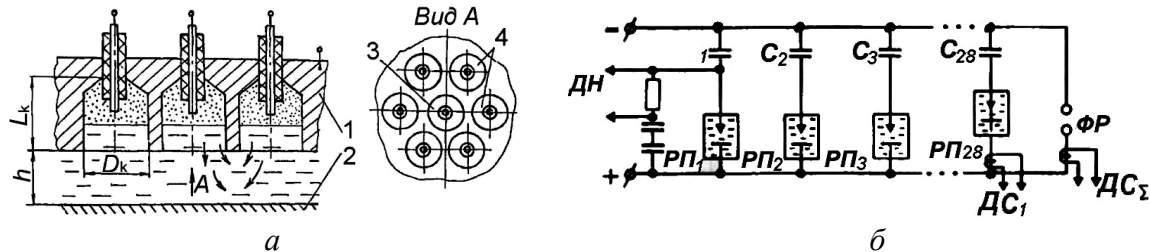


Рис. 1. Принципові схеми (1 – розрядна камера; 2 – предмет обробки; 3 – камера, у якій здійснюється основний розряд; 4 – шість камер, у яких здійснюється додаткові розряди; точками позначено зону ППП; С – батарея конденсаторів; ФР – формуючий розрядник; РП – робочий проміжок; ДС – датчик струму; ДН – датчик напруги):

a – БРБ; *б* – електрична схема комутації ГІС

Високовольтний підводний розряд проходить між центральним струмопровідним стрижнем електроду та внутрішньої поверхнею порожнини. Таким чином сформована кожна електродна пара.

Принципова схема комутації ГІС деяким чином відрізняється від традиційних схем тим, що паралельно усім контурам містять батарею конденсаторів у робочому розрядному проміжку, а також паралельно включений один формувальний розрядник. При його замиканні висока напруга подається одночасно на усі робочі проміжки. Це дозволяє спростити схему ГІС та полегшити можливість управління тривалістю циклу виділення енергії на різних розрядних проміжках.

Для контролю режиму виділення енергії ГІС оснащується датчиками струму у кожному робочому контурі та одним датчиком сумарного струму, що встановлений на лінії приєднання формувального розрядника.

Досліджувалися при відпрацюванні технології штампування великих листових деталей два БРБ з 46 та 28 розрядними порожнинами.

Зовнішній вигляд 28-електродного БРБ (зі знятою спрямовальною плитою) та типова конструкція розташування електродів показана на рис. 2.

Дослідно-промислове відпрацювання технології штампування показало цілком задовільні результати. Було відштамповано дослідні партії високоточних дзеркал антен космічного зв'язку з апертурою 900 мм, низка листових напівторів різних розмірів та форм перерізу. При цьому використовувалась наступна послідовність. На першому етапі до ГІС підключалися електродні пари, що знаходилися над важкоформутовувальними ділянками деталі ті відповідно заготовки. На них виділялася середня енергія відносно потрібної максимальною. На другому етапі проводилося калібрувальне навантаження з максимальною енергією. Це дозволило знизити кількість ЕГ-розрядів, необхідних для повної формозміни деталі. Середня кількість розрядів для штампування деталей з алюмінієвих сплавів товщиною 1,5...2,5 мм та найбільш глибокими зонами формування, що знаходяться ближче до периферії деталі, складає 8...12 шт. Діапазони виділення енергії на одній електродній парі знаходяться у межах 10...20 кДж.

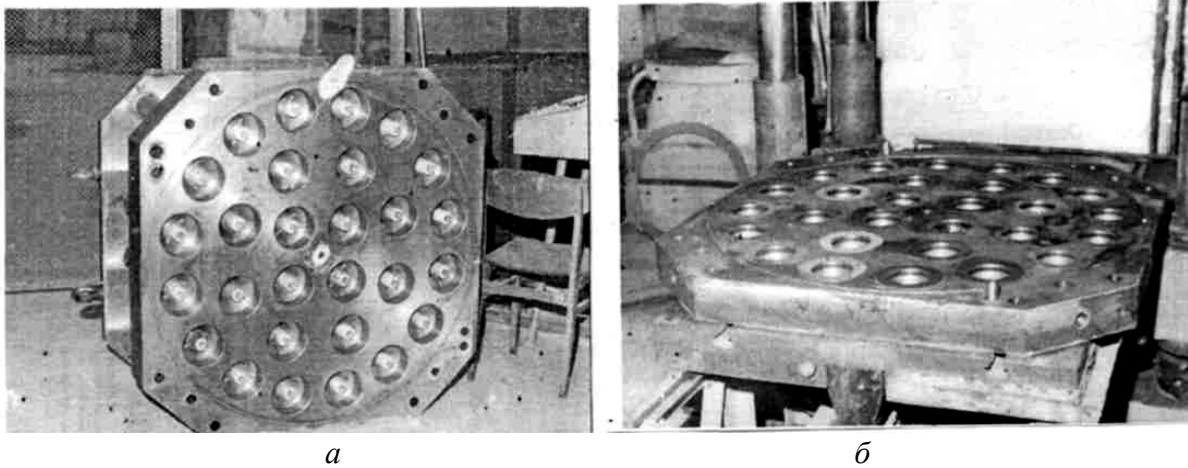


Рис. 2. Зовнішній вигляд 28-контурного БРБ (зі знятою спрямувальною плитою) (а), (б) – спрямувальна плита, розміри у плані 1130 x 130 мм

Але експлуатаційні показники БРБ виявилися не дуже задовільними. Так після 300...500 розрядів та енергії, що виділяється за один розряд 20 кДж, починав порушуватися заданий режим розряду. Він оцінювався за осцилограмами розрядних струму в одному контурі та напруги на розрядному проміжку. Після 400...450 розрядів падіння заданої напруги у період передрозрядної стадії досягало 50%, що не є припустимим.

Для рекомендації використання багатоконтурних ЕГ-пресів у промисловому виробництві (навіть серійному) необхідно було усунути цей недолік. Він міг бути вирішений двома шляхами:

- встановленням на БРБ швидкозмінної конструкції кріплення електродів;
- встановленням механізму швидкого порушення режимів ЕГ-розрядів.

Зовнішній огляд зруйнованих електродів показав, що основними причинами є руйнування високовольтної ізоляції на зануреному кінці електроду та, як слідство, збільшення оголеної поверхні центрального струмопровідного стрижня електроду та електроерозійне зношення торцевої поверхні стрижня (рис. 3).



Рис. 3. Зовнішній вигляд зруйнованої частини електроду $\varnothing 45$ мм. На вставці – препаровані ділянки електродів

Для розуміння обставин слід відзначити, що у робочому стані електроди в БРБ знаходяться у вертикальному положенні. При заповнюванні розрядних порожнин водою на торцевій частині електроду затримуються дрібні пухирці повітря, що витісняються водою. Під дією ударних хвиль, що виходять з зони розряду, пухирці зхлопуються та створюють невеликі кумулятивні струмені. Ці струмені руйнували місце дотику склопластикової високовольтної ізоляції з металевою поверхнею стрижня. У результаті створювалась кільцева порожнина навколо стрижня (див. вставку на рис. 3). При повторних розрядах ця порожнина прогресивно

заглиблювалась. В окремих випадках після ~500 розрядів вона досягала 120...150 мм за глибиною. При визначеному витонченні шару ізоляції траплявся її пробій (місце пробією відзначено колом). У результаті електрод виявлявся непрацездатним.

Стала очевидною необхідність моделювання процесу передачі та розповсюдження енергії у обмеженому об'ємі розрядної порожнини.

Моделювання процесу розповсюдження потоків енергії у обмеженому об'ємі розрядної порожнини.

У практиці моделювання імпульсних процесів деформування [6-8] використовуються різні програмні продукти. Перевага віддається більш простим, що потребують невеликих обчислювальних ресурсів. З їх допомогою досліджуються поля тиску, які реалізуються у замкнутих розрядних камерах під дією ударних хвиль. Деформування заготовки досліджується тільки на етапі калібрування. У розглянутій схемі навантаження подібний підхід малоефективний, тому що у ній присутня велика (за площиною) кількість меж, що мають різні деформаційні характеристики.

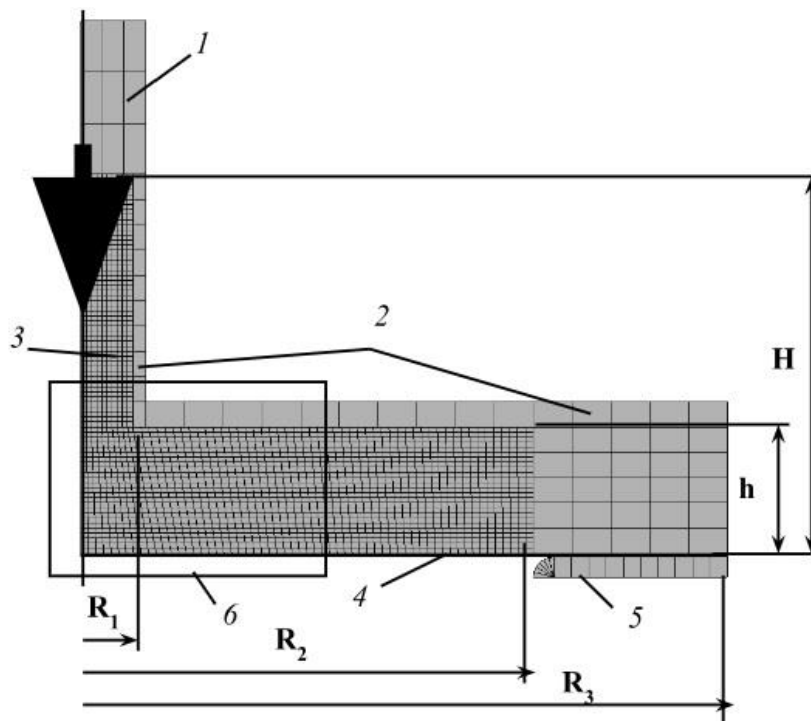


Рис. 4. Схема розрахункової моделі (1 – жорсткий поршень, що імітує межу парогазової порожнини з високим тиском; 2 – камера; 3 – рідина; 4 – заготовка; 5 – витягувальне кільце):

Стрілкою позначений напрямок руху поршня у початковий момент часу. $R_1 = 20$ мм; $R_2 = 175$ мм; $R_3 = 250$ мм; $H = 150$ мм; $h = 50$ мм; товщина заготовки 5 мм

Для моделювання механічних процесів у розрядних порожнинах БРБ та у суміщених з ними об'ємах технологічного простору обраний пакет LS-DYNA, обчислювальне середовище якого дозволяє обирати відповідні варіанти досліджуваної гетерогенної системи. Вона являє собою (рис. 4) вісесиметричну трубу, яка суміщена з циліндричним корпусом камери, порожнини яких заповнені рідиною. У верхній частині труба має глуху стінку. У радіальному напрямку рідина у камері на достатньому віддаленні обмежена жорсткими стінками. У нижній частині камера замкнута пласкою деформівною перешкодою (заготовкою). На периферії заготовка спирається на витягувальне кільце. Система вісесиметрична, що дає можливість моделювання процесів у ній у двовимірному формулюванні.

Заготовка виконана з пружно-пластичного матеріалу зі ступеневим деформаційним зміцненням типу алюмінієвого сплаву Д16. Рідина пружна лінійно-стискана та в'язка, може

спиратися розтягуванню до 10^4 Па. Об'ємний модуль пружності $0,4 \cdot 10^{11}$ Па, коефіцієнт в'язкості 0,5. Заготовка затиснута між нерухомою камерою та витягувальним кільцем, але має можливість пересуватися у радіальному напрямку з тертям за Кулоном, коефіцієнт тертя $\mu = 0,4$.

Поршень рухається згідно заданого закону, що має вигляд нерівнобічного трикутника.

Спочатку у нерухомій рідині розповсюджується хвиля тиску, на рис. 5 показано фрагмент рідини та тонові картини розподілу тиску на етапах руху хвилі тиску у каналі (а) та у камері у момент досягнення фронтом поверхні заготовки (б). Стрілками показано напрямок руху фронту хвилі, світлим тоном знизу та справа показано зони незбуреної рідини. При русі хвилі у каналі виражені передній (1) та задній (2) фронти тиску, які практично мають пласку форму. При виході з гирла каналу до камери передній фронт хвилі тиску набуває сферичну форму та рухається у радіальному напрямку.

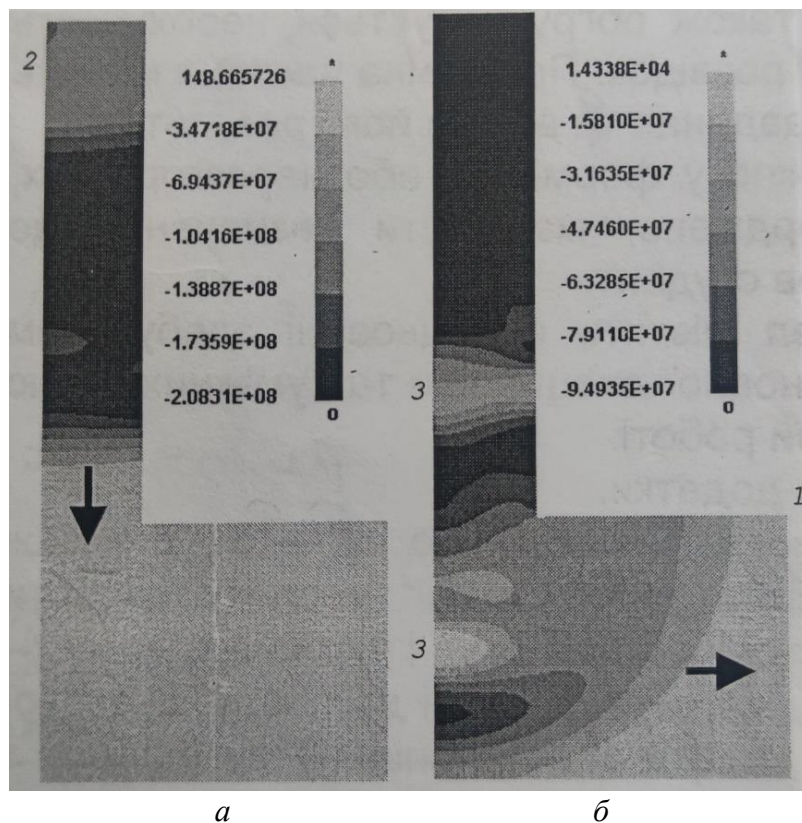


Рис. 5. Картини руху хвилі тиску у каналі та камері

Рівень тиску падає, максимальний тиск спостерігається у каналі та під ним у камері, їх величини менші у два рази у порівнянні з першим етапом. У подальшому спостерігається ще більш значне зниження тиску, що обумовлено відокремленістю хвилі від джерела збурення, збільшенням площі фронту та здійсненням роботи по деформуванню заготовки. Зона підвищеного тиску стає шарувато-неоднорідною, що пов'язано з перевіддзеркаленням та інтерференцією, а також обмеженістю спротиву рідини розтягувальним напруженням. Спостерігається дві зони стовпа рідини (світлі ділянки 3, рис. 5, б). У подальшому спостерігається затухання хвилі тиску та значний рух рідини.

На рис. 6 показаний фрагмент б системи, зверху якого нанесені траєкторії руху точок рідини. Група точок (а) розташована у гирлі каналу, група (б) – у камері біля гирла, група (в) у донній частині камери на поверхні заготовки, група (г) – на відстані трьох радіусів каналу від гирла. Точки групи (а) створюють розширюючий донизу струмінь. Траєкторії точок криволінійні та у кінці розглянутого процесу підіймаються вгору. Точки групи (б) мають спочатку нахилені під кутом 45° прямолінійні, а потім криволінійні, підняті догори, траєкторії. Рух точок груп (а) і (б) можна характеризувати як вихровий. Точки групи (в) рухаються спочатку

вниз разом із заготовкою, а потім горизонтально, створюючи придонний плин. Точки групи (г) переважно переміщуються в радіальному напрямку та униз разом із заготовкою. Рух рідини сильно неоднорідний, а переміщення великі, досягають величини 108 мм.

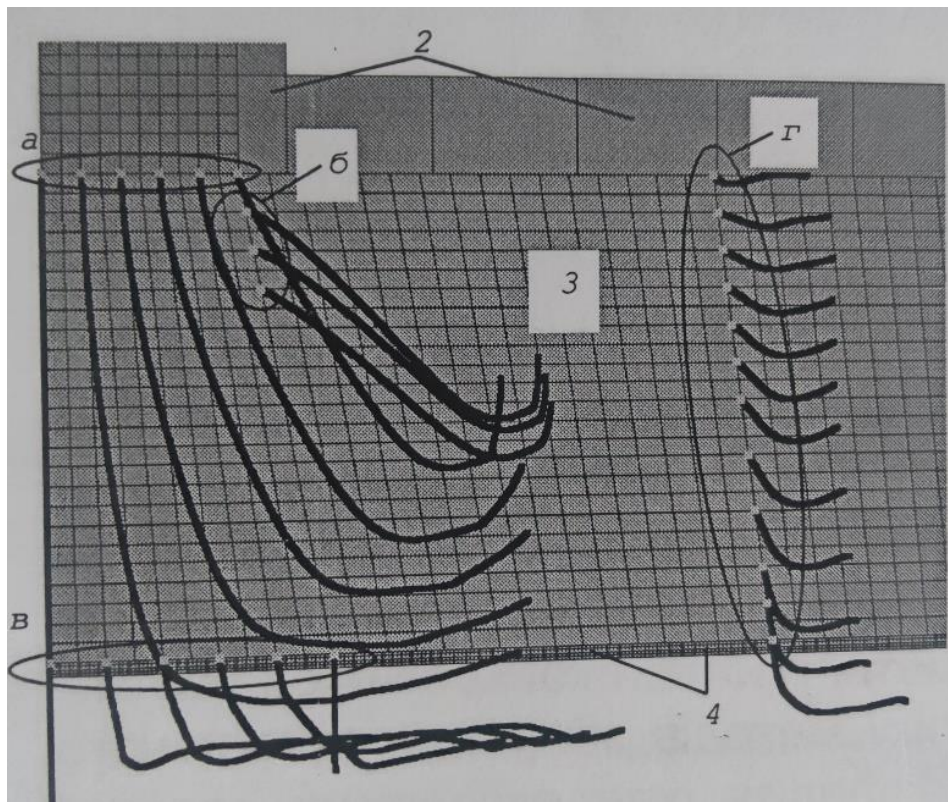


Рис. 6. Траєкторія руху точок заготовки

На рис. 7 показана тонова картина розподілу швидкостей рідини на деформованій конфігурації для фрагмента б. Праворуч показана шкала швидкостей (чим темніше область, тим вище швидкість руху). Стрілками показані переважні напрямки швидкостей. Лінії сітки відповідають лініям матеріальної системи координат. Зміни сітки показують характер руху рідини. Угорі струменя спостерігається радіальне стискання, у нижній зоні під порожниною (б) рух рідини має шаруватий характер.

Рідина відділилася від твердих поверхонь штока (ділянка (а)), а частково – від камери й заготовки, утворивши порожнину (б). Поле швидкостей сильно неоднорідне, спостерігаються одночасно дві окремі зони високих швидкостей, відзначені темним тоном. Поблизу порожнини (в) у рідині спостерігається вихровий рух. Через неоднорідність поля швидкостей у зоні (в) очікується зхлопування частини границі вільної поверхні порожнини.

У зоні (г) спостерігається обчислювальний артефакт – проникнення рідини крізь заготовку. Перекручування форми осередків приводить до появи обчислювальної нестійкості процесу моделювання, внаслідок чого обчислювальний процес переривається. Як відомо, це недолік всіх сіткових методів при рішенні завдань із великими неоднорідними деформаціями.

Порівняння розрахункових і експериментальних результатів дозволяє зробити наступні висновки.

Рух рідини має струминний характер і спричиняє локальну дію на заготовку.

Вісесиметричну гетерогенну модель можна використати для визначення характеру й величини тиску рідини на деформовану заготовку з метою використання в простих та обчислювально ефективних моделях деформування заготовки під дією тиску з урахуванням руху заготовки.

Не розглядаючи у даній роботі усі технічно актуальні особливості механізмів взаємодії потоку рідини та деформованої заготовки, відзначимо дві з них. На верхніх твердих границях

зон зміни перерізу струменю рідини створюються області інтенсивно кавітуючої рідини. Це відноситься до верхньої межі камери 2 (рис. 4) або, інакше, верхньої змочуваної поверхні БРБ, нижнього торцю робочого електрода та іншим поверхням технологічного блоку. Під дією інтенсивного багатократного імпульсного навантаження на цих поверхнях спостерігається значна кавітаційна ерозія (руйнування поверхні).

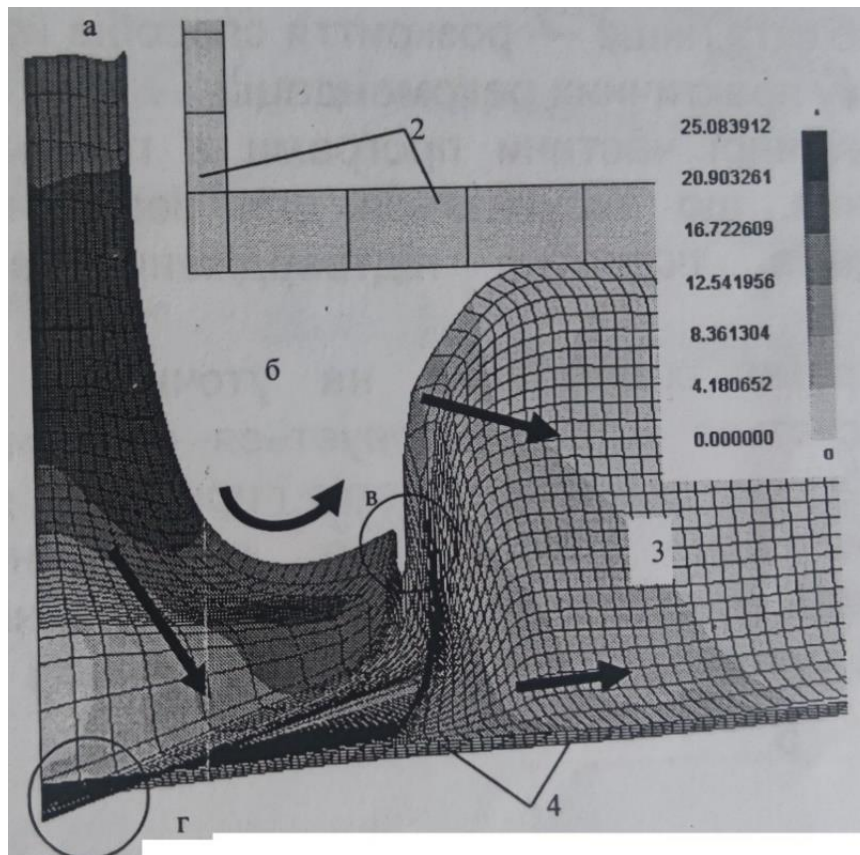


Рис. 7. Картина розподілу швидкостей рідини

По мірі приближення до заготовки струмінь рідини розширюється у радіальному напрямку та у ній створюються зони пониженого тиску (рис. 5, б). Тобто, струмінь енергії, що переноситься, витрачається нераціонально. Зменшити витрати можливо створивши зони підвищеного тиску навколо струменя.

Більш докладно процес взаємодії струменя з заготовкою був продемонстрований з використанням пакету LS-DYNA та використання методу ALE [9]. При цьому розрахункова модель була ускладнена – розглядалися варіанти протікання процесу взаємодії з виділенням енергії одночасно у одній, двох та трьох розрядних порожнинах. Картина взаємодії струменів між собою та заготовкою показана на рис. 8.



1180 мкс

a

3000 мкс

б

2700 мкс

в

Рис. 8. Взаємодія затоплених струменів рідини, що генеруються ЕГ-розрядом, із заготовкою при виділенні енергії в одній (*a*), двох (*б*) і трьох (*в*) розрядних порожнинах: вказаний час закінчення інтенсивної формозміни заготовки

При взаємодії одиночного струменя з заготовкою одночасно деформується остання та струмінь розширюється вздовж поверхні заготовки. При цьому велика доля енергії, що переноситься, витрачається непродуктивно (рис. 8, а). При взаємодії двох струменів (рис. 8, б) спостерігається поворот основного струменя (на рис. справа) у сторону протилежну від управляючого струменя (на рис. зліва). Змінюючи тривалість затримки початку виділення енергії у управляючому струмені відносно основного можливо змінювати кут його повороту. Дослідження варіантів співвідношення кількості енергії, що виділяється у двох струменях, показало, що управляючий струмінь може мати меншу енергію та не впливає суттєво на результат управління.

На рис. 8, в показаний варіант виділення енергії у трьох струменях. Це призводить до стискування центрального (основного) струменя. Таким чином, виникає концентрація енергії, що переноситься основним струменем на меншу площину контакту з заготовкою.

Використання ефекту концентрації при штампуванні показано на рис. 9 при формоутворенні периферійних ділянок дзеркал антен космічного зв'язку.

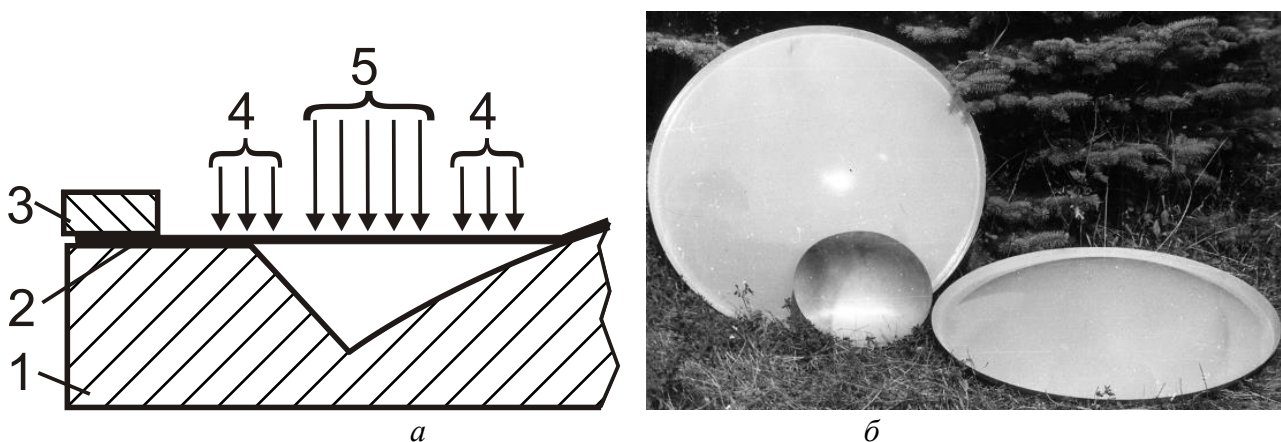


Рис. 9. Схема фрагменту штапового налагодження дзеркала антени (1 – матриця; 2 – заготовка; 3 – притискна плита; 4 – струмені, що обтискають; 5 – основний струмінь):

а – схема навантаження при штампуванні; б – зовнішній вигляд дзеркал антен $\varnothing 900$ мм

При деформуванні таких деталей для отримання високої точності параболічної поверхні (на рис. справа) необхідно створити умови натягування заготовки на оснастку. Для цього необхідно створити підвищений тиск на ділянці заготовки, що відповідає ділянці суміщення параболічної та фланцевої частин. Дія основного струменя повинна бути сконцентрована безпосередньо на цій ділянці. Не має сенсу прикладати рівномірне поле тиску за всією поверхнею заготовки.

З цього прикладу просторового управління навантаженням при штампуванні великогабаритних листових деталей виходять переваги такої тактики штампування. Вони проявляються у наступному:

- скороченні витрат енергії на штампування з-за зменшення потрібної кількості розрядів;
- скорочення тривалості циклу штампування;
- можливості отримання високоточних деталей;
- підвищення стійкості робочих електродів.

Слід відзначити, що загальна ефективність (місячна або річна продуктивність) ЕГ-пресів у багато в чому залежить від стійкості (ефективної працездатності) елементів технологічної системи, що зношуються. Уникати зношувальності таких елементів досить складно. При забезпеченні максимальної стійкості конструктивними способами слід забезпечити малотрудо-

містку заміну зношених елементів на нові або відновлені. При чому період стійкості слід узгоджувати з виробничими ритмами. Так у результаті аналізу виробничих планів було прийнято рішення про допустиму заміну електродів через 20...25 робочих змін (раз у місяць). Для цього у результаті експериментів була відпрацьована конструкція частини електроду, яка занурена до рідини (рис. 10). У цій конструкції місце торцевого стику високовольтної склопластикової ізоляції з металевим стрижнем прикрито металевою шайбою, яка приварена до стрижня. Бокова поверхня шайби конічна з гострою нижньою кромкою та закругленою бічною.

На обточену поверхню електроду наноситься тонкий шар епоксидної смоли для підвищення змочуваності поверхні.

Експерименти показали, що стійкість такої конструкції збільшилась з 500 до 2000...3000 розрядів при енергії, що виділяється, 5...8 кДж. Запропонована конструкція дозволила підвищити довжину (площу поверхні), яка піддається ерозії. Крім цього, облегшила потенційний ремонт електроду.

Для спрощення знімання/встановлення електродів до БРБ при ремонті була використана конструкція його кріплення у корпусі (рис. 11). В ній кріплення електроду здійснюється за допомогою затискних еластичних кілець. У якості еластомеру використовувалися тверді сорти гуми або листовий поліуретан.

Описані доопрацювання елементів технологічного оснащення ЕГ-преса дозволили встановити період міжремонтної експлуатації в один місяць (при однозмінній роботі), що є задовільним для дослідного виробництва.

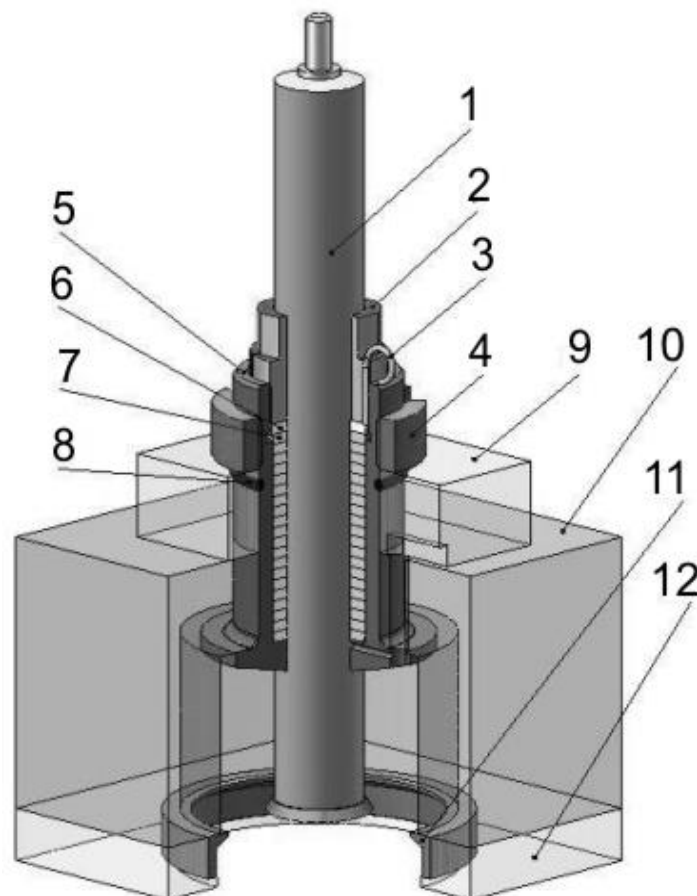


Рис. 11. Типовий елемент кріплення електродів в БРБ конструкції ХАІ

(1 – робочий електрод; 2 – затискна гайка; 3 – штифт; 4 – гайка; 5 – корпус; 6 – шайба; 7 – кільце гумове (11–19 шт.); 8 – кільце ущільнювальне; 9, 10 – дренажна та розрядна плита; 11 – розрядне кільце; 12 – спрямувальна плита). Діаметр порожнини 130 мм

При більш інтенсивній експлуатації обладнання можна використовувати варіант оснащення одного преса двома комплектами БРБ, при якому один блок експлуатується, а другий – ремонтується. В певні моменти часу вони змінюються. Це визначається тим, що трудомісткість зміни комплекту БРБ значно менше трудомісткості зміни електродів.

ВИСНОВКИ

1. Використання традиційних схем штампування на електрогідравлічних пресах мало-ефективно при прототипному виробництві великогабаритних листових деталей. Це пояснюється обмеженим полем навантаження та пониженою жорсткістю технологічної зони обладнання.

Більш ефективно використання багатоелектродних розрядних блоків, які дозволяють навантажувати заготовку одночасно на різних ділянках. Процес передачі енергії від генератора імпульсних струмів до заготовки в таких пристроях має низку особливостей.

2. Математичне моделювання процесу передавання енергії від генератора до об'єкту обробки показало:

– процес передачі енергії має струминний характер. Структура струменя являє собою черговані зони підвищеного та зниженого тиску, різні ділянки струменя можуть мати різні за напрямком та величиною поля швидкості, а також зони кавітації;

– при взаємодії з деформованою заготовкою переріз струменя різко розширюється. При цьому частина енергії, що збережена, витрачається непродуктивно;

– генеруючи створення декількох струменів поряд один з одним, можливо управляти напрямком їх сумарної дії та концентрацією енергії на визначених ділянках заготовки;

3. Показано приклади врахування цих особливостей при формоутворенні високоточних дзеркал антен космічного зв'язку та вдосконалення деяких вузлів існуючих ЕГ-пресів. Отримано позитивні результати.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Гулый Г.А. Научные основы разрядно-импульсных технологий. К. : Наукова думка, 1990. 208 с.
2. Мазуровский Б. Я., Сизев А. Н. Электрогидравлический эффект в листовой штамповке. К. : Наук. думка, 1983. 192 с.
3. Тараненко М. Е. Электрогидравлическая штамповка : теория, оборудование, техпроцессы : монография в 2 ч. Х. : Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьк. авиац. ин-т», 2011. 272 с.
4. Mamutov Alexander V., Golovashchenko Sergey F., Bessonov Nicolas M., Mamutov Viacheslav S. Electrohydraulic Forming of Low Volume and Prototype Parts: Process Design and Practical Examples. *J. Manuf. Mater. Process.* 2021. 5. 47. 20 p., DOI: <https://doi.org/10.3390/jmmp5020047>.
5. Woo Mina, Lee Kyunghoon, Song Woojin, Kang Beomsoo, Kim Jeong. Numerical Estimation of Material Properties in the Electrohydraulic Forming Process Based on a Kriging Surrogate Model. *Mathematical Problems in Engineering*. Hindawi. Vol. 2020, Article ID 3219829. 12 p. DOI: <https://doi.org/10.1155/2020/3219829>.
6. Woo Mina, Kim Jeong. Inverse parameter estimation to predict material parameters of the Cowper–Symonds constitutive equation in electrohydraulic forming process. *J Eng Math.* 132:8. 22 p. DOI: <https://doi.org/10.1007/s10665-021-10175-7>.
7. Dariani B.M., Liaghat G.H., Gerdooei M. Experimental investigation of sheet metal formability under various strain rates. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. J. Eng. Manuf.* 2009. 223. pp. 703–712, DOI: <http://journals.sagepub.com/doi/10.1243/09544054JEM1430>.
8. Mamutov Alexander V., Golovashchenko Sergey F., Mamutov Viacheslav S., Bonnen John J.F. Modeling of electrohydraulic forming of sheet metal parts. *Journal of Materials Processing Technology.* 219 (2015). pp. 84–100. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.11.045>.
9. Тараненко М. С., Нарижний О. Г. Керування параметрами ЕГ-навантаження для штампування листових деталей з мінімальним жолобленням. *Обробка матеріалів тиском. Materials working by pressure.* 2022. № 1(51). С. 98–109. DOI: [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1\(51\)98](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1(51)98).

REFERENCES

1. Hulyi G.A. Scientific fundamentals of discharge-impulse technologies. Kyev : Scientific thought. 1990. 208 p. (*in Russian*).
2. Mazurovskii B. Ya., Sizev A.N. Electrohydraulic effect in sheet forming. Kyiv : Scientific thought. 1983. 192 p. (*in Russian*).
3. Taranenko M.Ye. Electrohydraulic forming: theory, equipment and technological processes (monography).

Kharkov. Nat. Aerosp. Univ. 2011. 272 p. (in Russian).

4. Mamutov Alexander V., Golovashchenko Sergey F., Bessonov Nicolas M., Mamutov Viacheslav S. Electrohydraulic Forming of Low Volume and Prototype Parts: Process Design and Practical Examples. *J. Manuf. Mater. Process.* 2021. 5. 47. 20 p. DOI: <https://doi.org/10.3390/jmmp5020047>.

5. Woo Mina, Lee Kyunghoon, Song Woojin, Kang Beomsoo, Kim Jeong. Numerical Estimation of Material Properties in the Electrohydraulic Forming Process Based on a Kriging Surrogate Model. *Mathematical Problems in Engineering*. Hindawi. Vol. 2020, Article ID 3219829. 12 p. DOI: <https://doi.org/10.1155/2020/3219829>.

6. Woo Mina, Kim Jeong. Inverse parameter estimation to predict material parameters of the Cowper–Symonds constitutive equation in electrohydraulic forming process. *J Eng Math.* 132:8. 22 p. DOI: <https://doi.org/10.1007/s10665-021-10175-7>.

7. Dariani B.M., Liaghat G.H., Gerdooei M. Experimental investigation of sheet metal formability under various strain rates. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. J. Eng. Manuf.* 2009. 223. pp. 703–712, DOI: <http://journals.sagepub.com/doi/10.1243/09544054JEM1430>.

8. Mamutov Alexander V., Golovashchenko Sergey F., Mamutov Viacheslav S., Bonnen John J.F. Modeling of electrohydraulic forming of sheet metal parts. *Journal of Materials Processing Technology.* 219 (2015). pp. 84–100. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.11.045>.

9. Taranenko M. Ye., Narizhnyi O. G. Controlling parameters of electro-hydraulic loading at forming of sheet articles with minimal warping // *Materials working by pressure*, 2022. № 1(51), pp. 98-109. DOI: [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1\(51\)98](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1(51)98). (in Ukrainian)

Taranenko M., Naryzhnyi O. Development and distinctions of application of electrohydraulic effect for forming of high-precision large-dimensional sheet articles.

Low efficiency of application of conventional schemes of electrohydraulic forming at manufacturing of large-dimensional sheet articles is mentioned. It is suggested to use multi-electrode discharge blocks for manufacturing of mentioned articles at prototype production. Conclusion about their potential efficiency and distinctions of the process that make forming to be more difficult is done. Main reasons of such difficulties are considered. These difficulties are the following: poor controllability of energy flows in space and sharp falling of loading parameters after several hundreds of EH-discharges. Main tasks of the study are grounding of possibility of loading spatial control in frames of technological space and increasing resistance of operational electrodes that withstand high mechanical loading and electric erosion.

Experimental perfectioning of elements of technological equipment for electrohydraulic press allowed to increase duration between overhauls up to one month that is quite satisfactory for research manufacturing.

At high intensity of equipment maintenance one can use press with two sets of multi-electrode discharge blocks, i.e. the first one is in use, the second one is under repairing

It is shown by means of mathematical modelling that the process of energy transfer from electrical current generator to object of processing has jet character. This gives possibility to control energy flow in space of technological block. Possibility of further increasing efficiency of forming and operational characteristics of equipment is shown practically on examples. Results obtained are proved by experimental way.

Key words: *electrical discharge in liquid, control of energy flows, impulse loading, electrodes, sheet blank, forming.*

Тараненко Михайло Євгенович – д-р техн. наук, проф. НАУ «ХАІ» ім. Н. С. Жуковського
Taranenko Mykhailo – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Professor of NAU “KhAI”
 E-mail: m.taranenko@khai.edu
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-4126-0979>

Наризшний Олександр Георгійович – канд. техн. наук, доц. НАУ «ХАІ» ім. Н. С. Жуковського
Naryzhnyi Olexandr – Candidate of Technical Science, Associate Professor of NAU “KhAI”
 E-mail: o.naryzhnyi@khai.edu
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5379-1964>

Національний аерокосмічний університет «Харківський авіаційний інститут» ім. М. С. Жуковського
 (НАУ «ХАІ» ім. Н. С. Жуковського), м. Харків
 National Aerospace University "Kharkiv Aviation Institute" (NAU “KhAI”), Kharkiv

Стаття надійшла до редакції 12.08.23 р.

Ковалевський С. В.
Ковалевська О. С.
Коваленко О. М.

ВПЛИВ ШИРОКОСМУГОВИХ МІКРОАМПЛІТУДНИХ ВІБРАЦІЙ НА ПРОЦЕС ШТАМПУВАННЯ

Штамування є широко використовуваним методом виготовлення деталей з металу, пластика та інших матеріалів. Цей метод дозволяє отримувати деталі з високою точністю розмірів і форми, а також з хорошими механічними властивостями. Однак, штампування часто супроводжується дефектами поверхні та недостатньою точністю виробу. Ці дефекти можуть призвести до зниження якості деталей і їх експлуатаційних характеристик. Одним із способів покращення якості поверхні деталей при штампуванні є використання вібрацій. Вібрації можуть впливати на різні фактори, які впливають на якість поверхні деталей, такі як сила тертя, розподіл матеріалу і деформації. У статті розглядається вплив широкосмугових мікроамплітудних вібрацій на якість поверхні деталей при штампуванні. Автори статті розробили три математичні моделі, які описують поведінку сили тертя, розподіл матеріалу і деформації в умовах вібрацій. Результати досліджень показали, що вібрації можуть покращити якість поверхні деталей при штампуванні, особливо для м'яких матеріалів. Вібрації можуть зменшити силу тертя між інструментом і заготовкою, що може призвести до зменшення задирок і інших дефектів поверхні. Вібрації також можуть покращити розподіл матеріалу в зоні штампування, що може допомогти підвищити точність виробу, підвищити якість поверхні та підвищити продуктивність технологічного процесу. Автори статті стверджують, що математичні моделі, розроблені в рамках їх дослідження, є корисними інструментами для прогнозування впливу вібрацій на якість поверхні деталей. Ці моделі можуть бути використані для оптимізації параметрів штампування з метою отримання найкращої якості поверхні деталей.

Ключові слова: штампування, вібрації, якість поверхні, математичне моделювання, широкосмугові мікроамплітудні вібрації, сила тертя, розподіл матеріалу, деформації.

У процесі штампування матеріалів однією з найважливіших задач є зменшення тертя між інструментом та деформованим матеріалом. Це важливо для досягнення точності формування деталей та попередження можливих пошкоджень. Одним з перспективних підходів для вирішення цієї задачі є використання резонансних мікроамплітудних вібрацій у технологічних процесах металообробки [1, 2, 3].

Застосування резонансних мікроамплітудних вібрацій спрямоване на створення оптимальних умов для процесу деформації матеріалу. На основі принципів резонансу, цей підхід забезпечує гармонійну взаємодію інструмента та деталі, знижуючи внутрішнє тертя та сприяючи більш плавній деформації. Це може суттєво поліпшити якість виготовлених виробів, зменшити ризик можливих пошкоджень деталей та зменшити потребу в подальшій обробці [4].

Використання мікроамплітудних вібрацій може сприяти зсуву матеріалу з меншими зусиллями, що відзначається зменшенням споживання енергії під час процесу. Крім цього, такий підхід дозволяє досягти більш точного контролю над деформацією, що має важливе значення для виробництва високоякісних деталей [5, 6, 7].

Широкасмугові мікрівібрації є одним з ключових елементів резонансних мікроамплітудних вібрацій у процесі штампування. Вони забезпечують можливість адаптації резонансних характеристик системи «заготівка-штамп» до конкретних умов деформації.

Резонансна частота системи «заготівка-штамп» може змінюватися в залежності від різних факторів, таких як:

- матеріал заготовки;
- форма заготовки;
- взаємна орієнтація заготовки та штампа;
- зусилля штампування;

– швидкість деформації.

Ширококутові мікрівібрації дозволяють охопити широкий діапазон частот і забезпечують можливість адаптації резонансних характеристик системи «заготівка-штамп» до конкретних умов деформації. Це дає можливість підвищити ефективність штампування та покращити якість виготовлених деталей.

У сучасних умовах розвитку виробництва та технологій, актуальність дослідження впливу ширококутових мікроамплітудних вібрацій на процес штампування матеріалів виявляється в тому, що забезпечення високої якості виробів та оптимізація процесів є ключовими завданнями в машинобудуванні та металообробці. Зменшення тертя між інструментом та деформованим матеріалом, а також підвищення точності формування деталей мають велике значення для досягнення високої продуктивності та зниження витрат виробництва. Використання резонансних мікроамплітудних вібрацій разом із ширококутовими коливаннями може відкрити нові можливості для оптимізації та покращення процесів штампування, що робить це дослідження актуальним та перспективним.

Метою статті є теоретичне дослідження впливу ширококутових мікроамплітудних вібрацій на процес штампування матеріалів.

Робота зосереджена на висвітленні впливу:

- ширококутових мікроамплітудних вібрацій на резонансну частоту системи «заготівка-штамп»;
- тертя між інструментом і деформованим матеріалом;
- якості виготовлених деталей.

Для цього використані математичні моделі для опису процесів, що відбуваються в системі «заготівка-штамп» під час дії ширококутових мікроамплітудних вібрацій. Ширококутові вібрації є "білим шумом", тобто вони містять всі частоти в широкому діапазоні. Це означає, що вони можуть впливати на резонансну частоту системи «заготівка-штамп» в широкому діапазоні частот.

Система «заготівка-штамп» буде завжди викликати резонанс, оскільки вона є динамічною системою. Резонанс виникає, коли частота зовнішнього збурення збігається з власною частотою коливань системи. У випадку системи «заготівка-штамп» власна частота коливань визначається такими факторами, як матеріал заготовки, форма заготовки, взаємна орієнтація заготовки та штампа, зусилля штампування та швидкість деформації.

У процесі деформування заготовки власна частота коливань системи може змінюватися. Це відбувається через те, що змінюється форма заготовки та розподіл напружень у ній. Зміна власної частоти коливань системи може призвести до резонансу, навіть якщо система не перебувала в резонансі на початку деформації.

Таким чином, ефект резонансу буде завжди присутній у системі «заготівка-штамп», навіть якщо використовуються ширококутові вібрації. Однак, ширококутові вібрації можуть допомогти запобігти резонансу, підвищивши резонансну частоту системи. Це може бути корисно для підвищення якості виготовлених деталей. Ширококутові вібрації можуть також призвести до інших ефектів, таких як зменшення тертя між заготовкою і штампом та підвищення ефективності штампування. Для ефективного використання ширококутових вібрацій необхідно враховувати всі фактори, які можуть впливати на резонансну частоту системи. Для цього розроблені три математичні моделі такого процесу.

1. Формалізований опис впливу ширококутових мікроамплітудних вібрацій на резонансну частоту системи «заготівка-штамп» має наступні складові.

Нехай система «заготівка-штамп» має резонансну частоту f_0 (рад/с) без вібрацій. При дії ширококутових мікроамплітудних вібрацій з частотою f_v (рад/с) коефіцієнт пружності системи k_v (Н/м) можна розрахувати за наступною формулою:

$$k_v = k_0 \cdot \left(1 + \frac{f_v^2}{f_c^2}\right), \quad (1)$$

де:

k_0 – коефіцієнт пружності системи без вібрацій (Н/м);

f_c – критична частота вібрації (рад/с).

Критична частота вібрації – це частота, при якій система стає нестійкою. Для системи «заготівка-штамп» критична частота вібрації може бути розрахована за наступною формулою:

$$f_c = \frac{1}{(2 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{k_0}{m}})}, \quad (2)$$

де:

m – маса системи (кг).

Резонансна частота системи з вібраціями f_r (рад/с) можна розрахувати за наступною формулою:

$$f_r = f_0 \cdot \sqrt{\left(1 + \left(\frac{k_v}{k_0}\right) \cdot f_v^2\right)}. \quad (3)$$

Ці формули показують, що вплив широкосмугових мікроамплітудних вібрації на резонансну частоту системи «заготівка-штамп» залежить від двох факторів:

– частота вібрації (чим вища частота вібрації, тим більший вплив вона має на резонансну частоту);

– критична частота вібрації (якщо частота вібрації перевищує критичну частоту, то система стає нестійкою і резонансна частота стає нескінченною).

Збільшення частоти вібрації або зменшення критичної частоти вібрації системи призведе до підвищення резонансної частоти системи з вібраціями. Це означає, що система буде вібрувати з більш високою частотою і резонанс буде менш ймовірним.

2. Ряд дослідників вказують на те, що дія вібрації призводить до зміни умов тертя і зносостійкості контактуючих поверхонь деталей машин, що може підвищувати ефективність процесів [8,9,10].

В цьому напрямку перспективними стають дослідження можливостей додаткового, крім традиційних антифрикційних заходів, впливу мікро вібрацій на зменшення сил тертя безпосередньо при формоутворенні заготовок, а також при експлуатації технологічних машин.

Розглянуто формулу (4) вплив мікровібрацій з амплітудою Q і частотою ω з фазовим кутом φ на силу F тертя при коефіцієнті тертя k , що діють на масу M тіла:

$$M \cdot \ddot{x} + F \cdot \frac{\dot{x}}{|\dot{x}|} + k \cdot x = Q \cdot \cos(\omega \cdot t + \varphi). \quad (4)$$

Відносно F формула (1) набуває вигляду (2):

$$F = \frac{|\dot{x}|}{\dot{x}} \cdot [Q \cdot \cos(\omega \cdot t + \varphi) - M \cdot \ddot{x} - k \cdot x]. \quad (5)$$

В формулі (5) співмножник $\frac{|\dot{x}|}{\dot{x}}$ відображає особливості поведінки сухого тертя при мікроамплітудних коливаннях (вібраціях).

Рішення в точному аналітичному вигляді немає, тому для дослідження поведінки системи відносно сили тертя було використано моделювання в середовищі Simulink пакету Matlab 8. В загальному вигляді побудовано модель, рис. 1.

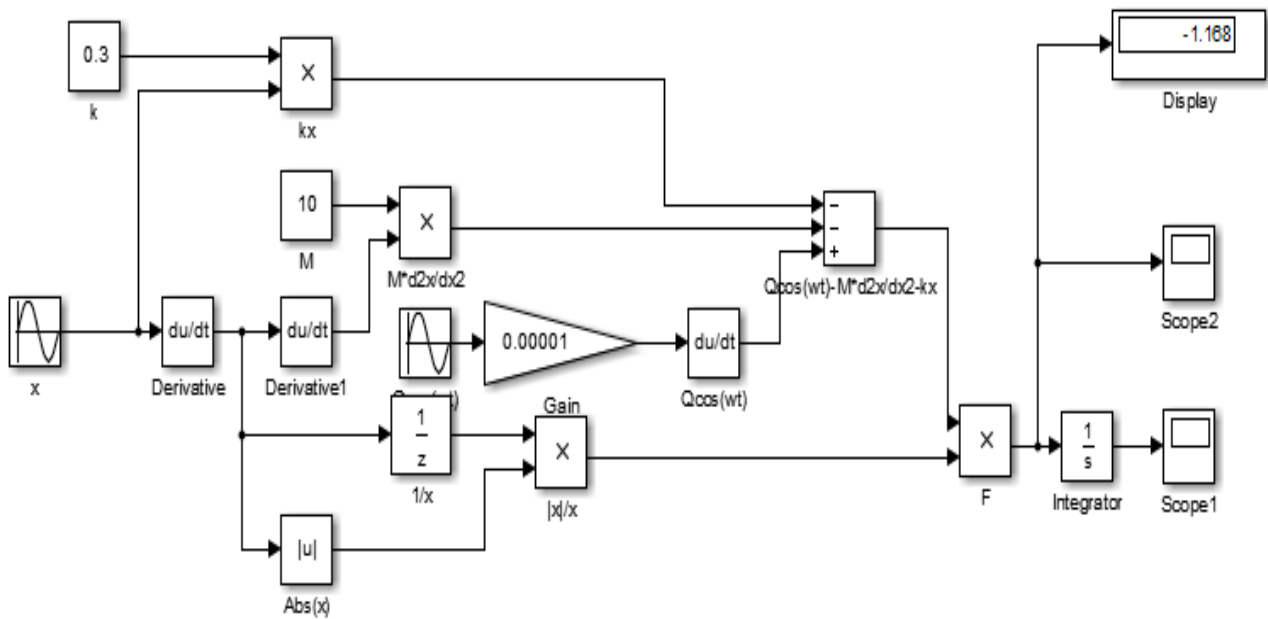


Рис. 1. Модель Simulink для дослідження сили сухого тертя F з мікрівібраціями

Для умов, де $M = 10$ кг, $k = 0,3$, $Q = 0,00001$ м, отримано, що сила F має періодично змінні значення, які набувають мінімумів при частотах $\omega_1 = 2000$ рад/с, $\omega_2 = 4000$ рад/с і $\omega_3 = 9000$ рад/с (рис. 2).

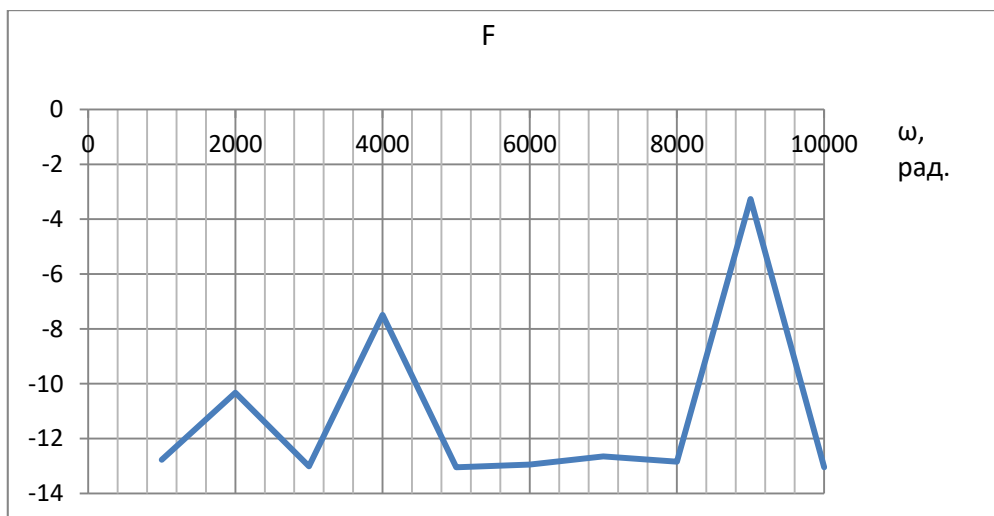


Рис. 2. Результати моделювання змін сили тертя при мікрівібраціях в умовах сухого тертя

Для випадку, коли використана модель з урахуванням в'язкого тертя (блок Coulomb & Viscous Friction), побудована модель (рис. 3), а результати моделювання за такими ж умовами, надані на рис. 4.

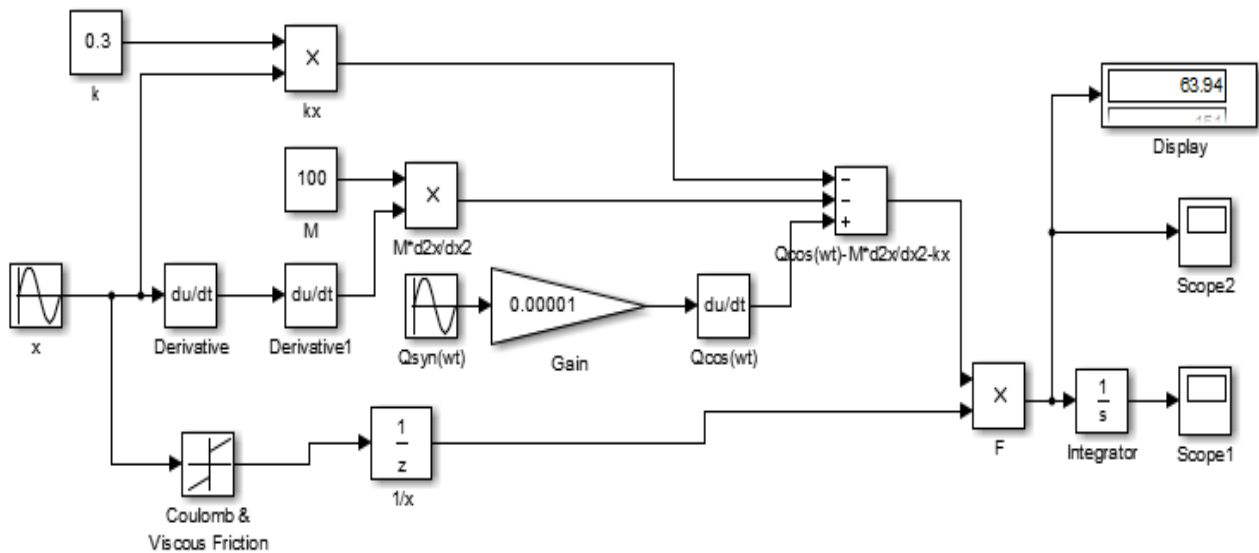


Рис. 3. Модель Simulink для дослідження сили в'язкого тертя F з мікрівібраціями.

Отриманні результати можуть бути використані при створенні математичної моделі тертя між інструментом і деформованим матеріалом з урахуванням всіх зауважень з приводу попередніх моделей:

$$F_t = F_{t0} \cdot \left(1 - \frac{f_v}{f_c}\right)^a \cdot \exp(-b \cdot A_V) \cdot K1_f \cdot K2_m \cdot K3_p, \quad (6)$$

де:

- F_t – сила тертя на одиницю площі (Н/м²)
- F_{t0} – початкова сила тертя (Н/м²)
- a – коефіцієнт, що характеризує залежність сили тертя від амплітуди вібрації
- b – коефіцієнт, що характеризує залежність сили тертя від швидкості деформації
- A_V – амплітуда вібрації (м)
- $K1_f$ – фактор форми заготовки
- $K2_m$ – фактор матеріалу заготовки
- $K3_p$ – фактор зусилля штампування

Ця модель враховує наступні фактори:

- Фактор форми заготовки $K1_f$ враховує те, що заготовка з більш складною формою має більшу площу поверхні, на якій можуть утворитися тріщини і задирки.
- Фактор матеріалу заготовки $K2_m$ враховує те, що м'які матеріали мають меншу міцність і більш схильні до утворення тріщин і задирок.
- Фактор зусилля штампування $K3_p$ враховує те, що при низьких зусиллях штампування заготовка має більшу рухливість і схильна до деформацій.
- Коефіцієнт a характеризує залежність сили тертя від амплітуди вібрації. При $a < 1$ сила тертя зменшується зі збільшенням амплітуди вібрації, при $a > 1$ сила тертя збільшується зі збільшенням амплітуди вібрації.
- Коефіцієнт b характеризує залежність сили тертя від швидкості деформації. При $b > 0$ сила тертя збільшується зі збільшенням швидкості деформації, при $b < 0$ сила тертя зменшується зі збільшенням швидкості деформації.

Ця модель є більш точною і корисною, ніж попередні моделі. Вона дозволяє прогнозувати вплив вібрацій на якість поверхні заготовки в більш широкому діапазоні умов.

Ось деякі приклади того, як можна використовувати цю модель:

- Для оптимізації процесу штампування з використанням вібрацій можна використовувати цю модель для визначення оптимальних значень частоти вібрації, амплітуди вібрації та інших параметрів.

- Для оцінки впливу вібрацій на якість поверхні заготовок можна використовувати цю модель для розрахунку якості поверхні заданих параметрів вібрації.

Для дослідження цієї моделі в подальшому будуть проведенні експерименти зі штампуванням заготовок з різних матеріалів, при різних частотах вібрації, амплітудах вібрації та інших параметрах.

На основі результатів експериментів можна оцінити точність і корисність цієї моделі.

3. Математична модель впливу широкосмугових мікроамплітудних вібрації на якість поверхні заготовки може бути побудована наступним чином.

$$Q = Q_0 \cdot \left(1 - \frac{f_v}{f_c}\right)^a \cdot K_{4f} \cdot K_{5m} \cdot K_{6p}, \quad (7)$$

де:

- Q – якість поверхні заготовки (бали)
- Q_0 – початкова якість поверхні заготовки (бали)
- K_{4f} – фактор форми заготовки
- K_{5m} – фактор матеріалу заготовки
- K_{6p} – фактор зусилля штампування

Ця модель враховує наступні фактори:

- Фактор форми заготовки K_{4f} враховує те, що заготовка з більш складною формою має більшу площу поверхні, на якій можуть утворитися тріщини і задирки.

- Фактор матеріалу заготовки K_{5m} враховує те, що м'які матеріали мають меншу міцність і більш схильні до утворення тріщин і задирок.

- Фактор зусилля штампування K_{6p} враховує те, що при низьких зусиллях штампування заготовка має більшу рухливість і схильна до деформацій.

Деякі приклади того, як можна використовувати цю модель:

- Для оптимізації процесу штампування з використанням вібрацій можна використовувати цю модель для визначення оптимальних значень частоти вібрації, амплітуди вібрації та інших параметрів.

- Для оцінки впливу вібрацій на якість поверхні заготовок можна використовувати цю модель для розрахунку якості поверхні заданих параметрів вібрації.

Обговорюючи статтю, необхідно підкреслити, що модель добре описує поведінку сили тертя між інструментом і заготовкою при різних умовах. Модель дозволяє прогнозувати вплив вібрацій на якість поверхні заготовок в широкому діапазоні умов.

Однак, модель має деякі обмеження. По-перше, модель не враховує вплив інших факторів, таких як температура, вологість, чистота поверхні та ін. По-друге, модель не є повністю кількісною, оскільки деякі параметри, такі як коефіцієнти a і b , мають емпіричний характер.

Незважаючи на ці обмеження, модель є цінним інструментом для оптимізації процесу штампування з використанням вібрацій. Модель дозволяє дослідникам і інженерам краще розуміти вплив вібрацій на якість поверхні заготовок і розробляти більш ефективні методи штампування.

Ось деякі напрямки для подальших досліджень:

- Врахування впливу інших факторів, таких як температура, вологість, шорсткість поверхні та ін.

- Розробка більш кількісної моделі, яка буде використовувати більш точні значення коефіцієнтів a і b .

- Розробка методів для точного визначення коефіцієнтів a і b для конкретного матеріалу і процесу штампування.

Ці дослідження можуть допомогти зробити модель ще більш змістовною для інженерів і дослідників.

ВИСНОВКИ

В результаті слід відмітити, що математичне моделювання дозволяє дослідникам і інженерам краще розуміти, як вібрації впливають на різні фактори, що впливають на якість поверхні деталей при штампуванні, такі як сила тертя, розподіл матеріалу і деформації. Результати моделювання можуть бути використані для оптимізації параметрів штампування, таких як частота і амплітуда вібрацій, з метою отримання найкращої якості поверхні деталей. Використання широкопasmових віброзбуджувачів дозволяє впливати на широкий спектр частот і амплітуд вібрацій, що може забезпечити більш ефективний контроль над процесом штампування. Комбіноване штампування з іншими варіантами додаткового впливу на шар між заготівкою і штампом може призвести до ще більшого покращення якості поверхні деталей, отриманих холодним штампуванням.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Mitsyk Andrii, Vladimir Fedorovich, and Anatoliy Grabchenko. "Interaction of the abrasive medium with the treated surface and the process of metal removal during vibration treatment in the presence of a chemically active solution." *Cutting & Tools in Technological System* 94 (2021): 1-12.
2. Fedorovich, Vladimir, Dmitri Fedorenko, Ivan Pyzhov, and Yevgeniy Ostroverkh. "Modeling the influence of metal phase in diamond grains on self-sharpening of grinding wheels on ceramic bonds." *Cutting & Tools in Technological System* 94 (2021): 13-24.
3. Kovalevskyy, Sergiy, Olena Kovalevska. "Identification and technological impact of broadband vibration on the object." *Advanced Manufacturing Processes III*. Springer Nature, Cham, 2022. 1-13.
4. Mohamad, G., Drtroubia, N., and Faisala, N. "Acoustic emission method for defect detection and identification in carbon steel welded." *Journal of Constructional Steel Research* 13 (7) (2017): 28-37.
5. Pavlenko, I., Trojanowska, J., Ivanov, V., and Liaposhchenko, O. "Parameter identification of hydro-mechanical processes using artificial intelligence systems." *International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics* 2019 (5) (2019): 1-12.
6. Pavlenko, I., Ivanov, V., Gusak, O., Liaposhchenko, O., and Sklabinskyi, V. "Parameter identification of technological equipment for ensuring the reliability of the vibration separation process." In *4th EAI International Conference on Management of Manufacturing Systems*, edited by L. Knapcikova, M. Balog, D. Perakovic, and M. Perisa, 261-272. Springer Nature, Cham, 2020.
7. Kishawy, H.A., Hegab, H., Umer, U., and Mohany, A. "Application of acoustic emissions in machining processes: analysis and critical review." *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 98 (5-8) (2018): 1391-1407.
8. Шпачук В. П. Синергетичний ефект у динаміці багатовимірних механічних систем : монографія. Харків : ХНУМГ ім. О. М. Бекетова, 2018. 172 с.
9. Михалевич М. Г. Зчеплення транспортних засобів. Математичне моделювання та автоматизація: монографія. Харків: ХНАДУ, 2020. 174 с.
10. Цибрій Ю. О. Розробка мехатронної системи керування електроннопроменевою плавкою титану. *13-й міжнародний симпозиум українських інженерів-механіків у Львові*. Матеріали симпозиум. Львів, 2017. С. 209–210.

REFERENCES

1. Mitsyk, Andrii, Vladimir Fedorovich, and Anatoliy Grabchenko. "Interaction of the abrasive medium with the treated surface and the process of metal removal during vibration treatment in the presence of a chemically active solution." *Cutting & Tools in Technological System* 94 (2021): 1-12.
2. Fedorovich, Vladimir, Dmitri Fedorenko, Ivan Pyzhov, and Yevgeniy Ostroverkh. "Modeling the influence of metal phase in diamond grains on self-sharpening of grinding wheels on ceramic bonds." *Cutting & Tools in Technological System* 94 (2021): 13-24.
3. Kovalevskyy, Sergiy, and Olena Kovalevska. "Identification and technological impact of broadband vibration on the object." *Advanced Manufacturing Processes III*. Springer Nature, Cham, 2022. 1-13.
4. Mohamad, G., Drtroubia, N., and Faisala, N. "Acoustic emission method for defect detection and identification in carbon steel welded." *Journal of Constructional Steel Research* 13 (7) (2017): 28-37.
5. Pavlenko, I., Trojanowska, J., Ivanov, V., and Liaposhchenko, O. "Parameter identification of hydro-mechanical processes using artificial intelligence systems." *International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics* 2019 (5) (2019): 1-12.

6. Pavlenko, I., Ivanov, V., Gusak, O., Liaposhchenko, O., and Sklabinskyi, V. "Parameter identification of technological equipment for ensuring the reliability of the vibration separation process." In 4th EAI International Conference on Management of Manufacturing Systems, edited by L. Knapcikova, M. Balog, D. Perakovic, and M. Perisa, 261-272. Springer Nature, Cham, 2020.

7. Kishawy, H.A., Hegab, H., Umer, U., and Mohany, A. "Application of acoustic emissions in machining processes: analysis and critical review." International Journal of Advanced Manufacturing Technology 98 (5-8) (2018): 1391-1407.

8. Shpachuk V. P. Synergetic effect in the dynamics of multidimensional mechanical systems: monograph. national city university farm named after O. M. Beketova. Kharkiv: XNUMX named after O. M. Beketov, 2018. 172 p.

9. Mykhalevych M. G. Clutch of vehicles. Mathematical modeling and automation: monograph. – Kharkiv: KHNADU, 2020.-174 p.

10. Tsybrii Yu.O. Development of a mechatronic control system for electron beam melting of titanium. International Symposium of Ukrainian Mechanical Engineers in Lviv. Symposium materials. Lviv, 2017. P. 209–210.

Kovalevskyy S., Kovalevska O., Kovalenko O. Influence of broadband micro-amplitude vibrations on the stamping process.

Stamping is a widely used method for manufacturing parts from metal, plastic, and other materials. This method allows obtaining parts with high precision of dimensions and shape, as well as with good mechanical properties. However, stamping is often accompanied by surface defects and insufficient product accuracy. These defects can lead to a decrease in the quality of parts and their operational characteristics. One of the ways to improve the surface quality of parts in stamping is the use of vibrations. Vibrations can affect various factors that influence the surface quality of parts, such as friction force, material distribution, and deformation. The article examines the influence of broadband micro-amplitude vibrations on the surface quality of parts in stamping. The authors of the article developed three mathematical models that describe the behavior of friction force, material distribution, and deformation under vibration conditions. The research results showed that vibrations can improve the surface quality of parts in stamping, especially for soft materials. Vibrations can reduce the friction force between the tool and the workpiece, which can lead to a reduction in burrs and other surface defects. Vibrations can also improve the material distribution in the stamping zone, which can help increase product accuracy, enhance surface quality, and improve the productivity of the technological process. The authors of the article assert that the mathematical models developed within their research are useful tools for predicting the impact of vibrations on the surface quality of parts. These models can be used to optimize stamping parameters to achieve the best surface quality of parts.

Keywords: stamping, vibrations, surface quality, mathematical modeling, broadband micro-amplitude vibrations, friction force, material distribution, deformation.

Ковалевський Сергій Вадимович – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрою ДДМА

Kovalevskyy Sergiy – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Head of the Department DSEA

E-mail: kovalevskii61@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4708-4091>

Ковалевська Олена Сергіївна – канд. техн. наук, доц., доцент каф. обробки металів тиском ДДМА

Kovalevska Olena – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor DSEA

E-mail: olenakovalevskaya@gmail.com

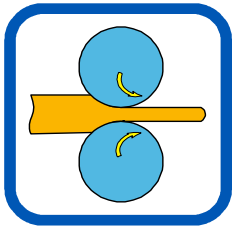
ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5884-0430>

Коваленко Олена Михайлівна – аспірантка ДДМА

Kovalenko Olena – Postgraduate student DSEA

E-mail: balenkovalena@gmail.com

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



РОЗДІЛ III ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МЕТАЛУРГІЇ

УДК 621.762.4

DOI: 10.37142/2076-2151/2023-1(52)126

Гогасв К. О.
Воропаєв В. С.
Подрезов Ю. М.
Мінаков М. В.
Вдовиченко О. В.

ВПЛИВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ АСИМЕТРИЧНОЇ ПРОКАТКИ НА ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ ПОРОШКОВИХ ТИТАНОВИХ СТРІЧОК

Для відпрацювання оптимальних технологічних режимів отримання титанових стрічок з максимальною сировою міцністю при застосуванні схеми асиметричної прокатки, використано комплексний підхід, який передбачає дослідження впливу кількох технологічних факторів: схеми деформування (симетрична та асиметрична прокатка), температури прокатки, зусилля на валках та захисного середовища. Проведені дослідження показали, що використання методу асиметричної прокатки дозволяє значно підвищити механічні властивості титанових стрічок в порівнянні з симетричною прокаткою завдяки зсувній компоненті деформації, яка покращує умови контактоутворення на міжчасткових границях. Оптимальними умовами асиметричної прокатки титанових стрічок слід вважати температури прокатки 200–400 °С та притискне зусилля ~100 кН. За цих умов стрічки демонструють найвищу сирову міцність ~ 800 МПа та динамічні характеристики, що наближається до таких властивостей компактного титану. Після прокатки при 200 °С стрічки мають найбільшу твердість $H_{\mu} = 200\text{--}215$ МПа. Цей показник значно вищий, ніж у рекристалізованого титану, але суттєво поступається значенням мікротвердості, що отримані на зразках з титану, продеформованих методами інтенсивної деформації. Відносно низька твердість а також незмінність геометричних розмірів стрічок після різних режимів деформування, свідчить про локальний характер інтенсивного зсуву на міжчасткових границях, який посилює процес контактоутворення. Використання захисної атмосфери дозволяє підвищити сирову міцність та пластичність, хоча стрічки залишилися відносно крихкими, їх максимальна деформація до руйнування не перевищувала 1,5 %.

Ключові слова: асиметрична прокатка, температура, притискне зусилля, сира міцність, пластичність, міжчастковий контакт, локалізований зсув.

Асиметрична прокатка (АП), яку зараховують до методів інтенсивної пластичної деформації (severe plastic deformation, SPD) дозволяє підвищити якість стрічок з порошків за рахунок активізації зсувної компоненти деформації. У попередніх роботах [1–3] автори продемонстрували, що в стрічці, отриманій асиметричною прокаткою з титанового порошку, крім ефектів збільшення щільності [4, 5] та суттєвого зниження зусилля на валках при однаковій величині проміжку між валками [6, 7] в декілька разів зростають модуль пружності та міцність на згин, що свідчить про утворення міцного зв'язку між частинками порошку.

Формування контакту за такої схеми ущільнення є наслідком дії декількох фізико-механічних процесів, кожен з яких може сприяти як покращенню когезії, так і деструкції міжчасткової границі і утворенню деформаційної субструктури в приповерхневому шарі за рахунок інтенсивного зсуву, що сприяє контактоутворенню і зміцненню матеріалу. Але перевищення критичної напруги може привести до руйнування деформаційної структури. Значне підвищення температури в зоні зсуву також може сприятливо впливати на контактоутворення за рахунок зменшення опору деформації, але при цьому підвищується схильність до окислення. Підвищення щільності, яке є характерною ознакою використання методів SPD [8–10], безумовно, повинно сприяти підвищенню сирової міцності, Але і в цьому випадку слід уникати існування площинних пор, наявність яких знижує механічні властивості і сприяє проникненню

кисню у внутрішні об'єми стрічок, що піддаються АП. За умов оптимізації всіх перерахованих факторів слід очікувати суттєвого підвищення сирової міцності титанових стрічок.

Метою роботи є відпрацювання оптимальних технологічних режимів отримання титанових стрічок з максимальною сировою міцністю при застосуванні схеми асиметричної прокатки. Для вирішення цієї проблеми в роботі використовується комплексний підхід, який передбачає дослідження впливу кількох технологічних факторів: схеми деформування (симетрична та асиметрична прокатка), температури прокатки, зусилля на валках та захисного середовища.

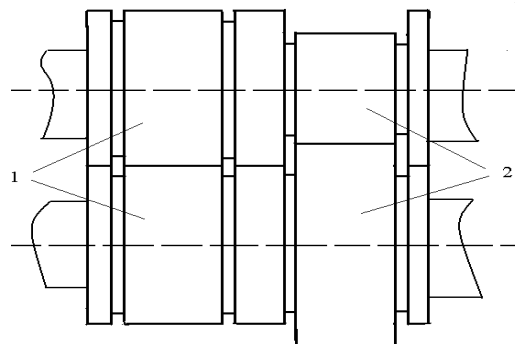
Для відпрацювання режимів прокатки використовували порошок титану ПТЕС. Фракційний состав та наявність домішок наведені в табл. 1

Таблиця 1

Фракційний состав порошку та наявність домішок

Гранулометричний склад	Основа	Масова доля домішок, % не більше					
		залізо	хлор	азот	кисень	вуглець	кремній
-0,63 + 0,18	титан	0.06	0.06	0.03	0.06	0.02	0.02

Прокатку проводили на стані ДУО, використовуючи калібровані валки, які дають можливість здійснити прокатку як за симетричною, так і асиметричною схемами за однакового зазору між валками (рис. 1), коефіцієнт неузгодженості при асиметричній прокатці становить 1,25.



1 – калібр для симетричної прокатки, 2 – калібр для асиметричної прокатки

Рис. 1. Схема калібровки валків стану ДУО

Збільшення нормальних контактних напруг досягали попереднім стиском валкового вузла натискними гвинтами. Відлік попереднього стиснення вели від нульового зазору між валками з кроком 0,5 обороту гвинта. Фіксацію загального зусилля прокатки здійснювали за допомогою встановлених під натискними гвинтами месдоз. Для вивчення впливу силових факторів (зусиль прокатки) при зміні режимів прокатки на щільність та механічні властивості порошкового прокату була створена комп'ютерна система фіксації зусилля прокатки. З метою досягнення максимальної щільності прокату та максимального фізичного контакту між частинками титану проводили прокатку як при нульовому зазорі між валками, так і при додатковому навантаженні на валках. Додаткові зусилля склали 50, 105 та 135 кН.

Однакові об'єми титанового порошку перед кожною прокаткою насипали в кварцову трубу, запаяну з одного боку, та нагрівали до необхідної температури в атмосфері аргону. Для нагрівання порошку використовувалася електропіч з регулюванням температури нагрівання (рис. 2а). З метою обмеження впливу процесу окислення подальшу прокатку також проводили в атмосфері аргону (рис. 2б) Для порівняння в декількох експериментах нагрів порошку проводили без застосування захисної атмосфери.



Рис. 2. Піч нагріву (а) и бункер (б) для прокатки порошку титана в аргоні

Сира міцність σ_p визначалась за результатами випробувань на триточковий вигин зразків розмірами $h \times 4 \times 40$ мм, де h – висота стрічки. Модуль, E , пружності визначався за результатами випробувань на чотириточковий згин або акустичним методом. Дослідження мікротвердості, H_v , проводили на приладі ПМТ-3 з зусиллям на індентор 20 г. Випробування проводили на боковій поверхні стрічки. Значення мікротвердості визначалось як усереднення від 25 занурень за умови, що відстань між відбитками більше, ніж в 5 разів, перевищує розмір відбитку

Наявність та вміст пошкоджень, пов'язаних з порошковим генезисом (площинні пори та технологічні тріщини) досліджувалось методами резонансної механічної спектроскопії [11]. В роботі визначались параметри резонансної спектроскопії, які є чутливими до вище зазначених пошкоджень. Динамічні характеристики пружності та внутрішнього тертя зразків визначали в умовах резонансних поперечних коливань за першою модою консольно закріпленого стрижневого зразка. Зразок після прокатки закріплювали одним кінцем в фіксуючому пристрої, встановленому на рухомому столі електродинамічного вібростенду типу ВЭДС-200 (рис.3).

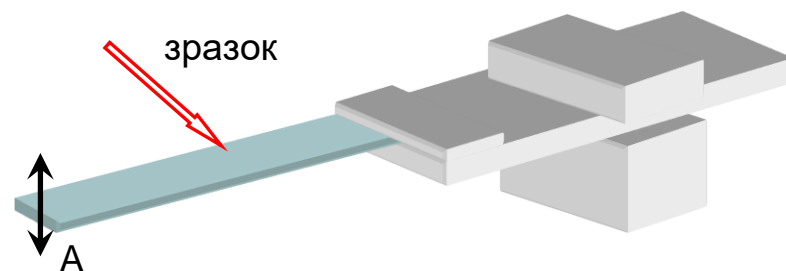


Рис. 3. Схема закріплення зразка для дослідження динамічних характеристик

Коливання збурювали в діапазоні частот, близькому до попередньо оціненого значення резонансної частоти коливань зразка за першою модою f_c , який для досліджених зразків становив 150...450 Гц. Частоту резонансу визначали за результатами спостережень за амплітудою коливань A кінця консольно закріпленого зразка. Резонансну криву будували за визначеними за допомогою вимірювального перетворювача переміщень або вимірювального мікроскопу амплітудами коливань вільного кінця зразка A на частотах збурення, близьких до частот

відповідного резонансу. Якість контакту визначалась згідно методології, що запропонована в роботі [12] за даними про зміну декременту коливань δ та зміну коефіцієнта спотворення форми резонансної кривої C_f . Декремент коливань експериментальної установки не перевищував 0,1 %

Результати експериментів. Вплив схеми прокатки

З теорії прокатки порошків [13] відомо, що епюра контактної нормальної напруги при прокатуванні металевих порошків має куполоподібну форму, близьку до трикутної, з максимумом, що знаходиться в районі нейтрального перерізу. Під час деформування зберігається симетричний розподіл напруг та деформацій. Випередження на обох валках однакове і зі збільшенням обтискання випередження збільшується. При вивченні процесу асиметричної прокатки порошкових матеріалів у всіх випадках випередження фіксується лише з боку валка меншого діаметру [4]. Основна відмінність між симетричною та асиметричною прокаткою порошкових матеріалів добре видно на рис. 4 [5].

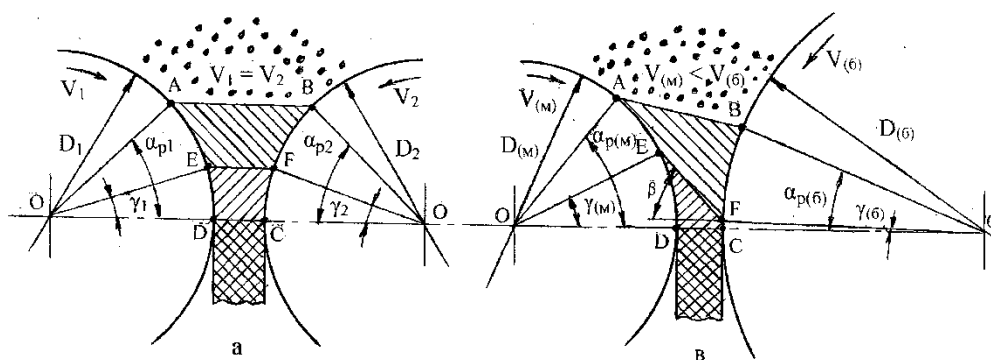


Рис. 4. Нейтральний переріз EF при симетричній (а) та асиметричній прокатці (в) порошкового матеріалу $D_1 = D_2$; $D(6) > D(m)$; $\alpha_{p1} = \alpha_{p2}$; $\gamma_1 = \gamma_2$; $\alpha_p(6) < \alpha_p(m)$; $\gamma(6) < \gamma(m)$; ABFE – зона відставання; EFCD – зона випередження

При симетричній прокатці порошкових матеріалів (рис. 4, а) зміна кутових параметрів на обох валках відповідає їх дзеркальному відображенню, а площина розділу зон відставання та випередження EF паралельна площині ODCO, що проходить через лінії центрів валків.

В роботі [7] було встановлено, що при асиметричній прокатці зі збільшенням неузгодженості окружних швидкостей відбувається поворот перерізу EF на кут β до перерізу ODCO (рис. 4, б). При такому повороті значно активізується зсувна деформація частинок порошку під тиском валків і зменшуються розтягуючі напруження. Чим більший кут β , тим активніші зсувні деформаційні процеси в осередку деформації. До того ж, спрямовані в різні сторони сили тертя по дугах контакту ED і BF створюють передній та задній натяг, сили тертя блокують одне одного і зменшують загальний тиск на валки. З наведеної схеми зрозуміло, що зсув відбувається в напрямку прокатки.

Локальний зсув в приконтактній зоні дозволяє реалізувати інтенсивну зсувну деформацію, завдяки чому у найбільш деформованих ділянках досягається критична міра деформації, необхідна для реалізації когезії по механізму холодного зварювання. Загальна кількість таких ділянок значно збільшується при використанні спеціальних схем ущільнення, які базуються на активації зсувних схем деформації. В роботах М. Б. Штерна зі співавторами [8, 9], виконаних на міді та Я. Ю. Бейгельзімера [10] на титані, було показано, що ущільнення порошків з використанням схеми гвинтової екструзії дозволяє значно знизити кінцеву пористість пресовок саме завдяки реалізації зсувної компоненти деформації. У роботах [1–3] ми продемонстрували, що в стрічці, яка отримана асиметричною прокаткою титанового порошку, значно покращується якість контакту. Це проявляється в різкому зростанні (в декілька разів) модуля пружності та міцності на згин і свідчить про утворення міцного зв'язку між частинками порошку.

В табл. 2 наведено інформацію про фізико-механічні властивості отриманих стрічок. Ці дані підтверджують результати попередніх досліджень і можуть слугувати вихідною точкою для порівняльного аналізу впливу інших технологічних параметрів.

Таблиця 2

Фізико-механічні властивості титанових стрічок отриманих симетричною та асиметричною прокаткою при кімнатній температурі без додаткового притискання валків

Схема прокатки	E, ГПа	σ_p , МПа	Пористість, %	h, мм	H μ	δ	C $_f$
Сим.	12,9	43,8	6,5	1,7	150	0,16	700
Асим.	25,0	91,9	4	1,6	175	0,05	100

З наведених даних видно що модуль пружності та сира міцність зросли практично втричі. Значна зміна акустичних параметрів свідчить про суттєве покращення якості контакту. Важливо, що значне покращення механічних властивостей не супроводжується суттєвим зменшенням пористості та кінцевої товщини стрічки. Незначна зміна твердості свідчить про те, що зсувна деформація відбувається переважно у вузькій приконтактній зоні.

Вплив зусилля прокатки

З метою досягнення максимальної щільності прокату та максимального фізичного контакту між частинками титану проводили прокатку як при нульовому зазорі між валками, так і при додатковому навантаженні на валках. Додаткове зусилля створювали за допомогою натискних гвинтів прокатного стану. Додаткові зусилля склали 50, 105 та 135 кН.

Зважаючи на те, що при використанні симетричної прокатки підвищення зусиль прокатки та зменшення зазору призводить до «перепресування» і викликає утворення тріщин, а в деяких випадках повну деструкцію смуги (рис.5), в подальших експериментах використовували тільки асиметричну прокатку.



Рис. 5. Руїнування порошкового прокату при використанні схеми симетричної прокатки

Узагальнені результати по впливу додаткового навантаження на зміну зусилля прокатки та щільність прокату наведені в таблиці 3.

Таблиця 3

Вплив додаткового навантаження на зміну зусилля прокатки та щільність прокату

Температура	20 °C			
Тип прокатки	Сим	Асиметрична		
Зус. притиску, кН	0	0	105	135
σ_p , МПа	43,8	91,9	277	263
ε , %	0,1	0,03	0,38	0,24
Порист.%	6,5	4	3,5	3
a, мм	1,7	1,6	1,5	1,45
H μ	150	175	185	190

Збільшення притискного зусилля значно підвищує сиру міцність стрічок. Її значення наближається до границі плинності рекристалізованого титану. Можливо, саме тому на діаграмі навантаження спостерігається ділянка пластичної деформації, яка в момент руйнування складає 0,3 %, що співставно з внеском пружної складової. Натомість, збільшення зусилля на валках практично не вплинуло на кінцеву товщину стрічки, спостерігається незначне зменшення пористості та підвищення мікротвердості.

За допомогою комп'ютерної системи фіксації зусилля прокатки було досліджено зміну зусилля на валках в процесі утворення порошкової стрічки. Характерні діаграми процесу деформування в координатах зусилля - час для стрічок що отримані асиметричною прокаткою з різним вихідним притискним зусиллям наведені на рис. 6. З наведених даних видно, що характер діаграм практично ідентичний. Максимальні значення деформуючого напруження збільшуються з підвищенням притискної сили, але переважний внесок в цей ефект вносить саме первинне притиснення. Тобто, покращення контакту при збільшенні притискного зусилля пов'язані з посиленням локальних зсувних процесів між окремими порошинками.

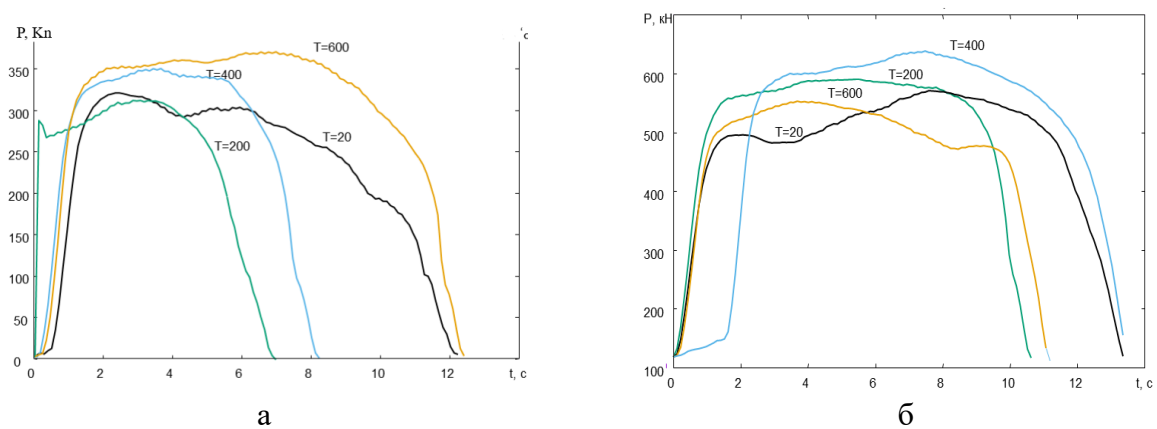
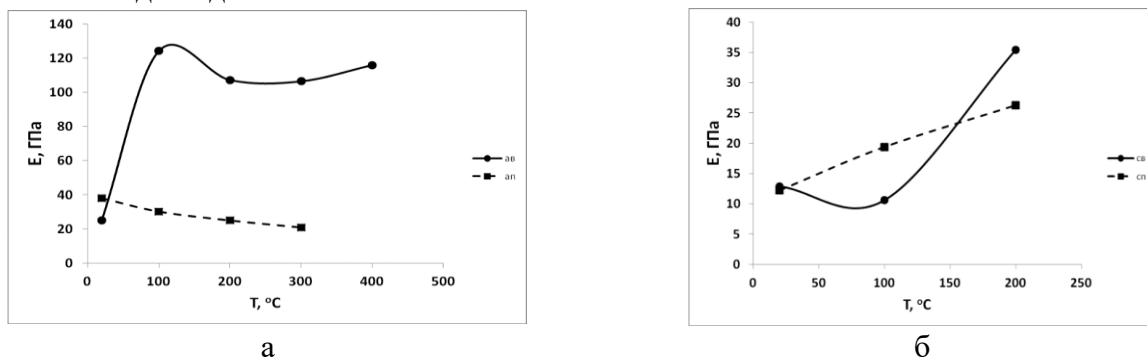


Рис. 6. Діаграми навантаження на валках при асиметричній прокатці в координатах зусилля-час для титанових стрічок, продеформованих при різних температурах з різним початковим притискним зусиллям; а - 0 кН, б - 135 кН.

Вплив температури деформування

Для коректного порівняльного аналізу впливу температури на формування досконалого контакту при симетричній та асиметричній прокатці експерименти проводились на повітрі без додаткового прижимного зусилля на валках. Температурні залежності модуля пружності та сирої міцності стрічок отриманих симетричною та асиметричною прокаткою наведені на рис. 7 та 8 відповідно.



а - асиметрична прокатка, б - симетрична прокатка

Рис. 7. Залежність модуля пружності від температури прокатки

Випробування вздовж (—) і поперек (- -) напрямку прокатки.

Після асиметричної прокатки при кімнатній температурі сира міцність втричі вища, ніж після симетричної. При підвищенні температури асиметричної прокатки до 100 °С різниця значно збільшується. Спостерігається різке покращення якості контакту. Про це свідчить зростання модуля пружності до 106 ГПа. Сира міцність стрічки досягає значень 389, 5 МПа. Ці значення є співставними з модулем пружності та границею міцності рекристалізованого титану. Після асиметричної прокатки при 200 та 300 °С сира міцність стрічок зберігається на рівні 400 МПа. Співставлення даних резонансної спектроскопії стрічок отриманих симетричною та асиметричною прокаткою при 200 °С вказує на значне зменшення площинних дефектів під дією зсувної деформації. Декремент коливач δ зменшується вдвічі а параметр $C_f \delta$ – в 5 разів.

Співставні значення модуля пружності та границі міцності з властивостями компактного матеріалу зазвичай трактується, як досягнення ідеального контакту. Але підвищення температури асиметричної прокатки до 400 °С сприяє подальшому значному підвищенню сирої міцності до 773 МПа. Такі великі значення міцності характерні для компактного титанового сплаву, продеформованого до великих ступенів деформації. Результати резонансної механічної спектроскопії вказують на подальше вдосконалення контактів та зменшення кількості площинних дефектів. Нарешті, після асиметричної прокатки при 600 °С спостерігається значне зниження сирої міцності до 138 МПа, що може бути пов'язано з впливом окиснення поверхонь порошків та початком рекристалізаційних процесів.

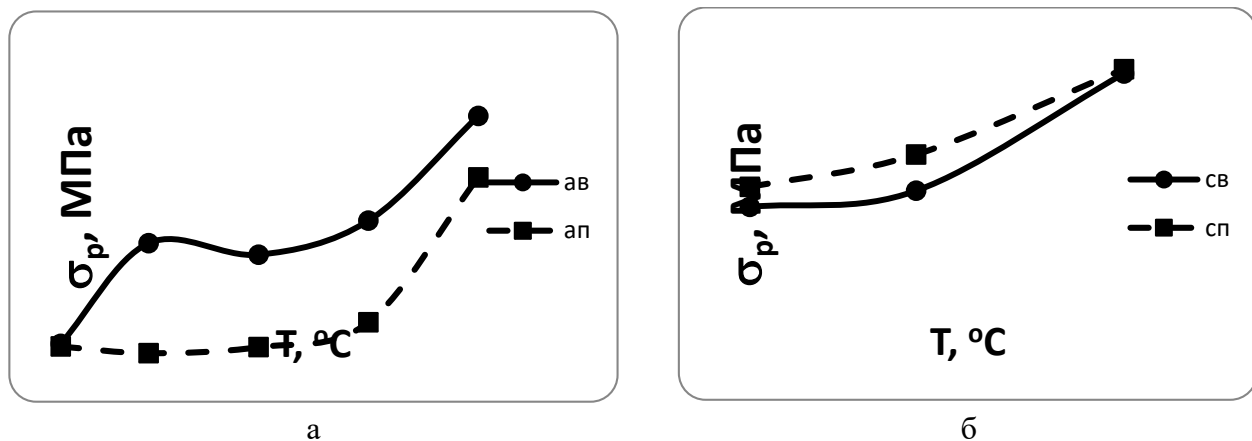


Рисунок 8 - Залежність границі міцності від температури асиметричної (а) та симетричної (б) прокатки. Випробування вздовж (—) і поперек (- -) напрямку прокатки.

Комплексна дія технологічних факторів на фізико-механічні властивості стрічок.

Аномальне підвищення сирої міцності після асиметричної прокатки при підвищених температурах слугувало передумовою пошуку найбільш сприятливих технологічних режимів отримання якісних контактів та максимальної сирої міцності. В подальших експериментах використовувалось захисне середовище для нагрівання порошку (аргон) та крім температури асиметричної прокатки варіювали прижимне зусилля.

На рис. 6 наведені діаграми навантаження на валках при асиметричній прокатці в координатах зусилля- час для титанових стрічок продеформованих при різних температурах з початковим притискним зусиллям 0 та 135 кН. Не зважаючи на те, що границя плинності титану в дослідженому діапазоні температур демонструє сильну температурну чутливість (при зростанні температури від 20 до 600 °С вона зменшується приблизно в 5 разів [14]), максимальне навантаження на валках проявляє слабку чутливість до температури прокатки. Максимальні значення деформуючого напруження в усіх випадках збільшуються з підвищенням притискної сили, але, як і при кімнатній температурі, переважний внесок в цей ефект вносить саме первинне притиснення.

Дослідження механічних властивостей прокату показали, що при підвищенні температури формування і зусиль прокатки зростають механічні властивості порошкового прокату і наближаються до властивостей компактного металу (табл. 4). Але пластичність ще знаходиться на незадовільному рівні і це потребує подальших досліджень. Структура зразків практично не має пор, а на деяких ділянках можна побачити ямковий злам, що говорить про утворення фізичного контакту (рис. 9).

Таблиця 4

Механічні властивості порошкового титанового прокату

Т прок. °С	Навант. N, кН	σ_{02} , МПа	ϵ_p , %	σ_p , МПа
1	2	3	4	5
20	0	78,8	0,03	85,8
	50			
	105	166	0,38	277
	135	180	0,24	265
200	0	92	0,3	140
	50	429	0,35	477
	105	503	0,24	508
	135	620	0,46	719
400	0	225	0,28	231
	50	655	1,07	861
	105	691	0,7	813
	135	541	0,3	566
600	0	123	0,41	136
	50	654	0,59	752
	105	592	0,33	608
	135	351	1,08	422

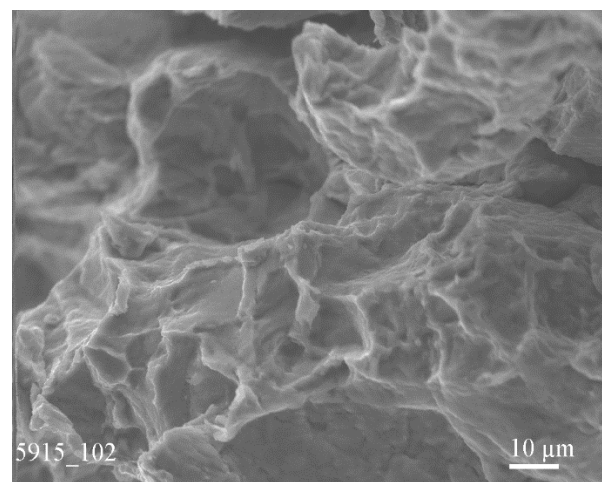
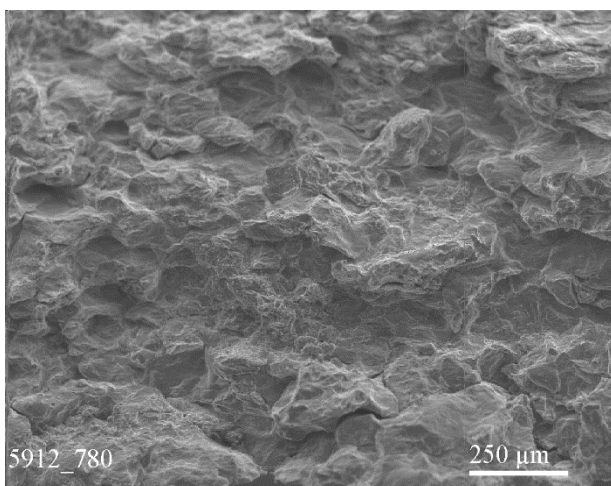


Рис. 9. Структура поверхні зламу порошкового прокату. Температура прокатки 400 °С

Оптимізація технологічних режимів прокатки порошків для отримання максимальної сирової міцності титанових стрічок.

Переходячи до обговорення та узагальнення отриманих результатів слід, перш за все, підкреслити, що контактоутворення є складним явищем, яке індуковане інтенсивною локалізованою пластичною деформацією в приповерхневому шарі порошків. Пластична деформація

ція відбувається в коротких проміжках часу і є чутливою до термодинамічних умов деформування. Слід також враховувати, що на міцність та пластичність стрічок впливає розподіл домішок в зоні контакту.

З наведених в табл. 4 результатів випливає, що використання методу асиметричної прокатки дозволяє значно підвищити механічні властивості титанових стрічок в порівнянні з симетричною прокаткою завдяки зсувній компоненті деформації, яка покращує умови контактоутворення на між часткових границях. При всіх досліджених температурах випробувань сира міцність та якість контактів між частинками в матеріалах, одержаних асиметричною прокаткою, на порядок перевищує такі в матеріалах після симетричної прокатки.

Достатньо складний характер впливу температури та притискного зусилля на міцність титанових стрічок, що отримані асиметричною прокаткою, можна пояснити з урахуванням зміни механізму деформації титану з температурою. При аналізі температурної чутливості границі плинності титану, зазвичай виділяють 3 області [14]. В області низьких температур (<100 °C) працюють пірамідальні та призматичні системи ковзання і деформація відбувається стрибко подібно за механізмом locking – unlocking (блокування-розблокування) [15]. Цей дислокаційний механізм потребує великих напружень для подолання перешкод пластичному деформуванню. Оскільки дислокаційні бар'єри мають термоактиваційну природу, при підвищенні температури до 100 -350 °C цей механізм деформації змінюється на дислокаційне ковзання по призматичним площинам. Напруження плинності в цьому температурному інтервалі залишається незмінним (так зване «плато»), але його значення приблизно в 2 рази нижче, ніж при кімнатній температурі. Нарешті, при температурах більше 350 °C (ця температурна межа залежить від швидкості деформації, кількості домішок, розмірів структурних елементів тощо) механізм деформації знову змінюється завдяки прискоренню дифузійних процесів, які активують різні механізми релаксації і сприяють значному деформаційному зменшенню. Зокрема, при температурі 600 °C границя плинності титану знижується ще приблизно в 3 рази в порівнянні зі стадією «плато».

Оскільки локалізований зсув безумовно має дислокаційну природу, розглянуті вище ефекти впливають на закономірності контактоутворення. При кімнатній температурі локалізований зсув значно покращує контактоутворення в порівнянні з симетричною прокаткою. Але через великі напруження плинності і короткий час деформації ($\sim 10^{-2}$ сек) утворення контакту відбувається не на всіх границях. Підвищення притискного зусилля збільшує деформацію в приконтатній зоні, що веде до покращення якості контакту і, як наслідок, до підвищення сирої міцності. При температурі 200 °C деформаційні процеси полегшуються і формування контакту прискорюється. Але і в цьому випадку додаткове притискання веде до посилення деформаційних процесів. Як наслідок, сира міцність досягає надзвичайно високого значення 719 МПа. Температура 400 °C формально відноситься до третього температурного діапазону, але, слід враховувати швидкоплинність деформації, оскільки релаксаційні дифузійні процеси є кінетично обумовленими. Тому при малих притискних напруженнях. (на початкових ділянках деформаційного зміцнення) переважають дислокаційні механізми контактоутворення, які притаманні 2 ділянці, і сира міцність досягає максимальних значень 861 МПа. Але в подальшому спостерігається її зниження через релаксацію деформаційної структури. Схоже явище спостерігається і при 600 °C, але максимальне значення сирої міцності досягається ще при меншому притискному зусиллі.

Позитивний ефект захисної атмосфери в порошкві технології зазвичай не піддається сумніву та обговоренню, зважаючи на необхідність захисту поверхні порошків від забруднення. В дослідженому випадку це дозволило підвищити сирі міцність та пластичність, хоча сирі стрічки залишились відносно крихкими, максимальна деформація до руйнування не перевищувала 1,5 %. Але слід також звернути увагу на можливий „позитивний” вплив домішок. По-перше оксидні плівки іноді розглядають як змащувальне середовище при зварюванні тертям. По-друге, при великих швидкостях деформації за оптимальних температур деформування 200 – 400 °C в титані реалізуються механізми динамічного деформаційного старіння [16], які

значно підвищують деформуючу напругу. Можливо, саме через це зразок, який продеформований за цієї температури на повітрі, показав більшу міцність, ніж аналогічний зразок, продеформований в аргоні.

Оптимальними умовами асиметричної прокатки титанових стрічок слід вважати температури 200–400 °С та притискне зусилля ~100 кН. За цих умов стрічки демонструють найвищу сиру міцність ~ 800 МПа та динамічні характеристики, що характеризують високу якість контакту. Після прокатки при 200 °С стрічки мають найбільшу твердість $H_{\mu} = 200\text{--}215$ МПа. Цей показник, хоча значно вищий, ніж у рекристалізованого титану 120-140 МПа, але суттєво поступається значенням мікротвердості, що отримані на зразках титану продеформованих методами інтенсивної деформації $H_{\mu} = 320\text{--}350$ МПа. Саме через це, а також через незмінність геометричних розмірів стрічок після різних режимів деформування ми прийшли до висновку про локальний характер фізичних явищ, що відповідають за процес контактоутворення.

Зазначимо, що відтворюваність результатів та відносно логічна реакція досліджених характеристик на технологічні зміни не залишає сумнівів в існуванні і практичній значимості досліджених явищ. Але запропоновані в роботі фізико-механічні пояснення виявлених ефектів потребують більш глибокого вивчення.

ВИСНОВКИ

1. Використання методу асиметричної прокатки дозволяє значно покращити механічні властивості титанових стрічок в порівнянні з симетричною прокаткою завдяки зсувній компоненті деформації, яка покращує умови контактоутворення на між часткових границях

2. Отримані стрічки мають практично 100 % щільність ,

3. При використанні для прокатки температур > 300 °С. модуль пружності в подовженому і поперечному напрямку співставний з модулем компактного матеріалу, границя пропорційності суттєво вища ніж у компактного матеріалу завдяки утворенню в стрічці деформаційної субструктури. Пластичність низька.

4. Якість контактів між частинками в матеріалах, одержаних асиметричною прокаткою, на порядок перевищує такі в матеріалах після симетричної прокатки.

5. Отримані результати показують напрямки вдосконалення технології прокатки, які дозволяють без спікання одержати з титанового порошку матеріали, динамічні механічні характеристики яких (пружність та здатність до демпфування) наближається до таких компактного титану

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Подрезов Ю.М., Евич Я.И., Вербило Д.Г. Роль сдвиговых деформаций в консолидации порошковых материалов. *Физика и техника высоких давлений*. 2014. Т. 24, № 1. С. 98–109.
2. Подрезов. Ю.М., Назаренко В.А., Евич Я.И. Марченко Н.М. Вивчення закономірності контактоутворення в металевих порошкових матеріалах за результатами прецизійних механічних випробувань. *Электронная микроскопия и прочность материалов*. К.: Тр. ИПМ НАНУ. Вып. 16, 2014. С. 157–163.
3. Gogaev K.A., Voropaev V.S., Podrezov Yu.N., Lugovskoi Yu.F, Nazarenko V.A., Koval A.Yu., and Yevych Ya.I., “Mechanical and fatigue properties of powder titanium strips, obtained by asymmetric rolling”, *Powder Metall. Met. Ceram.*, 56, 53-59 (2017).
- 4 Kalutskii G.Ya., Gogaev K.A., Voropaev V.S. and Nepomnyashchii V.V., “Asymmetric rolling of metal powders and granules”, *Powder Metall. Met. Ceram.*, 46, 197–201 (2007).
5. Gogaev K.A., Kalutskii G.Y. and Voropaev V.S., Asymmetric rolling of metal powders. II. Angular parameters of asymmetric rolling. *Powder Metall. Met. Ceram.* 48, 274–278 (2009).
6. Воропаев В.С. Влияние величины рассогласования при асимметричной прокатке порошков на эпюру суммарного нормального контактного напряжения. *Технологические системы*. 2012. № 4(61). С. 28–30.
7. Gogaev K. A., Voropaev V. S., Podrezov Yu. N., Evich Ya.I. and Koval’ A.Yu., “The effect of compacting rolling on the properties of titanium powder mill products”, *Powder Metall. Met. Ceram.*, 55, No. 11, 633–639 (2017).
8. Штерн М.Б., Бейгельзимер Я.Е., Михайлов О.В., Сынков А.С. Винтовая экструзия порошковых заготовок. II. Эксперимент и обсуждение результатов. *Физика и техника высоких давлений*. 2008. Т. 18, № 3. С. 92–98.
9. Штерн М.Б., Бейгельзимер Я.Е., Епифанцева Т.А., Сынков А.С. Получение неспеченных гетерогенных композиционных материалов методом винтовой экструзии. *Физика и техника высоких давлений*. 2009. Т. 19, № 3. С. 120–124.

10. Beygelzimer Y.E., Pavlenko D.V., Synkov O.S. and Davydenko O.O., “The efficiency of twist extrusion for compaction of powder materials”, *Powder Metall. Met. Ceram.*, 58, 7–12 (2019).
11. Timoshenko S., Young D.H., Weaver W., Jr., *Vibration Problems in Engineering*, Wiley, 1974, 472 p.
12. Gogaev K.A., Voropaev V.S., Vdovychenko O.V., Podrezov Yu.N., Gadzyra N.F., Yevich Ya.I. “The influence of deformation modes on the structure and properties of Al-Mg-X powder composites I. The influence of rolling conditions on the mechanical properties of aluminum powder ribbons strengthened with SiC nanoparticles” *Powder Metall. Metal Ceramics*, 57, 257-264 (2018).
13. Katashinskii V.P. and Shtern M.B. “Stressed-strained state of powder being rolled in the densification zone. I. Mathematical model of rolling in the densification zone”, *Powder Metall. Met. Ceram.*, 22, 11, 882-885 (1983).
14. Котко А.В., Моисеев В.Ф., Моисеева И.В. Формирование дислокационных структур и механические свойства α -титана в интервале от –196 до 850 °С. *Металлофизика и новейшие технологии*. 1997. Т. 19, № 4. С. 50.
15. Clouet E., Caillard D., Chaari N., Onimus F. and Rodney D. Dislocation locking versus easy glide in titanium and zirconium. *Nature materials*. September 2015. Vol 14. pp. 931-937. www.nature.com/naturematerials. DOI: 10.1038/NMAT4340
16. Cheng J. and Nemat-Nasser S. A Model for experimentally observed high strain rate dynamic strain aging in titanium. *Acta mater.* 48 (2000) 3131-3144.

REFERENCES

1. Podrezov Yu. N., Evich Ya.I. Verbylo D. G. The role of shear deformations in the consolidation of powder materials. *Physics and technology of high pressures*. 2014. V. 24, № 1. С. 98–109. (in Russian).
- 2 Podrezov Yu. N., Nazarenko V.A., Yevych Ya.I. Marchenko N.M. Study of the regularity of contact formation in metal powder materials based on the results of precision mechanical tests. . Electron microscopy and strength of materials K.: IPMS № 16, 2014. С. 157–163. (in Ukrainian).
3. Gogaev K.A., Voropaev V.S., Podrezov Yu.N., Lugovskoi Yu.F, Nazarenko V.A., Koval A.Yu., and Yevych Ya.I., “Mechanical and fatigue properties of powder titanium strips, obtained by asymmetric rolling”, *Powder Metall. Met. Ceram.*, 56, 53-59 (2017).
4. Kalutskii G.Ya., Gogaev K.A., Voropaev V.S. and Nepomnyashchii V.V., “Asymmetric rolling of metal powders and granules”, *Powder Metall. Met. Ceram.*, 46, 197–201 (2007).
5. Gogaev K.A., Kalutskii G.Y. and Voropaev V.S., Asymmetric rolling of metal powders. II. Angular parameters of asymmetric rolling. *Powder Metall. Met. Ceram.* 48, 274–278 (2009).
6. Voropaev V.S. Effect of Mismatch in Asymmetric Rolling of Powders on the Plot of Total Normal Contact Stress. *Technological systems*. 2012. № 4(61). С. 28–30. (in Russian).
7. Gogaev K. A., Voropaev V. S., Podrezov Yu. N., Evich Ya.I. and Koval’ A.Yu., “The effect of compacting rolling on the properties of titanium powder mill products”, *Powder Metall. Met. Ceram.*, 55, No. 11, 633–639 (2017).
8. Stern M. B., Beigelzimer Ya. E., Mikhailov O. V., and Synkov A. S. Twist extrusion of powder blanks. II. Experiment and discussion of results. *Physics and technology of high pressures*. 2008. V. 18, No. 3. S. 92–98. (in Russian)
9. Stern M. B., Beigelzimer Ya. E., Epifantseva T.A. Synkov A. S. Obtaining unsintered heterogeneous composite materials by screw extrusion. *Physics and technology of high pressures*. 2009. V. 19, No. 3. S. 120 –124. (in Russian)
10. Beygelzimer Y.E., Pavlenko D.V., Synkov O.S. and Davydenko O.O., “The efficiency of twist extrusion for compaction of powder materials”, *Powder Metall. Met. Ceram.*, 58, 7–12 (2019).
11. Timoshenko S., Young D.H., Weaver W., Jr., *Vibration Problems in Engineering*, Wiley, 1974, 472p.
12. Gogaev K.A., Voropaev V.S., Vdovychenko O.V., Podrezov Yu.N., Gadzyra N.F., Yevich Ya.I. “The influence of deformation modes on the structure and properties of Al-Mg-X powder composites I. The influence of rolling conditions on the mechanical properties of aluminum powder ribbons strengthened with SiC nanoparticles” *Powder Metall. Metal Ceramics*, 57, 257-264 (2018).
13. Katashinskii V.P. and Shtern M.B. “Stressed-strained state of powder being rolled in the densification zone. I. Mathematical model of rolling in the densification zone”, *Powder Metall. Met. Ceram.*, 22, 11, 882-885 (1983).
14. Kotko A.V., Moiseev V.F., Moiseeva I.V. Formation of dislocation structures and mechanical properties of α -titanium in the range from –196 to 850 °С. *Metallophysics and the latest technologies*. 1997. V. 19, No. 4. S. 50. (in Russian)
15. Clouet E., Caillard D., Chaari N., Onimus F. and Rodney D. Dislocation locking versus easy glide in titanium and zirconium. *Nature materials*. September 2015.Vol 14. pp.931-937 www.nature.com/naturematerials DOI: 10.1038/NMAT4340
16. Cheng J. and Nemat-Nasser S. A Model for experimentally observed high strain rate dynamic strain aging in titanium. *Acta mater.* 48 (2000) 3131-3144.

Gogaev K., Voropaev V., Podrezov Yu., Minakov M., Vdovychenko O. The influence of technological parameters asymmetric rolling on the physics and mechanical properties of titanium powder sheets.

To work out optimal technological modes of asymmetric rolling for obtaining titanium powder sheets. with maximum raw strength, a complex approach was used, which involves the study of the influence of several technological factors: deformation scheme (symmetric and asymmetric rolling), rolling temperature, force on the rolls and protective

medium. The studies have shown that asymmetrical rolling method allows to significantly improve the mechanical properties of titanium powder sheets compared to symmetric rolling due to the shear component of the deformation, which improves the conditions of contact formation at the inter-particle boundaries. The optimal conditions asymmetric rolling for obtaining strengthening titanium sheets are: a temperature interval of the rolling process $T_r = 200-400$ °C and a pressing force $N \sim 100$ kN. Under these conditions, the powder sheets demonstrate the highest green strength in the range $\sigma_f = 800$ MPa and dynamic characteristics approaching the values characteristic of compact titanium. After asymmetric rolling at 200 °C, the sheets have the highest hardness $H\mu = 200-215$ MPa. This value is significantly higher than that of recrystallized titanium, but is significantly inferior to the values of microhardness obtained on titanium samples deformed by severe plastic deformation methods. Relatively low hardness, as well as the invariance of the geometric dimensions of the sheets after different modes of deformation, indicates the local nature of intense shear at the interparticle boundaries, which enhances the process of contact formation. The use of a protective atmosphere allows to increase strength and plasticity but the sheets remained relatively brittle, their maximum deformation before failure did not exceed $\varepsilon = 1.5$ %.

Key words: asymmetric rolling, temperature, pressive force, green strength, plasticity, interparticle contact, local shear.

Гогаєв Казбек Олександрович – д-р техн. наук, проф, зав. від. ІПМ НАН України, член-кор. НАН України

Gogaev Kazbek – Doctor of Technical Sciences, Full Professor. Head of Department IPMS

E-mail: gogaevukraine@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-0042-1759>

Воропаєв Віталій Семенович – канд. техн. наук, пров. наук. співр. ІПМ НАН України

Voropaiev Vitalii – Candidate of Technical Sciences, Leading Researcher, IPMS

E-mail: vvpuma@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7408-5957>

Подрезов Юрій Миколайович – д-р фіз.-мат. наук, зав. від. ІПМ НАН України

Podrezov Yuriy – Doctor of Phis.-Mat Sciences, Head of Department IPMS

E-mail: vvpuma@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-9226-7041>

Мінаков Микола Веніамінович – канд. техн. наук, ст. наук. співроб. ІПМ НАН України

Minakov Mykola – Candidate of Technical Sciences, Senior Researcher, IPMS

E-mail: vbyfrjd86@gmail.com

Вдовиченко Олександр Васильович – д-р техн. наук, зав. лаб. ІПМ НАН України

Vdovychenko Oleksandr – Doctor of Technical Sciences, Head of Laboratory IPMS

E-mail: vdovyche@gmail.com

Інститут проблем матеріалознавства імені І. М. Францевича Національної академії наук України (ІПМ ім. І. М. Францевича НАНУ), м. Київ

Frantsevich Institute for Problems of Materials Science of the National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv

Стаття надійшла до редакції 10.08.23 р.

Грибков Е. П.
Добронос Ю. К.
Коваленко А. К.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ПРАВКИ ПРОКАТУ НА БАГАТОРОЛИКОВИХ ПРАВИЛЬНИХ МАШИНАХ

Правка листового прокату грає важливу роль в формуванні якісних характеристик готової продукції. На сучасних металургійних підприємствах використовуються багатороликові листопривільні машини з індивідуальним налаштуванням роликів. Цього типу машини мають гнучку систему технологічних налаштувань, що вимагає від математичної моделі процесу правки вирішення задач з автоматизованого проектування. Причому якщо для сталей загальномашинобудівного призначення раціональне значення положення роликів знаходиться в широкому діапазоні, то для високоміцних сталей це дуже вузьке поле, що вимагає від математичної моделі дуже точного результату. Найбільш точними моделями є моделі, засновані на використанні методу скінченних елементів. В роботі була розроблена скінченно-елементна модель процесу правки листів у багатороликовій машині. Для перевірки адекватності розробленої моделі були проведені експериментальні дослідження в лабораторних умовах. Лабораторна установка являла 9-роликову листопривільну машину з діаметром роликів 100 мм, розташованих з кроком 105 мм. Налаштування роликів призводили за допомогою гвинтового механізму. Дослідження проводили для 5-роликового варіанту машини. Всі ролики були приводними. Експерименти проводили для листів трьох товщин: 2.5, 3.5 та 9.0 мм. Ширина листа для товщини листа 2.5 мм складала близько 150 мм, для інших – 100 мм. Було використано по 4 листа кожної товщини. Вимірювання сили правки здійснювали за допомогою кільцевих месдоз, встановлених між натискним гвинтом та подушкою роликів. Для обробки сигналу був використаний АЦП. Порівняння експериментальних даних процесів правки листів з результатами розрахунків свідчить про їх якісний та кількісний збіг. При цьому похибка розрахунку сили правки на третьому ролику не перевищувала 16,5%. Порівняння показує достатній ступінь надійності розроблених математичних моделей і можливість їх застосування на існуючому промисловому обладнанні.

Ключові слова: лист, правка, правильна машина, математична модель, скінченно-елементна модель, експериментальні дослідження, вимірювання сили.

Основне завдання математичного опису процесу правки листового металопрокату полягає у визначенні енергосилових параметрів, необхідних для проектування обладнання та у визначенні залишкової кривизни листа, необхідної для визначення технологічних налаштувань машини [1].

При моделюванні істотну роль відіграють прийняті граничні умови, до яких відносяться умови тертя, особливості знакозмінної пружно-пластичної деформації та граничні значення обтиснень. Важливим є опис контактних взаємодій. Так, у роботі [2] проведено експериментальні дослідження з тертя між листом та роликками під час правлення. Отримані дані були адаптовані до скінченно-елементного моделювання, надано рекомендації щодо коефіцієнтів тертя для різних матеріалів.

Для оцінки максимально припустимої деформації використовують результати випробувань на міцність. Але досвід показує, що цього недостатньо і потрібно проводити додаткові дослідження. З цією метою в роботі [3] розроблено методика та надано рекомендації з оцінки розтягування кромки сталей різних марок, у тому числі і високоміцних.

Для оцінки нерівномірності деформації по товщині листа в роботі [4] була створена модель зміщення шару з нейтральною напругою на основі теорії триточкового вигину, характеристик вигину сталевих листів та теорії шарів у процесі правки. Явище зміщення шару з нейтральною напругою та взаємозв'язок між радіусом зворотного вигину, товщиною пластини та деформаційною здатністю металу були доведені теоретично та експериментом з правки.

Як методи моделювання правки використовуються чисельні [5] і кінцево-елементні моделі [6] або їх комбінації [7, 8]. Чисельні моделі мають високу швидкодію, що дозволяє їх використовувати в автоматичній системі управління. Скінченно-елементні моделі вимагають великих витрат машинного часу на розрахунок, але дозволяють отримувати точніші результати з широким урахуванням впливу факторів на процес.

Іншим підходом до вирішення завдань з правлення є використання накопичених промислових даних, отриманих на діючому обладнанні. (Deep learning method) було запропоновано використовувати для вдосконалення технології правлення в роботі [9]. Даний підхід заснований на використанні досвіду правлення з найбільш вдалим налаштуваннями листопривильної машини.

При проектуванні листопривильних машин найбільш актуальною є завдання визначення технологічних можливостей машини з різними конструктивними параметрами, тобто чи зможе конкретна листопривильна машина обробити необхідний сортамент. Під час вирішення цього завдання є кілька підходів.

У роботі [10] було запропоновано оптимізаційну модель щодо визначення вирівнюючої здатності листопривильної машини. Стратегія заснована на визначенні максимальної межі плинності листів, які можуть бути піддані виправленню. Дані граничні криві пов'язані з товщинами листів, максимальним ходом роликів та потужністю приводу.

Важливим, крім проникнення пластичної деформації листа при правці, є облік умов захоплення. Авторами роботи [11] була представлена аналітична модель захоплення листів роликками правильної машини, яка враховує взаємозв'язок між захопленням роликками та кривизною вигину листа під час протікання процесу. На основі реалізації моделі було побудовано чотиривимірну базу даних оптимальних налаштувань листопривильної машини з урахуванням граничної пружної кривизни матеріалу листів, а також з урахуванням очікуваного коефіцієнта пластичної деформації.

Завдання щодо визначення технологічних можливостей листопривильної машини носять оптимізаційний характер і тут істотну роль грає час розрахунку. З цією метою авторами роботи [12] результати аналітичної моделі були описані за допомогою регресійних залежностей, що дозволяє значно зменшити час розрахунку.

При розрахунку режимів редагування істотну роль відіграє облік якомога більшої кількості факторів. У роботі [13] вивчено вплив швидкості правлення, коефіцієнта зміцнення, модуля пружності, ширини листа на технологічні можливості редагування. Авторами отримані графіки, які показують граничні умови правки залежно від межі плинності, товщини листа, а також коефіцієнта пластичності, сили правки та потужності приводу.

Авторами роботи [14] за допомогою асоціативних моделей системи «ролик-смуга» було розраховано раціональні технологічні параметри правки листів на 23-роликовій правильної машині. При цьому були враховані параметри роботи всіх механізмів правильного агрегату, включно з натяжними станціями та намотувальними пристроями.

Аналіз літературних джерел показав, що при розробці технології правки листів раціонально використовувати аналітичні моделі. Але вплив низки факторів, у тому числі і від допоміжного обладнання, потребує використання скінчених елементів. У цьому результати скінчено-елементного моделювання доцільно представляти як регресійні описи чи іншого типу граничних умов. Автоматизація проектування технологічних налаштувань листопривильного процесу дозволить знайти їх найбільш раціональні значення і тим самим підвищити якість продукції. Також розроблені системи можуть бути використані безпосередньо в системі управління листопривильною машиною та підвищити його продуктивність за рахунок зниження часу на обробку листа, що робить актуальним тему даної роботи.

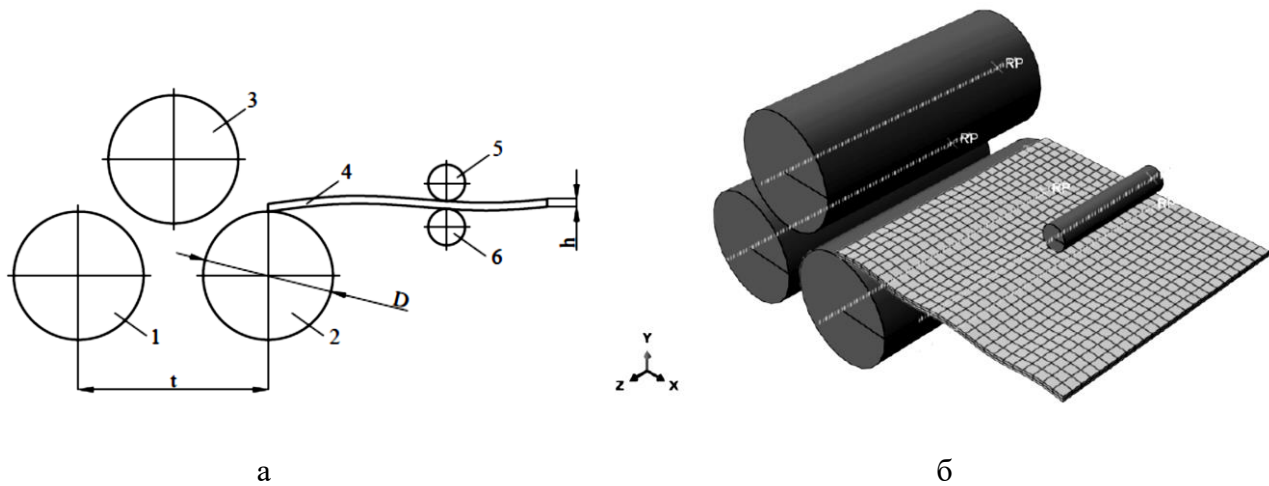
Розглянута стосовно до аналізу процесу правки листів на правильної машинах розрахункова схема, яка являла собою лист 4, три робочих 1-3 і два 5, 6 напрямних ролика, представлена на рис. 1, а. Моделювання було зроблено методом скінчених елементів в системі DS Simulia Abaqus CAE.

При дослідженні використовувалася площина симетрії, що дозволило скоротити час розрахунків. Дослідженню підлягала правка ефекту повздожньої хвилястості з визначенням сили правки на роликах.

З урахуванням викладеного вище було виконано дискретизацію об'єму (побудова скінчено-елементної сітки), котрий займає модель, на елементарні області (скінчені елементи) (див. рис. 1, б). Для моделювання роликів були використані тривимірні жорсткі елементи. Для

моделювання листа були використані елементи типу C3D8R – восьмивузлові лінійні, твердотільні скорочені елементи з контролем руйнування.

Вихідна скінчено-елементна модель має наступні граничні умови: нижні ролики машини 1 і 2, а також напрямні ролики 5 і 6 (див. рис. 1, а) мають один обертальний ступінь свободи, ролик 3 має два ступені свободи: можливість обертання навколо своєї осі, а також переміщення по осі «2» глобальної системи координат. У розрахунках використовувалася модель класичної пластичності металу, у якості матеріалу листа була прийнята сталь 08кп та сталь 45.



а

б

1-3 – робочі ролики; 4 – лист; 5, 6 – напрямні ролики

Рис. 1. Розрахункова (а) і скінчено-елементна в глобальній системі координат (б) модель процесу правки листів на листопрямильних машинах

Відповідно до розрахункової схеми (див. рис. 1, а) крок машини було прийнято 105 мм, діаметр усіх робочих роликів $D = 100$ мм. Безпосереднє моделювання процесу правки було виконано для листів, що було досліджено експериментально.

Контакт між листом і роликками задавався за допомогою моделі контакту «Поверхня до поверхні» шляхом завдання коефіцієнта тертя $\mu = 0,2$. Після цього усі 3 робочих ролика, а також два напрямних приводилися в обертання з кутовою швидкістю 0,95 і 4 рад/с відповідно, що, з урахуванням їх діаметра, відповідає лінійній швидкості руху листа уздовж осі «1» глобальної системи координат 0,1 м/с. Час кроку був прийнятий 6 с.

Для оцінки отриманих результатів вихідними в цьому випадку параметрами були обрані проекції реакцій у контрольних точках роликів (центри обертання) у глобальній системі координат, а також переміщення, деформації та напруження у вузлах скінчених елементів листа.

Основним цільовим призначенням експериментальних досліджень процесу холодного виправлення листів, проведених у лабораторних умовах, були оцінка ступеня достовірності відповідних математичних моделей та уточнення вихідних даних для їх чисельної реалізації.

Експериментальні дослідження напружено-деформованого стану металу, що виправляється, при реалізації процесу холодної правки були проведені шляхом фізичного моделювання даної технологічної схеми на спеціальній експериментальній установці для правки з 9-ма правильними роликками діаметром 100 мм, розміщеним з кроком 105 мм (рис. 2).

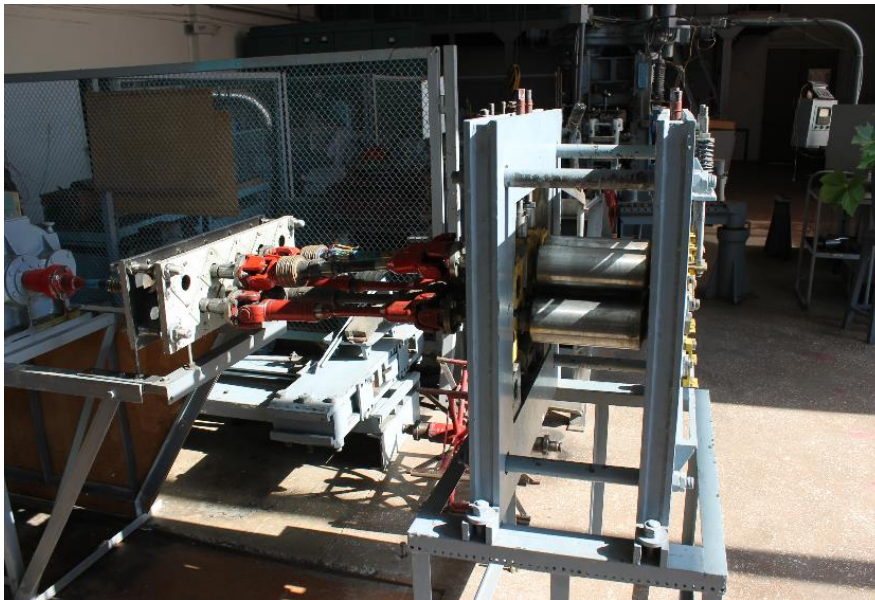


Рис. 2. Конструкція робочої кліти експериментальної установки для дослідження процесу правки відносно товстих листів

Кількісну оцінку емпіричних розподілів сил правки на кожному з правильних роликів проводили за допомогою месдоз з кільцевим пружним елементом, розміщених під натискними гвинтами кожного з правильного ролику, розраховані на сприйняття навантаження до 10000 Н (рис. 3). Тарування кільцевих месдоз здійснювали на розташованому у безпосередній близькості від установки спеціальному гідравлічному пресі шляхом їх попарного імітаційного навантаження силою відомої величини без розбирання комутаційного електричного ланцюга підключення датчиків до аналогово-цифрового перетворювача.

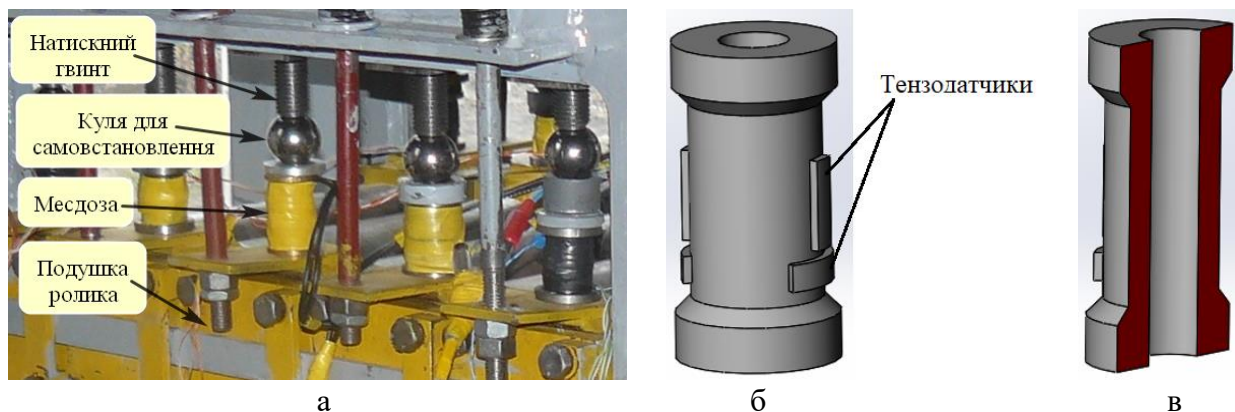


Рис. 3. Система (а) та конструкція силвимірювальних месдоз (б, в) під натискними гвинтами установки

Запис поточних значень зареєстрованих параметрів за силою випрямлення, а також їх подальше декодування здійснювали за допомогою комп'ютера з використанням аналогово-цифрового перетворювача L-Card E140-44D та аналітичної інтерпретації відповідних калібрувальних графіків.

В експериментах досліджено холодне правлення листів зі сталі 08кп та 45 різної товщини. Геометричні параметри, що характеризують налаштування робочих роликів, представлені в табл. 1, а порівняння експериментальних та теоретичних значень сил правки – в табл. 2.

Таблиця 1

Налаштування робочих роликів експериментальної листопрямуючої машини 9×100×250

№ з/п	Товщина, мм	Ширина, мм	Марка сталі	Перекриття 3-го ролику, мм
1	2.5	150	45	2.5
2	3.5	105	08кп	1.3
3	9	100	08кп	3.0

Таблиця 2

Порівняння сил у теоретичних та експериментальних дослідженнях правки

№ з/п	Сила, H		Похибка, %
	Експериментальне значення	Теоретичне значення	
Стальний лист перерізом 2.5 × 152 мм			
1	6237	7173	15.0
2	7267,5	7173	1.3
3	7560	7173	5.1
4	7480	7173	4.1
Стальний лист перерізом 3.5 × 105 мм			
1	7134	5958	16.5
2	6622	5958	10.0
3	7129	5958	16.4
4	6115	5958	2.6
Стальний лист перерізом 9.0 × 100 мм			
1	27304	29075	6.5
2	27164	29075	7.0
3	27226	29075	6.8
4	27027	29075	7.6

Порівняння експериментальних даних процесів правки листів з результатами розрахунків свідчить про їх якісний та кількісний збіг. При цьому похибка розрахунку сили правки на третьому ролику не перевищувала 16,5%. Порівняння показує достатній ступінь надійності розроблених математичних моделей і можливість їх застосування на існуючому промисловому обладнанні.

ВИСНОВКИ

1. Аналіз існуючих математичних моделей та вимог до точності моделювання процесів правки листового металопрокату показав доцільність розробки скінченно-елементної моделі процесу з урахуванням особливостей механічного обладнання та сортаменту продукції.

2. Для перевірки адекватності розробленої математичної моделі біло проведено експериментальне дослідження правки листів товщиною 2,5; 3,5 та 9,0 мм на лабораторній правильній машині 9 × 100/105 × 250 ДДМА.

3. Порівняння експериментальних значень сил правки з теоретичними показало похибку розрахунку не більше 16,5 %, що свідчить о можливості застосування розробленої математичної моделі на діючому промисловому обладнанні.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ / REFERENCES

1. Gribkov E.P., Kovalenko A.K., Hurkovskaya S.S. Research and simulation of the sheet leveling machine manufacturing capabilities. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022. Vol. 120(1-2), pp. 743-759. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08806-z>
2. Hernández U. U. et al. Friction characterisation in levelling processes. *Advances in Materials and Processing Technologies*. 2016. Vol. 2, no. 4, pp. 503-513. DOI: <https://doi.org/10.1080/2374068X.2016.1247230>
3. Won C., Lee W., Lee H.-Y., Kang Y.-S., Yoon J. Evaluation of in-plane edge stretchability under severe contact condition for third-generation advanced high-strength steel. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2020. Vol. 108, pp. 1945-1958. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05537-x>
4. Fan Q.-H., Zhang H., Jiang X.-C., Tian B.-Z. Study on neutral layer offset of high-strength steel plate straightening of excavator's working arm. *Advances in Mechanical Engineering*. 2017. Vol. 9, no. 7. DOI: <https://doi.org/10.1177%2F1687814017712420>
5. J.-B. Lee and S.-S. Kang, "Numerical Modeling of Roller Leveler for Thick Plate Leveling. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*. 2018. Vol. 19, no. 3, pp. 425-430. DOI: <https://doi.org/10.1007/s12541-018-0051-x>
6. N. Mathieu, R. Dimitriou, A. Parrico, M. Potier-Ferry and H. Zahrouni. Flatness defects after bridle rolls: a numerical analysis of levelling. *International Journal of Material Forming*. 2011 Vol. 6, no. 2, pp. 255-266. DOI: <https://doi.org/10.1007/s12289-011-1083-2>
7. A. V. Barabash, E. Yu. Gavril'chenko, E. P. Gribkov and O. E. Markov. Straightening of Sheet with Correction of Waviness. *Steel in Translation*. 2014. Vol. 44, no. 12, pp. 916-920,. DOI: <https://doi.org/10.3103/S096709121412002X>
- 8 B. Dratz, V. Nalewajk, J. Bikard and Y. Chastel. Testing and modelling the behaviour of steel sheets for roll levelling applications. *International Journal of Material Forming*. 2009. Vol. 2, pp. 519-522. DOI: <https://doi.org/10.1007/s12289-009-0560-3>
9. S.-Y. Tsai and J.-Y. Chang. Design of deep learning on intelligent levelling system for industry 4.0 technology. *MATEC Web of Conferences*. 2018, Vol. 185, article no. 00026. DOI: <https://doi.org/10.1051/mateconf/201818500026>
10. Z. Liu et al. Boundary determination of leveling capacity for plate roller leveler based on curvature integration method. *Journal of Central South University*. 2015. Vol. 22, pp. 4608-4615. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11771-015-3011-y>
11. Z. Liu et al. An analytical study of optimal roller intermeshes for the plate leveling process. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: *Journal of Engineering Manufacture*. 2021. Vol. 235, no. 1-2, pp. 278-289. DOI: <https://doi.org/10.1177%2F0954405420947959>
12. L. Cui, X. Hu and X. Liu. Research on Mathematical Model of Leveling Process for Plate Mill. *Advanced Materials Research*. 2011. Vol. 148-149, pp. 368-371. DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.148-149.368>
13. Y. Wang, Z. Liu and X. Yan. Evaluation of straightening capacity of plate roll straightener. *Journal of Central South University*. 2012. Vol. 19, no. 9, pp. 2477-2481. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11771-012-1299-4>
14. Yi Guodong, Zili Wang and Zhouyu Hu, "A novel modeling method in metal strip leveling based on a roll-strip unit. *Mathematical Problems in Engineering*. 2020. Vol. 2020, Article ID 1486864,. DOI: <https://doi.org/10.1155/2020/1486864>

Gribkov E., Dobronosov Yu., Kovalenko A. Experimental study of the rolled metal straightening on multi-roll leveler.

Straightening of rolled sheets plays an important role in shaping the quality characteristics of the finished product. Modern metallurgical plants use multi-roller sheet straightening machines with individual roller settings. These machines have a flexible system of technological settings, which requires a mathematical model of the plate levelling to solve computer-aided design problems. Moreover, if for steels for general engineering purposes the rational value of the position of the rollers is in a wide range, then for high-strength steels this is a very narrow field, requiring a very accurate result from the mathematical model. The most accurate models are those based on the finite element method. In this work, a finite element model of the plate straightening process in a multi-roller machine was developed. To verify the adequacy of the developed model, experimental studies were carried out in laboratory conditions. The laboratory setup was a 9-roller sheet straightening machine with a roller diameter of 100 mm, located at 105 mm pitches. The rollers were adjusted using a screw mechanism. The study was carried out for a 5-roller version of the machine. All rollers were driven. Experiments were carried out for sheets of three thicknesses: 2.5, 3.5 and 9.0 mm. The width of the sheet for a thickness of 2.5 mm was about 150 mm, for the rest - 100 mm. 4 sheets of each thickness were used. The straightening force was measured using ring gauges installed between the pressure screw and the roller pad. An ADC was used to process the signal. Comparison of experimental data on plate straightening processes with calculation results indicates their qualitative and quantitative agreement. At the same time, the error in calculating the straightening force on the third roller did not exceed 16.5 %. The comparison shows a sufficient degree of reliability of the developed mathematical models and the possibility of their application on existing industrial equipment.

Keywords: plate, straightening, leveling machine, mathematical model, finite element model, experimental studies, force measurement.

Грибков Едуард Петрович – д-р техн. наук, проф. ДДМА
Gribkov Eduard – Doctor of Technical Sciences, Full Professor DSEA
E-mail: kit@digma.donetsk.ua
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-1565-6294>

Доброносів Юрій Костянтинович – доц. МІП
Dobronosov Yuriy – Associate professor, Associate professor of Department MIP
E-mail: Yuriy.Dobronosov@mipolytech.education
ORCID: <https://orcid.org/0009-0001-9608-3386>

Коваленко Андрій Костянтинович – асистент ДДМА
Kovalenko Andrii – Assistant DSEA
E-mail: kit@digma.donetsk.ua
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-3379-2000>

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

ТОВ «Технічний університет «Метінвест Політехніка» (МІП), м. Запоріжжя
LLC Technical University "Metinvest Polytechnic" (MIP), Zaporizhzhia

Стаття надійшла до редакції 09.08.23 р.

Кухар В. В.
Малій Х. В.
Штода М. М.
Грудкіна Н. С.
Бойко І. О.
Спічак О. Ю.

ВИЗНАЧЕННЯ ВПЛИВУ ГЕОМЕТРІЇ ШТРИПСА, РЕЖИМІВ СТИКОВОГО ВАРЮВАННЯ ТА ВАЛКОВОГО ФОРМУВАННЯ НА МІЦНІСТЬ ЗВАРНОГО ШВУ ХОЛОДНОГНУТИХ КОРИТНИХ ПРОФІЛІВ

При дослідженні впливу умов з'єднання заготовки з холоднокатаної штаби (штрипсу) товщиною від 1,0 мм до 1,35 мм електричним стиковим зварюванням на межу міцності (σ_0), показник міцності (Π) і відносне подовження ($\delta\%$) коритного профілю в його фланцях і в основі після багатопрохідної холодної прокатки, проводили експериментальне варіювання напруги у вторинному колі зварювальної котушки від 2,7 В до 3,6 В. Після випробувань на розтяг отримано дані, що характеризують залежність міцнісних характеристик профілю від товщини матеріалу заготовки при стабільних режимах зварювального струму стикового зварювального апарату. Встановлено нерівномірний розподіл міцнісних властивостей по поперечному перерізу (довжині поперечного зварювального шва), що пов'язано з незадовільним притиском торців штрипсу при стиковому зварюванні в режимі вимкнення (зменшення) поточного зварювання. Виявлені випадки зниження міцнісних характеристик відкритого перетину в одній з полук і в основі, що слід однозначно віднести до впливу початкової непаралельності торців штрипсу, що зварюється. Найкращі результати показав режим зварювального струму $U = 2,7$ В для штрипсу товщиною 1,0 мм. Отримані регресійні рівняння, що пов'язують характеристики міцності профілів з режимами їх зварювання попереду профілювання.

Ключові слова: коритний профіль, гнуття, профілювання, зварювальний струм, стикове зварювання, штрипс, показник міцності.

При виробництві гнутих профілів відкритого перерізу, які застосовують, наприклад, у металопластикових віконних системах різних брендів [1], поширене використання стикового зварювання [2]. Вихідною заготовкою для гнутих профілів є листова оцинкована сталь марок типу Ст.0-Ст.3, 08пс тощо товщиною від 0,65 до 2,0 мм, яку виробляють у вигляді рулонів на станах холодної прокатки з нанесенням цинкового покриття [3, 4]. Рулони розрізають подовжньо на штрипси. Сتيкове електрозварювання застосовують через те, що готовий профіль після формування штрипсу ріжуть на стандартизовані розміри за довжиною (3...6 м), що супроводжується утворенням некротних залишків. Для зменшення відходів металу з обрізанням некротного залишку після використання штрипсового бунту (рулону) виконують зварювання кінцевої ділянки бунту, що закінчується, з початковою ділянкою наступного бунту [5]. Це дозволяє досягати економії металу до кількох сотень кілограм за зміну [6, 7]. Багаторазово виявлялася проблема, пов'язана з тим, що якість зварного шва не є стабільною і залежить від режимів електрозварювання, характеру подачі та регулювання зварювального струму, конструкції зварювальної машини (розрахованої на з'єднання штрипсу певної ширини), умов зварювання та режимів валкового гнуття-формування [8]. Ці обставини є причиною невідповідності вимогам щодо міцності, що викликає рекламу від клієнтів.

Отже, актуальним науково-практичним завданням є виявлення режимів стикового зварювання штрипсу, залежно від його товщини та ширини, які забезпечують необхідні міцнісні властивості готової металопродукції в місцях стикозварних з'єднань після багатовалкового гнуття-формування.

Відомі способи виробництва армуючих профілів відкритого перерізу (наприклад, коритного типу) пресуванням [9] або гнуттям в штампах [10], при цьому використовують заготовки розрахункової ваги і обрізання кінців профілю після пресування або штампування. Така технологія виключає стикове зварювання, але призводить до суттєвої залежності показників якості профілів від сили пресування, конструкції преса та штампу, що потребує застосування при-

строїв, що компенсують похибки через пружні деформації системи [11]. Профілювання у вигляді послідовного багатоперехідного згинання штрипсу у профіль, призводить до режимів інтенсивної пластичної деформації, що супроводжується елементами вигину стиснення [12], через вплив якого стикозварювальну машину слід налаштовувати на глибшу величину осадки [13]. Використання електричного стикового зварювання відомо при виробництві нескінченною прокаткою ободів коліс транспортних засобів, що також потребує регулювання режимів стикозварювальних машин [14]. При проведенні електричного стикового зварювання використовують машини з мідними електродами, що вимагають точного дотримання технології підготовки заготовок під зварювання [15]. Важливими аспектами є забезпечення якісної зачистки зварюваних поверхонь і паралельності торців, які з'єднуються, що завжди викликає суттєві труднощі реалізації. Налаштування стикозварювальної машини базується на поєднанні роботи електричної та механічної системи обладнання для чого використовують методико-теоретичні основи та керівництво до користування, а також експериментальний підхід, що дозволяє врахувати реальні умови та, за інших рівних умов, більшість факторів, що впливають на процес.

Конструкція стикозварювальної машини зі схемою зварювального трансформатора наведена на рис. 1, її характеристики – у табл. 1. Нагрів кінців смуг при стиковому зварюванні відбувається завдяки тому, що через них проходить електричний струм I_w і на загальному електричному опорі R торців смуг, що зварюються, виділяється тепло Q (закон Джоуля-Ленца) [16]:

$$Q = I_w^2 \cdot R \cdot \tau , \quad (1)$$

де τ – час зварювання.

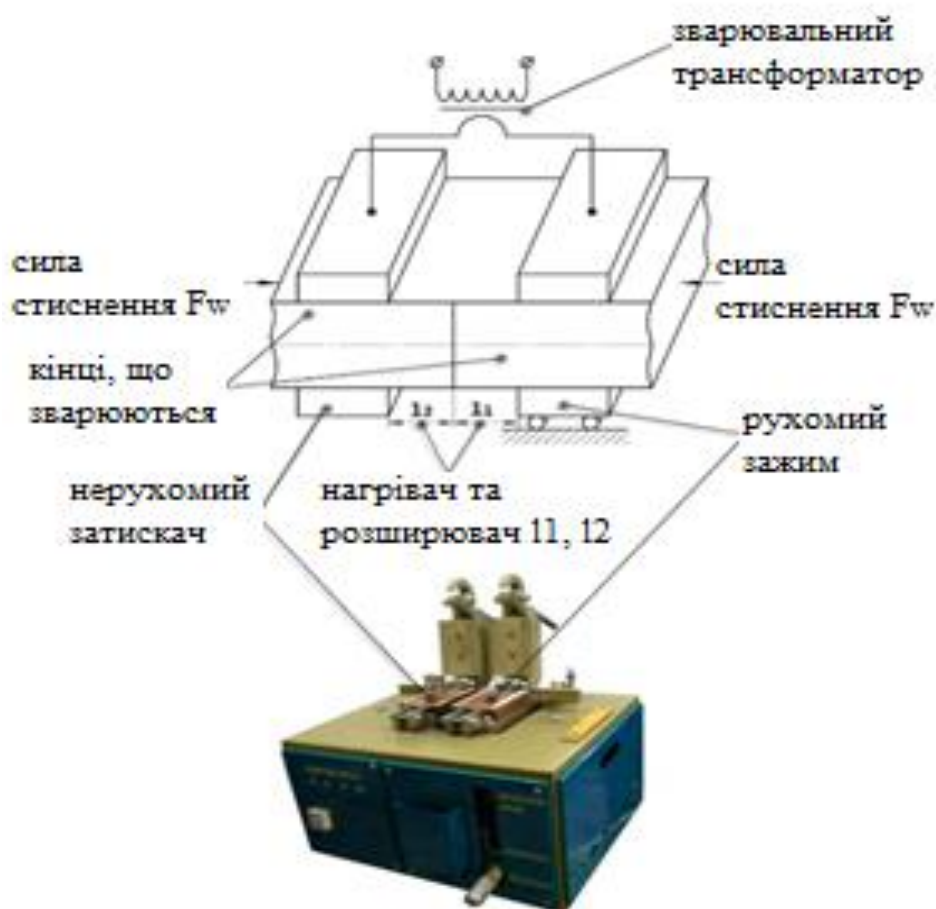


Рис. 1. Конструкція та принцип дії електричної стикозварювальної машини

Загальний електричний опір торців, що зварюються, визначається виразом:

$$R = 2R_p + R_c, \quad (2)$$

де R_p – опір торців смуг (вильотів l_1 і l_2 торців смуг із електродів машини);
 R_c – контактний опір між торцями штаб.

Таблиця 1

Технічні характеристики стикозварювальної машини

Параметри	Одиниці вимірювання
Первинна напруга мережі, В	380
Максимальний первинний струм (при зварюванні), А	55
Ширина/товщина смуг, що зварюються, мм	50...130/0,9...1,4
Кількість зварювань (смуг) на годину	10...15
Час зварювання, с	1.5...5,5
Напруга зварювання, В	2.9...3.6
Охолодження	водяне, автономне
Зусилля осадки, Н	400...1500
Регулювання термообробки	плавна
Габаритні розміри Н×L×В, мм	280×540×430
Маса, кг	135

Електричний опір зварюваних торців смуг $2R_p$ залежить від питомого електричного опору металу ρ , довжини вильоту торців смуг із електродів машини (установчих довжин під зварювання l_1 , l_2 , див. рис. 1) та площі поперечного перерізу смуг S [17]:

$$2R_p = k_{se} \cdot \rho \cdot L_{cb} / S, \quad (3)$$

де k_{se} – коефіцієнт поверхневого ефекту (помітно зростає до температури феромагнітного перетворення).

Контактний опір R_c через малий тиск у торцях відносно великий. Однак при нагріванні до 600...700 °С він практично зникає, і подальше нагрівання деталей здійснюється за рахунок їх питомого електричного опору. Наявність контактного опору пов'язана з обмеженістю площі електричного контакту через нерівну поверхню деталей, а також через наявність оксидних і гідрооксидних плівок, адсорбованої вологи, олій, продуктів корозії, пилу та ін. Контактний опір деталей зменшується зі збільшенням осадки (збільшення стадії стиснення).

Нерівномірність нагрівання торців смуг пов'язана з випадковим розташуванням ділянок контакту та є основною проблемою при зварюванні опором. При нагріванні широких смуг практично неможливо забезпечити рівномірний розподілений контакт вздовж довжини стику. Це зумовлено тим, що при різанні стрічки ножицями неможливо отримати необхідну шорсткість і лінійність різку, і при встановленні стрічок у затискачі зварювальної машини контакт зазвичай утворюється з одного боку стику. У процесі зварювання ця ділянка первинного контактування більш тривалий період часу піддається термічній дії та нагрівається до більш високих температур. Це призводить до перегріву металу на цій ділянці з такими наслідками, як зростання зерен, відкладення домішок по границях зерен та ін. Пластичні та міцнісні властивості металу даної зони знижуються. При з'єднанні торців більшість рідкого металу разом із

поверхневими плівками і частиною твердого металу видавлюється із зони зварювання, утворюючи потовщення – грат. Зварювальний струм вимикається під час осадки деталей. Значення R_c при зварюванні сталей оплавленням становить 100...1500 мкОм [16, 17].

Установчі довжини торців смуги під зварювання l_1, l_2 визначають виразом:

$$l_1, l_2 = (0,7 \dots 1,2) \cdot t, \quad (4)$$

де t – товщина смуги.

При виборі установчої довжини враховують, що при малій її величині відбувається велике відведення теплоти в електроди машини, зона нагріву звужується. При збільшенні l_1, l_2 зростає необхідна електрична потужність та погіршується стійкість деталей при осадці [18].

Контроль якості зварних з'єднань широких смуг, виконаних контактним стиковим зварюванням, проводили без руйнування (зовнішній огляд), так і з руйнуванням з'єднання після профілювання. Контроль з руйнуванням проводили шляхом випробування на розрив зразків, їх фланців, що вирізуються, і основи (рис. 2). Попередньо смуги різної товщини (t от 1,0 мм до 1,35 мм) зі сталі 08пс розрізали в поперечному напрямку на гільйотинних ножицях, змонтованих на стикозварювальному апараті. Стикове зварювання здійснювали за рекомендованими режимами зварювальних напруг ($U = 2.7V; 3.0V; 3.3V; 3.6V$). Витримували відстань між зварювальними швами (відстань між різаними) ≥ 600 мм. Зварювальні шви нумерували маркером та записували в журнал випробувань відповідні режими зварювальних напруг та товщин сталевих смуг. У табл. 2 наведено відомості про лабораторні зразки.

Зварені смуги піддавали багатовалковому гнуттю-формуванню в П-подібний профіль на профілезгинальному стані, встановлених у цеху. Профілі розрізали кутовою шліфувальною машинкою («болгаркою») на мірні заготовки довжиною 600 – 700 мм та передавали до місця випробувань. Випробовуванням піддавали зразки з наявністю поперечного зварного шва, вирізаних з основи та фланців профілю (рис. 2). Додатково проводили випробування цілісних еталонних зразків без наявності зварювального шва. Навантаження зразків виконували на стандартному випробувальному обладнанні: універсальній випробувальній машині УММ-20.

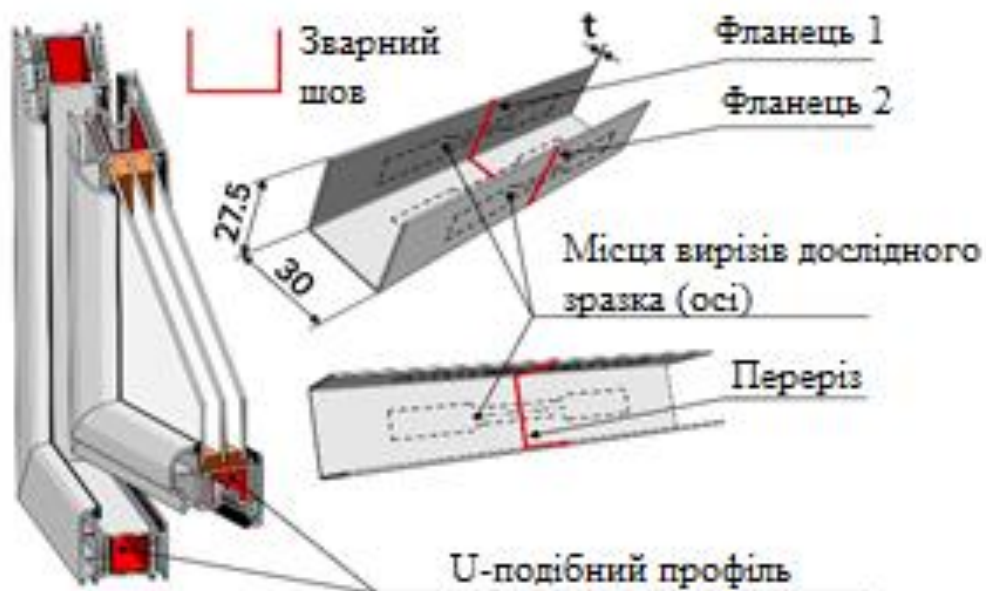


Рис. 2. Фрагмент віконної системи армованої коритним профілем та визначенням місць вирізів зразків на розтяг (фланець = полка)

Таблиця 2

Зварені стиковим зварюванням зразки для випробувань

№ зразка	Товщина смуги, t , мм	Режим зварювання, U, V	Місце вирізки	Результат зовнішнього огляду зварного шву
1	2	3	4	5
1.1	1,35	3,0	полка 1	Шов цілий
1.2	1,35	3,0	основа	Шов цілий
1.3	1,35	3,0	полка 2	Шов цілий, наявність усадочних явищ
2.1	1,35	3,3	полка 1	Шов цілий
2.2	1,35	3,3	основа	Шов цілий, наявність усадочних явищ
2.3	1,35	3,3	полка 2	Шов погано проварений, непровар «на просвіт» на 46 % довжини шву
3.1	1,35	3,6	основа	Шов цілий
3.2	1,35	3,6	полка 1	Шов нецілий, з перемичками, непровар «на просвіт» на 87 % довжини шву
3.3	1,35	3,6	полка 2	Шов цілий
4.1	1,0	2,9	основа	Шов цілий, з ефектом «нахлест» (до 3,5 мм)
4.2	1,0	2,9	полка	Шов цілий
5.1(о)	1,15	3,3	основа	Непровар «на просвіт» на 38 % довжини шву
5.1(п)	1,15	3,3	полка	Шов цілий
5.2(о)	1,15	3,6	основа	Шов нецілий, непровар «на просвіт» 5 %
5.2(п1)	1,15	3,6	полка 1	Шов цілий, невеликий «нахлест» (до 2 мм)
5.2(п2)	1,15	3,6	полка 2	Шов нецілий, непровар «на просвіт» 7 %
5.3(о)	1,15	3,0	основа	Шов нецілий, з наявністю ґрата
5.3(п1)	1,15	3,0	полка 1	Шов цілий
5.3(п2)	1,15	3,0	полка 2	Шов нецілий, непровар «на просвіт» 7 %, зварний ґрат товщиною 3,3 мм
5.4(о)	1,15	3,6	основа	Шов нецілий, непровар на половину товщини та «на просвіт» 12 %
5.4(п)	1,15	3,6	полка	Шов нецілий, непровар на половину товщини та «на просвіт» 8 %
6.1	1,02	3,3	основа	Шов нецілий, непровар «на просвіт» на 40 %
6.2	1,02	3,3	полка	Шов цілий
7.1	1,15	-	основа	Цілісний зразок
7.2	1,15	-	полка	Цілісний зразок

Аналіз результатів вимірів зразків дозволив виявити шукані показники: тимчасовий опір розриву σ_b та відносне подовження $\delta\%$. Результати наведено у табл. 3. Відносне звуження ψ і межа текучості σ_m при випробуваннях на зварювальному шві не показали однозначних залежностей. Зміни ψ знаходяться в межах 3...26 %, а зміни σ_m – у межах 156...290 МПа.

Таблиця 3

Результати випробувань профілів у місцях стикового зварювання

№ зразка	σ_{σ} , МПа	$\Delta\sigma$, %	$\delta_{\%}$, %	$\Delta\delta$, %	Показник міцності профілю, P	Зниження міцності по шву, ΔP , %	Примітки
1	2	3	4	5	6	7	8
1.1	257,4	-19,06	1,15	-93,61	0,809	19,1	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
1.2	314,6	-1,07	3,21	-82,17	0,989	1,1	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, задовільна міцність
1.3	186,5	-41,35	0,92	-94,84	0,585	41,5	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
2.1	326,8	2,77	5,56	-69,11	≥ 1	-	Розрив по тілу зразка (не по шву), гарна якість зварювання, висока міцність
2.2	163,4	-48,62	0,66	-96,33	0,514	48,6	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
2.3	181,3	-42,99	1,31	-97,72	0,570	43	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
3.1	298,5	-6,13	1,88	-89,56	0,939	6,1	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
3.2	5,7	-98,21	0,05	-99,72	0,018	98,2	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
3.3	319,5	0,47	4,60	-74,44	≥ 1	-	Розрив по тілу зразка (не по шву), гарна якість зварювання, висока міцність
4.1	314,7	-1,04	5,90	-67,22	0,990	1,0	Розрив по тілу зразка (не по шву), гарна якість зварювання, задовільна міцність
4.2	310,2	-2,45	5,59	-68,94	0,975	2,5	Розрив по тілу зразка (не по шву), гарна якість зварювання, задовільна міцність
5.1(о)	157,9	-50,34	2,615	-85,47	0,496	50,3	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
5.1(п)	355,1	11,67	15,8	-12,22	≥ 1	-	Розрив по тілу зразка (не по шву), гарна якість зварювання, задовільна міцність
5.2(о)	215	-32,38	3,02	-83,22	0,676	32,4	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
5.2(п1)	316,1	-0,59	7,12	-60,44	0,994	0,6	Розрив по тілу зразка (не по шву), гарна якість зварювання, задовільна міцність
5.2(п2)	265	-16,67	4,02	-77,67	0,833	16,7	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
5.3(о)	164	-48,4	2,74	-84,8	0,515	48,4	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
5.3(п1)	328,4	3,27	14	-22,2	≥ 1	-	Розрив по тілу зразка (не по шву), гарна якість зварювання, висока міцність
5.3(п2)	262	-16,9	4,39	-76,5	0,824	16,9	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
5.4(о)	190,1	-40,2	2,31	-88,2	0,598	40,2	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
5.4(п)	281	-11,63	3,29	-82,4	0,884	11,6	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
6.1	55,9	-82,42	0,769	-95,73	0,176	82,4	Розрив по зварювальному шву, низька якість зварювання, низька міцність
6.2	354,5	11,48	16,3	-9,44	≥ 1	-	Розрив по тілу зразка (не по шву), гарна якість зварювання, висока міцність
7.1	359,5	13,05	24,75	-	≥ 1	-	Розрив по тілу зразка
7.2	322	1,26	21,89	-	≥ 1	-	Розрив по тілу зразка

Обчислювали відносне відхилення $\Delta\sigma$ межі міцності σ_{σ} , отриманої в результаті випробувань, від стандартної величини $\sigma_{\sigma.N}$:

$$\Delta\sigma = [(\sigma_{\sigma} - \sigma_{\sigma.N}) / \sigma_{\sigma.N}] \cdot 100\%. \quad (5)$$

Результати обчислень занесено до табл. 3.

Проводили обчислення відхилення $\Delta\delta$ відносного подовження $\delta\%$, отриманого в результаті випробувань, від стандартної величини $\delta\%_N$:

$$\Delta\delta = [(\delta\% - \delta\%_N) / \delta\%_N] \cdot 100\%. \quad (6)$$

Результати обчислень занесено до табл. 3. Застосовували методику оцінки міцності профілю при заміні його матеріалу, зміні властивостей даного матеріалу, а також при доопрацюванні конструкції профілю (наприклад, нанесенні гофрів) зі зміною геометричних характеристик поперечного перерізу, зокрема моментів опору [18].

Крім того, обчислювали відносний показник міцності Π :

$$\Pi = W_t \cdot \sigma_\epsilon / W_N \cdot \sigma_{\epsilon,N}, \quad (7)$$

де W_t та W_N – моменти опору профілю, що піддається випробуванню, та стандартного профілю відповідно.

Геометричні характеристики поперечних перерізів профілю після профілювання однакові, тобто $W_t = W_N = W$. Отже, показник Π залежить від значення σ_ϵ :

$$\Pi = \sigma_\epsilon / \sigma_{\epsilon,N}. \quad (8)$$

Розрахунки відносного показника міцності Π та результати аналізу його зниження занесені до табл. 3.

Результати статистичної обробки у вигляді регресійних залежностей межі міцності від факторів, наведених у табл. 2, зведено до табл. 4.

Таблиця 4

Результати статистичної обробки для межі міцності σ_ϵ

Місце	Рівняння регресії	Коефіцієнт детермінації R^2
Полка 1	$\sigma_\epsilon = -8207,2 + 3403,82 \cdot U - 77,12 \cdot t^5 - 6,01 \cdot U^5$	0,81
Полка 2	$\sigma_\epsilon = 3353,8 - 1217,41 \cdot U - 4,25 \cdot t^5 + 2,21 \cdot U^5$	0,69
Основа	$\sigma_\epsilon = 5915,18 - 2209,92 \cdot U + 30,81 \cdot t^5 + 3,62 \cdot U^5$	0,74

Розрив по зварювальному шву спостерігався у зразків №№ 1.1, 1.2, 1.3, 2.2, 2.3, 3.1, 3.2, що свідчить про низьку якість зварювання. Розрив по тілу зразка (не по зварювальному шву) спостерігався у зразків №№ 2.1, 3.3, 4.1, 4.2, що свідчить про високу якість зварювання. У всіх випадках спостерігається зниження показників пластичності $\delta\%$ на 67,2...99,7 %, тобто зварювальний шов є малопластичним. Показники міцності σ_ϵ та Π поводять себе неоднозначно. Висока та задовільна міцність спостерігалася у зразків №№ 1.2, 2.1, 3.3, 4.1, 4.2, причому розрив зразка № 1.2 стався по зварювальному шву за показниками міцності, які можна вважати задовільними. Для інших зразків були характерні низькі показники міцності, нижчі за обумовлені в стандартах на 6,1...98,2 %.

ВИСНОВКИ

Аналізуючи вплив величин зварювального струму (режимів стикового електричного зварювання) на властивості міцності сталевих профілів у місцях зварювання після багатовалкового профілювання в профілезгинальних станах, слід відзначити однаковість умов проведення деформування. Вперше встановлені закономірності впливу величини зварювального струму стиковозварювальної машини і товщини сталевих штрипсу, що зварюється, на розподіл

міцнісних властивостей по перерізу профілів відкритого типу в місці стикового зварювання після багатовалкового гнuttя-формування. Це дозволило запропонувати раціональні режими роботи електричної стикозварювальної машини для забезпечення нормативної міцності гнuttих профілів. Показано, що властивості міцності зварювального шва після валкового гнuttя-формування розподілені за перерізом профілю нерівномірно. При задовільній міцності однієї з полиць профілю, інша полиця достатньої міцності не має. Встановлено, що режими зварювального струму необхідно застосовувати диференційовано, залежно від використовуваної товщини (а також довжини та перерізу) смуги, що зварюється. Встановлено, що для поліпшення якості зварювання широких смуг необхідно додаткове дотримання паралельності ділянок смуг, що стикаються, проведення ретельної підготовки зварюваних поверхонь (забезпечення необхідної шорсткості, очищення від оксидів), реалізація прижиму достатньої сили під час зварювання, регулювання та необхідність схоплювання розжареного металу з формуванням шву та зварювального грата.

ПЕРЕЛІК ЛІТЕРАТУРИ / REFERENCES

1. Burmaka V., Tarasenko M., Kozak K., Burmaka O., Sabat N. Energy efficiency of modernization of translucent building envelope structures. *Energy Engineering and Control Systems*. 2021, 7, 2, pp. 87-96.
2. Demoulin L., Zahar Z., Mekkaoui A. E., Reignier A., Mocellin K., Montmitonnet P., Leger P. E. FEM Modelling of Weld Damage in Continuous Cold Rolling of MIG/MAG Butt-Welded Stainless Steel Strips. *Key Engineering Materials*. 2022, 926, pp. 569-579.
3. Kukhar V., Klimov E., Chernenko S. Analysis of Galvanized Steel Sheets Fabrication in Cold Rolling Shop and Identification of Local Impacts Contributing to Corrosion of Metal-Products. *Solid State Phenomena*. 2021, 316, pp. 873-879.
4. Felhósi I., Livia M., Szilvia H., Tamás P., János B., Tamás S., Zsófia K. Corrosion Protection and Heat Resistance of Paints for Outdoor Use. *Materials*. 2023, 16, 7, pp. 2753.
5. Mazur V., Timoshenko V., Prikhodko I. Efficient Cold Rolling and Coiling Modes. *Steel Transl.* 2019, 49, pp. 548-558.
6. Sitko J. Analysis the Influence of Steel Sheet Production Technology on the Quality Products in Steel Service Polska. *Multidisciplinary Aspects of Production Engineering*. 2021, 4, 1, pp. 301-308.
7. Sikulskiy V., Kashcheyeva V., Romanenkov Y., Shapoval A. Study of the process of shape-formation of ribbed double-curvature panels by local deforming. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2017, 4, 1, pp. 43-49.
8. Xu Y., Yang B., Shi Y., Feng X., Li J., Feng C., Korzyk V. Quality reliability analysis of flash welding joint of cold-rolled 50JW800 silicon steel strip. *Engineering Failure Analysis*. 2022, 138, pp. 106292.
9. Aliieva L., Markov O., Aliiev I., Hrudkina N., Levchenko V., Malii K. Analysis of power parameters of combined three-direction deformation of parts with flange. *FME Transactions*. 2021, 49, 2, pp. 344-355.
10. Baharuddin N., Abdul Manaf A., Jamaludin A. Study on Die Shoulder Patterning Method (DSPM) to Minimise Springback of U-Bending. *Int. J. Automot. Mech. Eng.* 2022, 19, 1, pp. 9509-9518.
11. Kukhar V., Balalayeva E., Nesterov O. Calculation method and simulation of work of the ring elastic compensator for sheet-forming. *Paper presented at the MATEC Web of Conferences*. 2017, 129, pp. 01041.
12. Kukhar V., Burko V., Prysiaznyi A., Balalayeva E., Nahibeda M. Development of alternative technology of dual forming of profiled workpiece obtained by buckling. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2016, 3, 7-81, pp. 53-61.
13. Markov O., Khvashchynskiy A., Musorin A., Markova M., Shapoval A., Hrudkina N. Investigation of new method of large ingots forging based on upsetting of workpieces with ledges. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022, 122, pp. 1383-1394.
14. Kurpe O., Kukhar V., Klimov E., Chernenko S. Improvement of Process Parameters Calculation for Coil Rolling at the Steckel Mill. *Materials Science Forum*. 2020, 989, pp. 609-614.
15. Karnaukh S., Markov O., Kukhar V., Shapoval A. Classification of steels according to their sensitivity to fracture using a synergetic model. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2022, 119, 7-8, pp. 5277-5287.
16. Chirileanu M., Gheorghiu D. Researches about Mechanical Characteristics of some Steels Resistance Spot Welded. *In Applied Mechanics and Materials*. 2023, 371, pp. 265-269.
17. Zhao Y., Wang W., Wei X. Optimization of Resistance Spot Welding with Inserted Strips via FEM and Response Surface Methodology. *Materials*. 2021, 14, pp. 7489.
18. Deng F., He Y., Deng L., Zhong W. Experimental and Numerical Study on the Flexural Behavior of Cold-Formed Steel Multi-Limb Built-Up Section Beams. *Buildings*. 2022, 12, pp. 1639.

Kukhar V., Malii Kh., Shtoda M., Hrudkina N., Boiko I., Spichak O. Determination of the influence of strip geometry, operating modes of the butt-welding and roll forming on the weld strength of cold-formed U-sections.

At research of influence of connection conditions for strip blank with thickness from 1.0 mm to 1.35 mm by electric butt-welding on the tensile strength (σ_t), the strength index (Π) and percentage elongation ($\delta_{\%}$) of the formed U-channel section in its flanges and in the web after multi-pass cold roll-forming experimentally varied of voltage in a secondary circuit of a weld coil from 2.7 V to 3.6 V were conducted. After tensile tests, data were obtained characterizing the dependence of the strength characteristics of the section on the thickness of the blank material at stable welding current modes of the butt-welding machine. It was found that the strength properties are distributed unevenly along the cross-section (length of the cross-weld seam), which is associated with unsatisfactory clamping of the strip ends during butt-welding in the mode of switching off (reducing) the welding current. The identified cases of decreased strength characteristics of the open section in one of the flanges and in the web should be unambiguously attributed to the influence of the initial non-parallelism of the ends of the strips to be welded. The welding current mode $U = 2.7$ V for a strip thickness of 1.0 mm showed the best results. Regression equations were obtained that relate the strength characteristics of the profiles to the modes of their welding before roll-forming.

Keywords: trough section, bending, roll-forming, welding current, butt welding, strip, strength characteristic.

Кухар Володимир Валентинович – д-р техн. наук, проф., проректор ТУ МП

Kukhar Volodymyr - Doctor of Technical Sciences, Professor, Vice-Rector for Research of TU MP

E-mail: kvv.mariupol@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4863-7233>

Малій Христина Василівна – канд. техн. наук, доцент ТУ МП

Malii Khrystyna – PhD, Associate Prof. TU MP

E-mail: kristina.v.goncharuk@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-9046-4268>

Штода Максим Миколайович - канд. техн. наук, доцент ТУ МП

Shtoda Maksim – PhD, Associate Prof. TU MP

E-mail: maksym.shtoda@mipolytech.education

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-3918-2492>

Грудкіна Наталія Сергіївна – д-р техн. наук, професор ТУ МП

Hrudkina Natali – Doctor of Technical Sciences, Professor of TU MP

E-mail: vm.grudkina@ukr.net

ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-0914-8875>

Бойко Ігор Олександрович – канд. техн. наук, доцент ТУ МП

Boiko Ihor – PhD, Associate Prof. TU MP

E-mail: igor.boyko@mipolytech.education

ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-7742-4694>

Спічак Олександр Юрійович – магістрант ТУ МП

Spichak Oleksandr – master student TU MP

E-mail: oleksandr.spichak@mipolytech.education

ORCID: <https://orcid.org/0009-0004-9653-437X>

ТОВ «Технічний університет «Метінвест Політехніка» (ТУ МП), м. Запоріжжя
Metinvest Polytechnic Technical University LLC (TU MP), Zaporizhzhia

Стаття надійшла до редакції 10.08.23 р.

Радченко О. К.
Гогаєв К. О.
Аскеров М. Г.
Воропаєв В. С.

КУТОВІ ПАРАМЕТРИ ОСЕРЕДКУ ДЕФОРМАЦІЇ ПІД ЧАС ПРОКАТУВАННЯ МЕТАЛЕВИХ ПОРОШКІВ (ОГЛЯД)

Зважаючи на складність процесу прокатування порошків, а також те, що існує потреба прогнозування режимів прокатування нових порошків та складних порошкових систем, встановлення кутових параметрів осередку деформації є актуальною задачею. Особливо важливим є знання кутових параметрів при оптимізації режимів прокатування у випадках коли ця операція є останньою при одержанні готового продукту. В огляді розглянуто кутові параметри, що характеризують симетричний осередок деформації при прокатуванні металевих порошків у валках з гладкою поверхнею. Показано, що прокатування металевих порошків є складним процесом, для опису якого в різний час були запропоновані різні кутові параметри. Розглянуто 11 кутів, їх назви, опис, методи визначення та розрахунку. Більшість з них мали кілька назв з яких обрані найбільш вдалі. Для трьох з них запропоновані нові назви, що повніше характеризують їх фізичну сутність. Проаналізовано величини кутів для різних порошків та різних методик їх вимірювання. Встановлені параметри від яких залежать кути, що розглядаються. Найбільш повно досліджено кут захвату порошку. Для кута захвату, за наявними літературними даними, параметри від яких він залежить ранжовані за їхньою значимістю. У порядку зменшення ступеня впливу досліджених параметрів кут захвату залежить від коефіцієнта тертя валок-порошок, коефіцієнта бічного тиску; відносної насипної щільності порошку; ширини бункера та зовнішнього зусилля, що прикладають до порошку. Залишився недослідженим вплив на кут захвату фізико-механічних властивостей матеріалу частинок. До існуючих кутів доданий кут випередження, який у парі з кутом відставання охоплює увесь осередок деформації. Показано, що співвідношення кутів відставання та випередження може бути використане для характеристики таких ознак осередку деформації як симетричність та наявність переднього натягу, а також може характеризувати пластичні властивості матеріалу частинок.

Ключові слова: прокатка металевих порошків, осередок деформації, симетричність, кутові параметри, ранжування за значимістю.

Основні закономірності прокатки порошків були досліджені у другій половині минулого століття, але завдяки своїй складності вона продовжує привертати увагу багатьох дослідників. Прокатування Ті [1], Al [2], керамічних [3, 4] та інших порошків, а також їх сумішей [5, 6, 7] є високопродуктивним методом одержання напівфабрикатів [1–4] або готових виробів [5–7]. Також прокатування використовують для обробки порошків, з метою надання їм певних властивостей [8]. Для вибору оптимальних режимів, а також прогнозування режимів прокатування [9, 10] потрібні параметри осередку деформації, зокрема кутові параметри. Враховуючи те, що процес прокатування порошків є доволі складним, та те, що існує потреба у прогнозуванні режимів прокатування нових порошків, які з'являються на ринку, та складних порошкових систем, встановлення кутових параметрів осередку деформації є задачею актуальною.

Величини кутів прокатки визначають параметри осередку деформації. Питання про кути прокатки багато в чому розділяло різні школи та окремих дослідників процесу прокатки металевих порошків. Існують різні підходи до їх назви, опису та вимірювання. Г.І. Аксьонов та О.М. Ніколаєв [11, 12], за аналогією з прокаткою компактних матеріалів, виділяли кут захоплення. Г.А. Виноградов та В.П. Каташинський [13, 14] відзначали, що для аналізу процесу прокатування знання одного кута захоплення недостатньо і запропонували такі центральні кути: граничний кут подачі (початковий кут [13]), кут прокатки, кут спресовування, нейтральний кут і кут пружного стиснення валків. Пізніше Г.І. Аксьоновим та В.П. Ревякіним [15] був запропонований кут, що характеризує прикладання рівнодіючої сили в осередку деформації при прокатуванні. Детальний аналіз осередку деформації дозволив Т. Тойберту [16] ввести ще кут зустрічі захоплених валками шарів порошку. У зарубіжній літературі, за аналогією з прокаткою компактних матеріалів, замість кутів подачі та прокатки, розглядають лише кут захоплення (gripping або nip angle), що відповідає перерізу, в якому починає формуватися жорстке тіло (тобто відповідає куту спресовування) [13, 14] та нейтральний кут (neutral angle) [17–22].

З розвитком методик вимірювання кутів уточнювали і їх величину. Існували також різні погляди на те, до якої точки вимірювати деякі з вищеписаних кутів. До того як була запропонована методика визначення кута пружного стиснення валків, кут прокатки і нейтральний кут вимірювали до точки виходу прокату з валків, тобто без урахування кута пружної післядії [23]. Останній у деяких випадках перевищував сам нейтральний кут. Це відбивалося і визначеннях які давали кутам.

Метою роботи є огляд джерел у яких були запропоновані, названі, описані, розраховані або виміряні кути прокатки, уточнення назв цих кутів, встановлення параметрів від яких вони залежать, ранжування їх за значимістю та аналіз величин для різних порошкових матеріалів та умов прокатування, а також встановлення взаємозалежностей між ними.

Автори запропонованої статті намагалися, наскільки це було можливим, зберегти назви кутів дані вченими, що їх запропонували, а у разі існування кількох назв вибрати найкращу, і тільки у разі повної невідповідності назви кута його суті змушені були запропонувати нову назву, обґрунтувавши існуючу невідповідність.

Розглянемо існуючі а також нові назви та словесні визначення кутів прокатки сформульовані авторами, що їх запропонували:

1. *Кутом захоплення α_z* (саме ця назва, спочатку запропонована Г.І. Аксьоновим [1], відповідає суті цього кута [24]) називається максимальний кут подачі порошку, при якому змінюється товщина і щільність прокату і на дузі якого щільність зростає від насипної щільності порошку до щільності стрічки [25] (рис.1). Деякі автори помилково ототожнювали його з граничним кутом подачі порошку [13] чи початковим кутом [26].

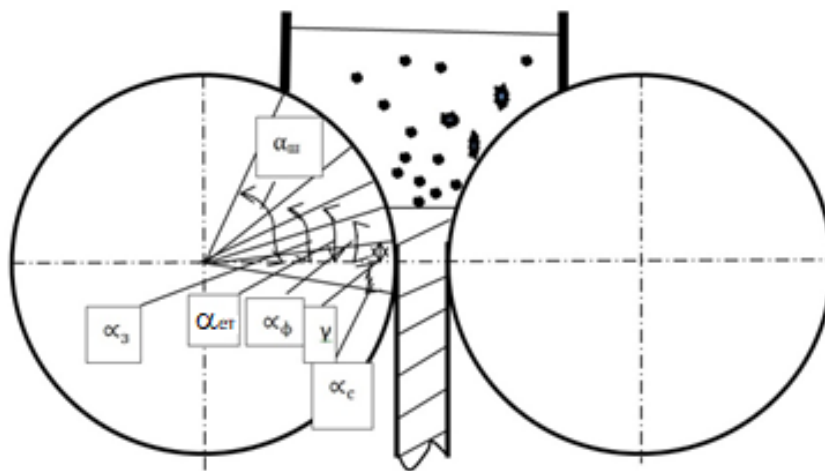


Рис. 1. Кути прокатки при прокатуванні порошків

2. *Приведений кут захоплення $\alpha_{пр}$* вперше було запропоновано О.М. Ніколаєвим [27]. Цей кут є віртуальним параметром осередку деформації, а його величина є умовною. Його розраховують за основним рівнянням прокатки без урахування ефектів відставання (відтиснення), випередження та розширення, тобто прийнявши що відповідні коефіцієнти дорівнюють 1. У роботі [28] цей кут також був названий *розрахунковим кутом прокатки*, а в роботі [29] – просто *кутом прокатки*. Р. І. Йоффе [30] називав його *кутом подачі* і позначав α_n .

3. *Кут подачі порошку $\alpha_{ш}$* це центральний кут, що визначає переріз, який відсікає дозуючий пристрій на дузі контакту валок-порошок [14] (рис.1). Одне із значень кута подачі відповідає куту захоплення. Ще цей кут називали *початковим кутом* [26] та *кутом контакту порошку* [31].

4. *Кутом прокатки α_p* називають центральний кут, довжина дуги якого служить основою епюри тиску на валок матеріалу, що прокатують, без урахування пружного стиснення валків [26, с. 29], а щільність змінюється від щільності утруски до щільності неспеченої стрічки [13]. До цього визначення пізніше [14] було додано «з урахуванням пружного стиснення валків».

Спочатку Г.В. Виноградов та В.П. Каташинський [32] назвали цей кут *кутом контакту* та позначили його α_k , а Г.І. Аксьонов та В.П. Ревякін [15] – *кутом початку ущільнення*. Існуюча назва «кут прокатки» невдала, тому що кутами прокатки називаються всі центральні кути, які характеризують осередок деформації. Найкраща назва – це *кут початку епюри тиску* $\alpha_{ет}$ (для цієї та наступних змінених назв кутів, а також їх позначень, далі застосовуються лише запропоновані в цій статті назви та позначення, виділені жирним курсивом при першій згадці).

5. *Кутом спресовування* α_n називають центральний кут, що відповідає перерізу, який відділяє сипкий порошковий матеріал від сформованого у зоні деформації тіла [13, 14, 33], тобто кут, на дузі якого з порошку починає формуватися жорстке тіло. І. Є. Кулешов [34, с.75] називав цей кут то *кутом прокатки* (с. 74), то *кутом спресовування*. Говорячи про аналітичний вираз цього кута він посилався на роботи присвячені *куту захоплення*. Цей кут точніше називати *кутом початку формування при прокатуванні порошків* або просто *кутом початку формування* α_f (рис.1).

6. *Нейтральний кут* γ . При прокатуванні сипких матеріалів, як і при прокатуванні литих металів, епюра питомих сил тертя (дотичних контактних напружень) змінює знак у перерізі, що називають нейтральним. Цьому перерізу відповідає *нейтральний кут* [13, 14, 26] (рис. 1). Це кут, у якому швидкості валка і смуги рівні (як і у випадку з компактними матеріалами). Нормальне контактне напруження (НКН), що відповідає цьому куту, проходить через максимум, а сила тертя змінює знак і врівноважується. Цей кут, за аналогією з прокаткою компактних матеріалів, також називали *критичним кутом* [32].

7. *Кут пружного стиснення валків* α_c характеризує збільшення довжини зони деформації внаслідок пружного стиснення валків під час прокатування [13, 14, 26]. М.В. Мальцев запропонував називати цей кут просто *кутом пружного стиснення* α_c [24]. Остання назва краща, оскільки величина цього кута визначається спільною пружною взаємодією валків та стрічки.

8. *Кут прикладання рівнодіючої* β , введений Г. І. Аксеновим та В. П. Ревякіним [15], відміряють від перерізу, що проходить через осі валків до точки перетину рівнодіючої нормального тиску з поверхнею валка (рис. 2).

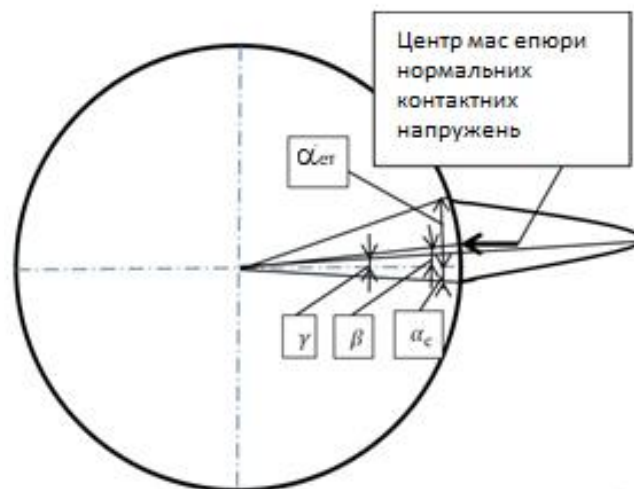


Рис. 2. Кут прикладення рівнодіючої β

9. *Кут зустрічі захоплених валками шарів порошку* [16]. Т. Тойберт, який запропонував цей кут, зазначав, що він визначає переріз початку ущільнення порошку.

10. *Кут при якому встановлюється процес* прокатки порошку ϕ був запропонований Г. А. Виноградовим [35] та пізніше названий В. П. Каташинським *кутом стабілізації процесу* $\phi_{ст}$. [26]. Це кут початкового повороту валків, після якого процес прокатки порошків переходить із нестационарного у стаціонарний [26, 33].

11. Кут відставання запропонував Р. І. Йоффе [30], не давши визначення цього кута, проте з тексту статті стає ясно, що це центральний кут, який обмежує зону відставання, починаючи від перерізу захоплення порошку до перерізу врівноважування (нейтрального перерізу).

Методи визначення та розрахунку кута захоплення. Величина кута захоплення порошку валками (α_3) визначає процес прокатки порошків: від неї залежать товщина та щільність стрічки, допустимі швидкості та інші параметри прокатки. Г. І. Аксьонов та О.М. Ніколаєв зазначали, що, не знаючи величини α_3 свідомо керувати процесом прокатки неможливо [25, 36]. О. М. Ніколаєв зазначав, що α_3 залежить від насипної щільності порошку, що більше щільність, то більше α_3 [12]. Від яких ще параметрів залежить α_3 можна встановити, розглянувши аналітичні залежності для його розрахунку.

Вже у першій роботі з прокатки порошків Г. І. Аксьонов [11] зазначав, «спочатку було прийнято, що, за аналогією з прокаткою компактних матеріалів, α_3 пов'язаний з коефіцієнтом тертя валок-порошок (μ) залежністю:

$$\alpha \leq \mu, \quad (1)$$

тобто максимальна величина α_3 (правильніше говорити $\text{tg } \alpha_3$) дорівнювала μ . Пізніше Г. І. Аксьонов зазначав «Наступне вивчення процесу показало, що прирівнювання α_3 до коефіцієнта тертя валок-порошок при прокатуванні порошків є дуже грубим і необхідно врахувати ще коефіцієнт бічного тиску ξ , тобто:

$$\alpha_3 \leq \mu + \xi. \quad (2)$$

Як слушно зазначив М.В. Мальцев [14], недоліком цієї формули є те, що відповідно до неї прокатку можна проводити при нульовому коефіцієнті тертя, а це суперечить практиці.

У подальшій роботі Г.І. Аксьонова та О.М. Ніколаєва [25] формула (2) була уточнена і записана як

$$\alpha_3 = \mu + \frac{\nu}{1-\nu} \rho_{\text{с.відн.}}, \quad (3)$$

де ν – коефіцієнт Пуассона; $\rho_{\text{с.відн.}}$ – відносна щільність стрічки (ВЩС).

Тут треба зазначити, що ν також залежить від ВЩС. Приймаючи ν незмінним і рівним 0,36 за формулою (3) були розраховані величини α_3 для залізних порошків. Причому меншій відносній насипній щільності (ВНЩ) порошку, що дорівнювала 0,084, відповідав кут $19^\circ 30'$, а більшій (0,364) – $25^\circ 30'$. Так само були розраховані α_3 для мідного електролітичного порошку (0,201) і порошку сталі марки 40Х (0,145) які дорівнювали 20° і $21^\circ 30'$ відповідно.

Складаючи рівняння рівноваги у точці захоплення порошку, Г.І.Аксьонов отримав таку залежність для процесу прокатування [37]:

$$\text{tg } \alpha_3 \leq \frac{\mu P + Q}{P - \mu Q}, \quad (4)$$

де P – сила, що ущільнює порошок і діє у горизонтальному напрямку, Q – вага стовпа порошку.

Для прокатки порошків формула (4) не знайшла застосування, оскільки щільність прокату визначається максимальним нормальним контактним напруженням (МНКН), а не середнім тиском (або зусиллям прокатки P). Однак, якщо прийняти, що вага стовпа порошку зневажливо мала ($Q \approx 0$) у порівнянні з зусиллям прокатування, або прокатування проводиться у горизонтальному напрямку, коли стовп порошку спирається на стінку дозуючого пристрою, нерівність (4) перетворюється на нерівність (1).

Спроектуювавши сили, що діють на виділений об'єм порошку на напрямок прокатки і здійснивши деякі перетворення, М. В. Мальцев також отримав вираз для розрахунку α_3 [24]:

$$\alpha_3 = \frac{\mu}{1 - \frac{\xi \cos(\alpha_3 - \varphi)}{\cos \alpha_3 \cdot \cos \varphi}}, \quad (5)$$

де φ – кут тертя валок-порошок.

Застосовувати цю формулу для розрахунку α_3 незручно, тому що визначити величину α_3 можна або методом підбору, або використовуючи діаграму, наведену в роботі [38].

Кут захвату також входить в основне рівняння прокатки порошків [27]:

$$Z\eta = 1 + \frac{D}{h_c} \cdot \frac{\alpha_3^2}{2}, \quad (6)$$

де Z – ступінь (коефіцієнт) ущільнення порошку при прокатці, $Z = \frac{\rho_c}{\rho_n}$ (ρ_c та ρ_n – щільності стрічки та порошку відповідно), η – коефіцієнт витяжки $\eta = \frac{v_c}{v_n}$ (v_c та v_n – швидкості стрічки на виході з валків та порошку на вході у валки), D – діаметр валків, h_c – товщина стрічки.

Це рівняння пов'язує параметри процесу прокатки (Z і η) з геометричними параметрами осередку деформації (D , α_3 та h_c), однак розрахувати α_3 за формулою (6) неможливо, оскільки невідома величина η . Крім того в цьому рівнянні замість h_c правильніше писати δ (зазор між валками при виході стрічки), так як $h_c = \delta + \Delta h$, де Δh – величина пружного розширення стрічки після виходу з прокатного стану.

В. С. Смирнов та ін. [39], розглядаючи процес прокатки як впресовування порошку з однієї зони в іншу, і вважаючи, що щільність змінюється від насипної щільності до щільності стрічки, запропонували аналітичний метод визначення α_3 і отримали наступну залежність:

$$\alpha_3 = \frac{B - \sin \alpha_3}{A} \quad (7)$$

де A та B – безрозмірні коефіцієнти, які розраховують за формулами:

$$A = \left(\frac{2}{3} \frac{\rho_n - \rho_c}{\rho_n} - \frac{D}{h_c} \right) \frac{h_c}{D}; \quad (8)$$

$$B = \frac{h_c}{D} \ln \frac{\rho_c}{\rho_n}. \quad (9)$$

Розрахунок α_3 за формулами (7), (8) та (9) для порошків залізного марки ПЖ-2М (ВНЩ = 0,229) і нікелевого карбонільного (ВНЩ = 0,201) при різних товщинах і щільності стрічок дав величину від 18 до 20,5 і від 17 до 18 градусів відповідно. Відповідно до твердження авторів, величина розрахованих значень відрізнялася від експериментально визначених за епюрами тисків (тобто α_{em}) не більше ніж на 13 %. Тобто автори вважали, що α_3 і α_{em} це те саме.

Проводилися й інші спроби теоретичного виведення α_3 [31, 40], проте розрахувати α_3 за отриманими формулами було неможливо.

Для експериментального визначення α_3 було запропоновано 3 основні методики [13]:

О.М. Ніколаєвим [12] запропоновано визначення α_3 за моментом початку падіння тиску прокатки при зменшенні товщини шару порошку, що подавали (H) при процесі прокатки, що встановився. Розрахунок проводився за формулою:

$$\alpha_3 = \sqrt{\frac{H - h_c}{R}} \quad (10)$$

де R – радіус валків.

Визначення α_3 відбувалося наступним чином, при процесі прокатки, що встановився (тиск прокатування незмінний), порошок у бункер не додавали і при зменшенні шару порошку до початку падіння тиску стан зупиняли і заміряли H у найвужчому місці (тобто H мало мінімальне, а не середнє значення). Кожен порошок прокатували 3 рази і брали середнє α_3 . Для залізних порошоків α_3 становило від 20 до 30 градусів, тобто $\text{tg } \alpha_3$ становив від 0,36 до 0,58, що було більше коефіцієнта тертя (від 0,24 до 0,31), визначеного в роботі [36]. Г.А. Виноградов [35] вважав, що в такий спосіб О.М. Ніколаєв визначав кут стабілізації процесу φ_{cm} , але, як буде показано нижче, φ_{cm} має значно більшу величину. Враховуючи інерційність та різну чутливість месдоз, точно визначити H досить складно. Формула очевидно наближена і дає величину кута в радіанах, хоча автор у статті цього не обговорює і наводить розраховані кути в градусах. При зменшенні рівня порошку в бункері зменшується величина Q , що входить до формули (4), тоді α_3 також повинно зменшуватися. Враховуючи останнє, а також те, що для розрахунку використовували мінімальне значення H , отримана таким чином величина α_3 буде занижена.

В. Г. Хромов [41] визначав α_3 при зменшенні товщини шару порошку, що подавався (H) за рахунок використання пересувних шибєрів, запропонованих Ю. М. Семеновим [42]. За отриманими результатами для титанового порошку марки ИМП-1А він будував графік залежності товщини стрічки від положення шибєра (в кутових координатах). Кут, що відповідав положенню шибєра, у якому товщина переставала змінюватися і приймався рівним α_3 . У роботі не вказували чи проводили багаторазову прокатку при різних положеннях шибєрів, чи шибєр переміщали під час прокатування. У першому випадку треба враховувати початкову і кінцеву нестационарні ділянки стрічки, а у другому – точно зв'язати положення шибєрів та ділянки стрічки, на якому проводили вимірювання товщини. Крім того, точність вимірювання товщини прокату впливала на величину α_3 . Раніше Г.А. Виноградовим та Ю.М. Семеновим [33] було показано, що при розсуванні бункера до ширини відповідної куту $47^\circ 55'$ товщина та щільність прокату із залізного порошку змінювалися. Отримання настільки точної величини α_3 є проблематичним, а авторами не була описана методика його вимірювання.

М. В. Мальцев та співробітники [36, 43] використовували ту ж методику, що і В.Г. Хромов, лише замість шибєрів застосовували язички Г. Франсена [44]. За даними М.В. Мальцева α_3 змінювався від 35° (залізний порошок) до $43,5^\circ$ (титановий порошок). М.В. Мальцев [38] порівнював дослідні дані прокатки порошоків залізних, нержавіючих сталей 1X18H15T, 1X18H15, 1X17H2 та титану з результатами розрахунку за формулами (3) і (4), різниця між експериментальною величиною і величиною розрахованою за формулою (2) складала 16 %, а за формулою (4) – від 0 до 8,1 %.

Аналіз результатів отриманих за методиками 2 та 3, а також аналіз відповідних схем напруженого стану порошку при затягуванні його у валки вимагає окремого розгляду, що виходить за рамки цієї статті.

В.Г. Хромов [41], збільшуючи ширину бункера, що подає порошок у валки, встановив, що для порошку титану α_3 збільшувалося від 28 до 30 градусів, що було істотно нижче величини наведеної М.В. Мальцевим [45].

Прикладення зовнішнього зусилля зверху до порошку (контактне напруження від 0,025 до 0,2 МПа) при прокатуванні порошку нержавіючої сталі X18H15 призвело до збільшення величини α_3 від 37 до 39 градусів [46].

Методика розрахунку приведенного кута захоплення. Приведений кут захоплення ($\alpha_{пр}$) розраховують за основним рівнянням прокатки (6) записаним відносно α_3 при припущенні, що явища відставання та випередження відсутні ($\eta = 1$) і справедлива гіпотеза пласких перерізів:

$$\alpha_{пр} = \sqrt{(Z - 1) \frac{h_c}{R}} \quad (11)$$

Усі параметри, які входять у праву частину рівняння легко визначаються. О.М. Ніколаєвим були розраховані значення α_{np} для залізних (від 7 до 9°), мідного (10°50'), нікелевого карбонільного (12°40') та титанового (12°20') порошоків. О.А. Катрусом [28] було показано, що α_{np} має тенденцію до зменшення зі зростанням ВНЩ порошку. Так зі збільшенням ВНЩ від 0,06 до 0,42 кут зменшувався від 0,21 до 0,14 радіан (від 12 до 8 градусів). Підвищення шорсткості валків (R_z від 5 до 7,5 мкм), при прокатці залізних, мідних і нікелевих порошоків призводило до збільшення α_{np} від 6 до 7 градусів лише для порошоків з великою ВНЩ (0,3-0,35), а саме збільшення ВНЩ від 0,05 до 0,36 призводило до зменшення α_{np} від 13 до 6 градусів [29]. Величина α_{np} виявилася меншою за α_z для одних і тих же порошоків заліза в 3,19 - 3,41 рази, мідного в 1,9 рази, титанового в 4,63 рази. Це напевне пов'язане з суттєвою величиною відтиснення порошку. Зі зменшенням твердості матеріалу частинок ця різниця зменшувалася.

Методика визначення кута подачі порошку. Куту подачі порошку ($\alpha_{ш}$) [13, 14] відповідає певна товщина шару порошку, що подається у валки, та відсікається дозуючим пристроєм на дузі контакту валок-порошок. Зміна $\alpha_{ш}$ впливає на властивості порошкового прокату лише у обмеженому інтервалі значень [46]. Після досягнення певної для кожного порошку величини α_z товщина і щільність прокату залишаються незмінними, і подальше збільшення $\alpha_{ш}$ не впливає на властивості прокату. І α_z , і $\alpha_{ш}$ порошку є параметрами умов прокатки, але лише α_z є константою для пари валок-порошок за незмінних умов прокатування (у тому числі і висоти стовпа порошку в бункері).

Методика визначення кута початку епюри тиску. Із застосуванням точкових месдоз вбудованих у валки з'явилася можливість вимірювати кут початку епюри тиску (α_{em}). Насправді ж месдоз фіксує нормальну компоненту (що діє у напрямку штифта месдоз) напруження яке виникає між порошком, а потім неспеченою стрічкою та поверхнею валка. Його визначають по епюрі записаній на діаграмний папір. Величина α_{ed} залежить від чутливості месдоз, якими вимірюють НКН [48]. Тому, деякими авторами запропоновано починати відлік кута при напрузі на месдозах вище за поріг їх чутливості, наприклад більше 2 МПа [15]. Однак таке напруження може відповідати великому коефіцієнту ущільнення (Z), особливо для легких порошоків [49]. Ще одна проблема виникає при визначенні α_{em} : визначати його з урахуванням пружного стиснення валків і стрічки (тобто від величини кута отриманого з епюри віднімають величину кута пружного стиснення) або без урахування останнього. Складність визначення кута пружного стиснення призводила до того, що спочатку його не враховували [23].

Параметри, що впливають на величину α_{em} при прокатуванні з гравітаційною подачею порошку, згідно Г.А. Виноградову та В.П. Каташинському [48] можна розділити на 2 групи:

а. До геометричних параметрів осередку деформації порошку відносяться: діаметр валків, розчин валків, ширина прокату, кут подачі порошку, форма та розміри частинок порошку.

б. До фізико-механічних параметрів відносяться: щільність насипки та утруски порошку, коефіцієнт зовнішнього тертя валок-порошок, кут внутрішнього тертя порошку, коефіцієнт зчеплення порошку, матеріал порошку, сипкість порошку, температура частинок порошку, швидкість прокатування, стан робочої поверхні валків, напрямок прокатування (вертикальний, горизонтальний, похилий), жорсткість робочої кліти стану, в'язкість газового середовища, в якому проводиться прокатування та інші параметри. На жаль, автори не ранжували перелічені параметри за їхньою значимістю, тоб-то ступеню впливу на величину α_{em} .

За епюрами НКН і були експериментально визначені перші α_{em} без урахування пружного стиснення валків і стрічки (тобто α_{em} плюс α_c) [23]. Вже в цій першій роботі було вивчено вплив розчину валків, розміру частинок порошоків заліза (марок АПЖМ та АПЖК) та ширини стрічки на величину дуги контакту, що визначалась авторами в радіанах. Було встановлено, що зі зростанням розміру частинок порошку дуга трохи зменшується від 0,133 до 0,132 радіана (від 7,64 до 7,59 градусів). При збільшенні товщини стрічки від 0,7 до 1,25 мм сума кутів зменшувалася від 0,139 до 0,120 радіан (від 7,99 до 6,90 градусів). Однак ці значення, що включають кут пружного стиснення щонайменше в 2,5 рази менше отриманих у роботі [39].

Для алюмінієвих порошків та гранул α_{em} змінювався від 13 до 18 градусів [47]. Таке велике значення α_{em} пов'язане з тим, що прокатка алюмінієвих порошків і гранул без мастила є специфічним процесом: після руйнування оксидної плівки через високу адгезію алюмінію до сталі відбувається «алюмінізація» валка і величина α_{ed} різко зростає.

Твердження, що порошок, який знаходиться в перерізі, що відповідає початку α_{em} , знаходиться в стані утруски, піддавалося критиці [50], але воно дало можливість використовувати основне рівняння прокатки (6) для розрахунку коефіцієнта витяжки (η') в осередку деформації, що відповідав дузі епюри тиску, замінивши в ньому α_z на α_{em} , а щільність насипки порошку на щільність його утруски. При відомих щільностях стрічки та утруски порошку, товщині прокату, діаметрі валків та величині α_{em} розрахувати η' можна за формулою:

$$\eta' = \frac{\rho_{утр}}{\rho_c} \left(1 + \frac{\alpha_{erR}}{h_c}\right) \quad (12)$$

У роботі [15] була проведена спроба оцінити наскільки сильно може відрізнятись тиск пресування необхідний для досягнення нікелевим карбонільним і різними залізними порошками щільності утруски. Було встановлено, що для Ni карбонільного (ВНЩ = 0,16) тиск який відповідає щільності утруски дорівнює 2 МПа, тоді як для залізного відпаленого порошку з ВНЩ = 0,21 такий тиск становить 2,4 МПа, а для невідпаленого порошку з ВНЩ = 0,24 він дорівнює 6 МПа. Не вдаючись у деталі про відповідність НКН та тиску пресування при отриманні стрічок та пресовок однакової щільності, можна сказати, що розрахунки за формулою (12) будуть точнішими для легких та відпалених порошків.

Методики визначення та розрахунку кута формування (α_ϕ). Його визначають після зупинки валків під час стаціонарного процесу прокатки порошку, видалення порошку із зівалків та вимірювання найбільшої товщини сформованої частини стрічки h_c або правильніше – h_ϕ . Потім сам кут розраховують за такою формулою:

$$\alpha_\phi = \arccos\left(1 - \frac{h_\phi - h_c}{D}\right) \quad (13)$$

П. Еванс та Г. Сміт [17] визначали кут формування (помилково називаючи його кутом захоплення «gripping angle») по задньому кінці недокату. Вони зупиняли стан і обережно здували порошок, що залишився неспресованим, а потім заміряли ширину сформованого порошку. Для мідних порошків електролітичного, розпиленого водою та розпиленого повітрям цей кут дорівнював 6°, 3,5° та 1,5° відповідно. У подальшому таку методику застосовували й інші дослідники.

Г.А. Виноградов [35] зазначає, що α_ϕ залежить від кута подачі порошку. Так для залізного порошку марки АПЖМ із зростанням кута подачі від 6°10' до 22°20' α_ϕ збільшувався від 1°45' до 6°20', а також він збільшувався зі зростанням ширини стрічки. Збільшення ширини від 30 до 215 мм призводило до зростання α_ϕ від 7°48' до 10°. Є.Б. Ложечников [51] наводить значення кута формування для залізних порошків від 8° до 10°. Наведені значення перевищують величину кута епюри тиску (від 6,90° до 7,99° при отриманні стрічок шириною 50 мм із порошків заліза марок АПЖМ та АПЖК [23]).

Приймаючи гіпотезу плоских перерізів та використовуючи положення механіки суцільного середовища І.Є. Кулешов виводить рівняння для розрахунку малих значень кутів формування [34]:

$$\alpha_\phi = \frac{1 - K^2 + 4\mu^2}{4\mu(1 + K^2)}, \quad (14)$$

де K – коефіцієнт внутрішнього тертя порошку.

Очевидно, α_{ϕ} залежить від тих же властивостей порошків, що і їх формованість [52].

Методика визначення нейтрального кута (γ). Нейтральний кут (γ) відміряється від площини, що проходить через осі валків [13, 14, 18], проте як буде показано нижче, на практиці це не завжди виконується. Кут γ визначають за кривою епюри НКН і розраховують з урахуванням і без урахування ефекту пружної післядії [26]. Кут γ має невеликі значення, у кілька разів менші, ніж кут пружного стиснення валків α_c . Він залежить від матеріалу порошку, щільності прокату або МНКН, товщини та ширини прокату [14, с. 21]. Так, при прокатуванні порошків заліза, нікелю та свинцю було встановлено [15], що для порошку свинцю γ становив приблизно 3° , для мідного електролітичного від 0,2 до $0,3^\circ$ (для ВЩС 0,82 та 0,64 відповідно), для нікелевого розпиленого - $0,45-0,55^\circ$, для залізного - від 0,2 до $0,5^\circ$. Зі зростанням ВЩС чи МНКН γ зменшується. При розширенні діапазону МНКН було показано [15], що γ спочатку зменшувався, проходячи через мінімум приблизно при 1 ГПа, а потім знову зростає. Цей результат отримано для ширини стрічки 30 мм. Зі зростанням ширини до 60 мм γ трохи зменшувався. Для залізних порошків марок АПЖМ та АПЖК [23] сума кутів γ і α_c (яку правильніше назвати кутом випередження) змінювалася від 1,17 до 1,40 градусів.

Методика визначення кута пружного стиснення α_c . Методика визначення кута пружного стиснення була запропонована В.П.Каташинським та Г.А. Виноградовим [26, 53]. Для позначки на осцилограмі контактної напруги на лінії центрів використовували колекторний пристрій. Але точність позначки залежала від точності встановлення контактів. Тоді авторами було запропоновано проводити прокатку одного і того ж порошку в прямому та зворотному напрямках і потім точно розраховувати α_c . Його вимірюють від лінії центрів до перерізу виходу стрічки із валків. Дослідження α_c проводилися при прокатуванні залізного, мідного та нікелевого порошків [53]. Було встановлено, що при прокатці металевих порошків відбувається значне збільшення дуги контакту валок-метал за рахунок пружного стискування валків. Залежність α_c від МНКН, для досліджених порошків і різної ширини стрічок, мала лінійний характер. В інтервалі МНКН від 150 до 1100 МПа α_c змінювалося для залізного, мідного і нікелевого порошків від 0,013 до 0,031 (від $0,75$ до $1,78^\circ$) від 0,014 до 0,028 (від $0,80$ до $1,60^\circ$) і від 0,01 до 0,029 (від $0,57$ до $1,66^\circ$) радіан відповідно. Г.А. Аксьонов та В.П. Ревякін [15] встановили зміну кута α_c від 0,8 до 1,4 градуса. Значення α_c збільшувалося зі зростанням НКН або щільності стрічок, а при одній і тій же ВЩС α_c збільшувалося в ряді мідь, залізо, нікель, тобто зі зростанням границі плинності матеріалу частинок та його схильності до зміцнення при деформації.

За дослідженнями А.А. Корольова [54] при холодній прокатці тонких листів та стрічок (V схема прокатки за класифікацією Чекмарьова), найближче до якої стоїть прокатка металевих порошків, величина пружного стиснення валків на 25-30% збільшує довжину зони деформації. Реальна величина α_c у 2-3 рази більша за розраховану за формулою Хічкока [55], виведеною із задачі Герца про пружне стиснення двох циліндрів. А.А. Корольов вважав, що на вихідній гілці епюри НКН можливо має місце запізнення («затискання») вимірювального штифта месдозы, крім того, відхилення показань геометричної осі валків давали відмітники лінії центрів.

Методика розрахунку кута прикладення рівнодіючої β . Кут β визначають за епюрою НКН, замінюючи висхідну та низхідну гілки епюри прямими лініями, що є досить грубим наближенням. Отримують трикутник однією із сторін якого є основа епюри. Величина β дорівнює величині дуги від лінії центрів до точки проекції рівнодіючої нормальних сил на основу епюри НКН (точки центру мас трикутника).

Розраховують β за формулою [14]:

$$\beta = 1/3(\alpha_{em} + \gamma - \alpha_c) \quad (15)$$

Під час проведення розрахунків припускають, що β становить близько 1/3 від α_{em} [14]. Залежність β від параметрів прокатки порошків вивчали у роботі [15]. Було досліджено 15 видів порошків і встановлено, що величина кута змінювалася від 0,067 до 0,020 радіан (від

3,84 до 1,15 градуса) залежно від властивостей порошку. Для низки залізних та нікелевих порошків (ПЖЗК, ПЖ5М, ПНЕ та ін.) значення кута було близьким до 0,035 (2 градуси). Свинцевий порошок з найбільшою ВНЩ (0,528) мав найбільше значення кута 0,067 радіан (3,84 градуси), а легкі порошки (за ВНЩ) мідний та залізний мали кут 0,022 та 0,025 радіан (1,26 та 1,43 градуса) відповідно.

Більш точне визначення кута прикладення рівнодіючої можливе при комп'ютерній обробці масиву даних НКН.

Методика визначення кута зустрічі захоплених валками шарів порошку. Згідно з Т.Тойбертом [16] кут зустрічі захоплених валками шарів порошку визначає переріз початку ущільнення порошку. Він пояснює формування цього кута. «У центрі осередку деформації існує зона порошку, що не зазнала впливу валків. Дослідження розподілу швидкості частинок показало, що в центрі осередку деформації існує зона вільного руху порошку подібно до вільного руху у бункері. Після того, як відбувається захоплення порошку валками, зона вільного руху звужується. Захоплений порошок починає випереджати центральні шари та відбувається зустріч захоплених валками шарів. Кут зустрічі для залізного порошку марки ПЖВ4М2 становив приблизно 20 градусів. У перерізі зустрічі захоплених валками шарів щільність порошку не сильно відрізняється від насипної. На підставі проведеного аналізу фізичний осередок деформації при прокатуванні порошку можна розділити на дві зони – зону подачі або живлення та зону ущільнення, в якій відбувається ущільнення від щільності утруски до щільності стрічки». У роботі [16] відсутня методика визначення цього кута та пояснення його формування є дискусійним.

Метод визначення та розрахунку кута стабілізації процесу. Кут стабілізації процесу ($\varphi_{ст}$) визначає умови прокатки. При прокатуванні порошків розрізняють три періоди процесу: початковий нестационарний, середній стаціонарний та кінцевий нестационарний [33]. Початковий та кінцевий періоди характеризуються змінними товщинами та щільністю стрічки, яка виходить з валків. Кут повороту валків, після якого процес встановлюється, і є кутом $\varphi_{ст}$. В.П. Каташинським [26, с.142, с.157] наведено формулу для розрахунку $\varphi_{ст}$:

$$\varphi_{ст} = \frac{\alpha_{ст} + \gamma}{2} \quad (16)$$

Кут $\varphi_{ст}$ залежить від: жорсткості стану, властивостей порошку, способу подачі порошку, ширини прокату і може змінюватися від 0,5 – 0,7 радіан (30-40°) до суттєво більших величин [30]. Ці величини на багато більші за ті які можна одержати при розрахунку за формулою (16). На жаль вивчення залежностей $\varphi_{ст}$ від перерахованих вище параметрів та їх ранжування автор не проводив. Слід зазначити, що за відсутності відтиснення і розширення (коефіцієнти витяжки і розширення рівні 1) $\varphi_{ст}$ повинно дорівнювати куту захоплення α_z , а за наявності всіх перелічених явищ він збільшується на їх сумарну величину.

Ранжування параметрів від яких залежить кут захоплення. Розмір кута захоплення змінюється від 28 до 46 градусів. Можливо кут захоплення може мати і більші значення (для схеми прокатки з вертикальною подачею порошку), але методи його визначення, які були застосовані, не дозволяли це встановити.

За своєю значимістю параметри, що впливають на кут захоплення, розташовуються наступним чином:

– коефіцієнт тертя валок-порошок, при його збільшенні від 0,2 до 0,45 (в 2,5 рази) α_z збільшується від 16 до 38° (майже в 2,5 рази) [37];

– коефіцієнт бічного тиску, при його збільшенні від 0,3 до 0,4 (в 1,3 рази) α_z збільшується від 37 до 48° (в 1,3 рази) [37], при малих значеннях коефіцієнта тертя вплив коефіцієнта бічного тиску істотно менший;

– відносна насипна щільність порошку, при збільшенні ВНЩ залізного порошку від 0,084 до 0,364 (у 4,33 рази) α_z збільшується від 19,5 до 25,0 градусів (у 1,28 разів) [25], а при зростанні ВНЩ від 0,21 до 0,306 (в 1,5 рази) α_z збільшується від 25 до 30 градусів (в 1,2 рази) [12];

ширина подачі потоку порошку, збільшення ширини бункера від 28 до 30 мм збільшило α_3 на 8 %.

зовнішнє зусилля прикладене до порошку, при збільшенні від 0,025 до 0,2 МПа (у 8 разів) α_3 збільшився від 28 до 30 градусів (на 5,5 %)

Згідно з розглянутими параметрами осередку деформації, його конфігурація виглядає наступним чином:

Перша зона від перерізу який відповідає куту захоплення до перерізу який відповідає початку появи тиску (кут епюри тиску). Порошок, що залучається в осередок деформації, піддається головним чином структурній деформації. Для цієї зони (цього об'єму порошку) характерне значне відтиснення (відставання), при цьому відбувається суттєва витяжка порошку. Деформація порошку відбувається по механізму зсуву, а наявність відкритої зони у верхній частині бункера може призводити навіть до розпушування порошку.

Друга зона від перерізу який відповідає куту епюри тиску до перерізу врівноважування, який відповідає нейтральному куту. У цій зоні порошок починає пластично деформуватися та ущільнюватися (при незначному відтисненні), У цій зоні сили тертя валок-порошок забезпечують деформацію порошку та неспеченої стрічки.

Перші дві зони поверхні валка відповідають куту відставання.

Третя зона від перерізу врівноважування (нейтральний кут) до перерізу виходу сформованої стрічки з валків (кут пружного стиснення). Товщина осередку деформації у цій зоні продовжує зменшуватися і можна припустити, що в цьому просторі сформована стрічка або продовжує ущільнюватися, або видавлюється вперед в отвір, що звужується, або проходять обидва процеси одночасно. Величина НКН на дузі валка, яка відповідає куту випередження, катастрофічно зменшується, тому ущільнення, швидше за все, не відбувається, або відбувається за рахунок зсувних напружень, що виникають в цій частині осередку деформації. На ділянці кута випередження сформована стрічка максимально ущільнена і зміцнена і при зниженні тиску пружно розширюється, подовжуючи осередок деформації.

У відповідності з вище наведеним розглядом осередку деформації виникає кілька важливих запитань. Чому така велика зона осередку деформації? Як у ній змінюється щільність порошку та стрічки? Чому така велика величина відтиснення (коефіцієнта витяжки) розрахована для 1-ї зони (вона дорівнює 3÷4)? Чому при зміні товщини на початку першої зони (в якій відбувається головним чином структурна деформація) все ж таки змінюється товщина стрічки? Чи прямолінійний перетин в якому врівноважуються сили при прокатуванні порошків?

ВИСНОВКИ

Розглянуто 11 кутових параметрів, запропонованих різними авторами для опису симетричного осередку деформації при прокатуванні порошків. Це кут захоплення, приведений кут захоплення, кут подачі порошку, кут початку епюри тиску, кут початку формування, нейтральний кут, кут пружного стиснення, кут прикладення рівнодіючої сил, кут зустрічі захоплених валками шарів порошку, кут стабілізації процесу і та кут відставання.

Кут відставання розраховується за формулою $\alpha_{від} = \alpha_3 - \gamma$ (причому γ береться з урахуванням пружного стиснення валків).

Для повнішої характеристики осередку деформації запропоновано новий **кут випередження**, який розраховується за формулою $\alpha_{вип.} = \gamma + \alpha_c$, який практично дорівнює нейтральному куту без урахування пружного стиснення валків.

Співвідношення кута відставання до кута випередження характеризує стан осередку деформації: симетричність, наявність переднього натягу та ін.

Для визначення кута захоплення описано 3 експериментальні методики:

по припиненню зміни зусилля прокатки при зміні товщини шару порошку, що подається (цей метод залежить від чутливості вимірювача тиску);

по припиненню зміни товщини стрічки при зміні товщини шару порошку, що подається за допомогою шибєрів Семенова;

по припиненню зміни товщини стрічки при зміні товщини шару порошку, що подається за допомогою язичків Франсена. Лише ця методика усуває більшість негативних факторів, що впливають на величину кута захоплення.

За рангом зменшення впливу досліджених параметрів кут захоплення залежить від коефіцієнта тертя валок-порошок, коефіцієнта бічного тиску; відносної насипної щільності (ВНЩ) порошку; ширини бункера та зовнішнього зусилля, що додається до порошку. Залишається не дослідженим вплив густини порошку (вона впливає на вагу стовпа порошку), пористості вільно насипаного порошку (непрямо вона пов'язана з коефіцієнтом внутрішнього тертя) та властивостей самого матеріалу частинок.

Проведений аналіз кутових параметрів осередку деформації, встановлені параметрів від яких вони залежать, ранжування їх за значимістю та аналіз величин для різних порошкових матеріалів та умов прокатування, а також встановленні взаємозалежності між ними, дозволять більш точно і науково керувати процесом прокатування порошків, а також допоможе у прогнозуванні режимів прокатування не проводячи експерименту.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Steytler M., Knutsen R. Identifying challenges to the commercial viability of direct powder rolled titanium: a systematic review and market analysis. *Materials*. 2020. 13(9), p. 2124. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma13092124>.
2. Kunene K., Bemont C.P., Cornish L.A., Dittes A., et al. The influence of direct powder rolling parameters on the properties of aluminium strip. *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* 2021. 1147(1):012017, pp.1–12. URL: <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/1147/1/012017/pdf> (дата звернення 01.09.2023)
3. Orlovskaya N., Lugovy M., Subbotin V., Radchenko O., et al. Robust design and manufacturing of ceramic laminates with controlled thermal residual stresses for enhanced toughness. *Journal of Material Science*. 2005. 40, pp. 5483–5490. DOI: <https://doi.org/10.1007/s10853-005-1923-x>.
4. Радченко О.К. Фізико-хімічні основи процесу одержання прокатуванням тонких стрічок з тонкодисперсних керамічних порошоків. *Ceramics, Polish Ceramic Bull.* 2005. 89, pp.153–161.
5. Gogaev, K.A., Voloshchenko, S.M., Podrezov, Y.N. et al. Process approaches for producing complex composite inoculants by rolling of powder mixtures. III. Production and properties of multi-component compacts and rolled strips of powder inoculants with different compositions. *Powder Metall Met Ceram.* 2017. 55. 9–10, pp. 505–510. <https://doi.org/10.1007/s11106-017-9833-4>.
6. Пат. 88530 Україна. Спосіб виготовлення модифікатора. Волощенко С.М., Гогаєв К.О., Радченко О.К., Шейко О.І., Аскеров М.Г. № а200714239; заявл. 18.12.07; опубл. 16.07.09. Бюл. 20.
7. Voloshchenko, S.M., Gogaev, K.A. & Radchenko, A.K. Complex modifiers produced by rolling of powder mixtures for iron-carbon steels. *Powder Metall Met Ceram.* 2009. 48. 1–2, pp. 100–104. <https://doi.org/10.1007/s11106-009-9090-2>.
8. Волклгон В.М., Аврамчук С.К., Кравчук А.В., Радченко А.К., Каташинский В.П. Оптимизация параметров процесса прокатки порошков нитрида бора. *Сверхтвердые материалы*. 2007. 2. С. 73–80.
9. Chen Zhang, Lei Jia, Hui Xie, Ruifeng Niu et al. Simulation on the Direct Powder Rolling Process of Cu Powder by Drucker-Prager/Cap Model and Its Experimental Verification. *Metals*. 2022. 12(7), pp. 1–15. DOI: <https://doi.org/10.3390/met12071145>
10. Приходько И.Ю., Дедик М.А., Гогаев К.А., Иценко А.И., Воропаев В.С. Комплексное конечно-элементное исследование процессов производства титановых полос несимметричной холодной прокаткой порошка с последующим спеканием. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії*. 2019. 33. С. 173–192. DOI: <https://doi.org/10.52150/2522-9117-2019-33-173-192>.
11. Аксёнов Г.И. Прокатка металлического порошка в ленту. *Сб. Порошковая металлургия*, Москва: ВСНТО. 1954. С. 15.
12. Николаев А.Н. Давление на валки и угол захвата при прокатке железного порошка. *Труды ГПИ. Горький*. 1958. Т. XIV. 2. С. 30–36.
13. Виноградов Г.А., Каташинский В.П. Об угловых параметрах процесса прокатки металлических порошков. *Порошковая металлургия*. 1965. 9. С. 34–39.
14. Виноградов Г.А., Семенов Ю.Н., Катрус О.А., Каташинский В.П. Прокатка металлических порошков. Москва: Металлургия, 1969. 382 с.
15. Аксёнов Г.И., Ревякин В.П. Исследование основных углов и силовых параметров. *Порошковая металлургия*. 1969. 4. С. 18–25.
16. Тойберт Т. Исследование уплотнения металлических порошков в процес се прокатки и формирование механических свойств неспеченных заготовок: автореф. дис. ... канд. техн. наук. Санкт-Петербург. 1996. 12 с.
17. Evans P., Smith G. Investigation of Metal Powder Pressing Process via Rolling. *Powder Metallurgy*. 1959. 3, pp.1–16.
18. Johanson J. R. A rolling theory for granular solids, ASME, *Journal of Applied Mechanics. Series E*. 1965. 32(4), pp. 842–848.
19. Francey V.A. The roll-compaction of metal Powders. *Powder metallurgy*. 1969. 12. 24, pp. 598-612.

20. Nayar H.S. Powder metallurgy. Review 4. Strip Products via Particle Metallurgy. *Powder metallurgy International*. 1972. 4. 1, pp. 30 – 36.
21. Dube R.K. Particle Technology Methods for Making Metal Strip. Part 2. *Powder Metallurgy International*. 14. 1. 1982, pp. 45–48.
22. Shima S., Yamada M. Compaction of metal powder by rolling. *Powder metallurgy*. 1984. 27. 1, pp. 39 – 44.
23. Чекмарёв А.П., Клименко П.А., Виноградов Г.А. Давление и коэффициент трения при прокатке металлических порошков. Тр. ЛПИ, № 222. Обработка металлов давлением. Москва–Ленинград: Машгиз. 1963. С. 53 –57.
24. Мальцев М.В. Угол захвата и давление при прокатке металлических порошков. Тр. ЛПИ, № 296. *Порошковая металлургия*. Москва: Металлургия. 1969. С. 42–45.
25. Аксёнов Г.И., Николаев А.Н. Угол захвата порошка валками при прокатке. Тр. ГПИ. Горький. 1956. XI. 5. С. 23–26.
26. Каташинский В.П. Исследование силовых параметров прокатки металлических порошков: дис. канд. техн. наук: Киев. 1965. 177с.
27. Николаев А.Н. Прокатка металлических порошков. Изв. ВУЗов. Чёрная металлургия. 1958. 2. С. 113–121.
28. Катрус О.А. Расчёт технологических параметров процесса прокатки лент из порошков по их насыпной плотности. *Порошковая металлургия*. 1981. 2. С. 9–15 .
29. Катрус О.А., Радченко А.К. Влияние шероховатости валков и относительной плотности порошка на толщину и плотность проката. *Порошковая металлургия*. 1983. 12. С. 14–17.
30. Йоффе Р.С. Анализ напряжений и граничный угол подачи при прокатке порошков. *Порошковая металлургия* 1969. 2. С.3–6.
31. Шведков Е.Л., Денисенко Э.Т., Ковенский И.И.. Словарь-справочник по порошковой металлургии. Киев: Наукова думка. 1982. 270 с.
32. Виноградов Г.А., Каташинский В.П. Исследование удельного давления при прокатке металлических порошков. *Порошковая металлургия*. 1963. 3. С. 30–36.
33. Виноградов Г.А., Семенов Ю.Н. Прокатка металлических порошков. Москва: Металлургиздат, 1960. 88 с.
34. Кулешов И.Е. Геометрические параметры зоны отставания при прокатке металлических порошков. Изв. ВУЗов. Чёрная металлургия. 1982. 9. С. 74–77.
35. Виноградов Г.А., Радомысельский И.Д. Прессование и прокатка металлокерамических порошков. Москва–Киев: Машгиз. 1963. 200с.
36. Мальцев М.В., Николаев А.Н., Тихонов Г.Ф., Хромов В.Г. Угол захвата порошка при прокатке. *Порошковая металлургия: материалы IX всесоюзн. конф. по порошковой металлургии*. Май 1968. Рига. 1968. С. 24–36.
37. Аксёнов Г.И. Основы порошковой металлургии. Куйбышев: Куйбыш. кн. из-во. 1962. 190 с.
38. Мальцев М.В. Расчет граничного угла подачи при вертикальной прокатке порошков. *Порошковая металлургия*. 1967. 3. С. 7–10.
39. Смирнов В.С., Павлов Н.Н., Целесин Н.Н. Аналитический метод определения угла прокатки. *Порошковая металлургия*. 1968. 3. С. 6–10.
40. Спинов В.А. Отыскание верхней границы области уплотнения очага деформации при прокатке порошков. *Порошковая металлургия*. 1973. 5. С.27–29.
41. Хромов В.Г. Определение угла захвата при прокатке металлических порошков. Тр. ЛПИ, № 222. Обработка металлов давлением. Москва–Ленинград: Машгиз. 1963. С.73–74.
42. А. с.127124 СССР. Устройство для подачи порошка в прокатные валки. Семёнов Ю.Н.. № 639016/22; заявл. 16.09.59; опубл. 05.10.60. Бюл. № 6.
43. Мальцев М.В., Николаев А.Н., Хромов В.Г. Определение граничного угла подачи при прокатке металлических порошков. *Порошковая металлургия*. 1965. 5. С.17–19.
44. Pat. 939241 BRD. F 5867 I b / 49 I. Walzwerk zum Verdichten von Pulvern zu endlosen Bandern. Franßen H. 1956.
45. Мальцев М.В., Николаев А.Н. Исследование внешнего трения металлических порошков в области низких давлений. *Порошковая металлургия*. 1969. 7. С. 73–77.
46. Мальцев М.В., Пырялов Л.А. Влияние принудительной подачи порошка в валки на величину граничного угла. Тр. ГПИ. Горький. XXIII. 3. 1967. С. 45–48.
47. Николаев А.Н. Стальная лента полученная методом прокатки порошка. Тр. ГПИ. Горький. XI. 2. 1958. С. 16–29.
48. Виноградов Г.А., Каташинский В.П. Теория листовой прокатки металлических порошков и гранул. Москва: Металлургия. 1979. 224 с.
49. Каташинский В.П. О протяжённости зоны уплотнения при прокатке металлических порошков. *Порошковая металлургия*. 1968. 7. С. 19–21.
50. Катрус О.А., Очеретянский В.М. Уплотнение порошков на начальном этапе. *Порошковая металлургия*. 1981. 3. С. 25–31.

51. Ложечников Е.Б. Прокатка в порошковой металлургии. Москва: Металлургия. 1987. 184 с.
52. Гогаев К.А., Радченко А.К. Формование многокомпонентных порошковых систем. Донецк: из-во Ноулидж. 2009. 477 с.
53. Каташинский В.П., Виноградов Г.А. Упругое сжатие валков при прокатке металлических порошков. *Порошковая металлургия*. 1967. 7. С. 37–41.
54. Королёв А.А. Новые исследования деформации металла при прокатке. Москва: Машгиз. 1953.
55. Тринк В. Механика холодной прокатки. *Реф. «Новости иностранной литературы»*. 1937. №8.

REFERENCES

1. Steytler M., Knutsen R. Identifying challenges to the commercial viability of direct powder rolled titanium: a systematic review and market analysis. *Materials*. 2020. 13, p. 2124. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma13092124>
2. Kunene K., Bemont C.P., Cornish L.A., Dittes A., et al. The influence of direct powder rolling parameters on the properties of aluminium strip. *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* 2021. 1147(1):012017, pp. 1–12. URL: <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/1147/1/012017/pdf> (дата звернення 01.09.2023)
3. Orlovskaya N., Lugovy M., Subbotin V., Radchenko O., et al. Robust design and manufacturing of ceramic laminates with controlled thermal residual stresses for enhanced toughness. *Journal of Material Science*. 2005. 40, pp. 5483–5490. DOI: <https://doi.org/10.1007/s10853-005-1923-x>.
4. Radchenko O.K. Physical and chemical basis for the process of rolling thin lines from finely dispersed ceramic powders. *Ceramics, Polish Ceramic Bull.* 2005. 89, pp.153–161. (in Ukrainian).
5. Gogaev, K.A., Voloshchenko, S.M., Podrezov, Y.N. et al. Process approaches for producing complex composite inoculants by rolling of powder mixtures. III. Production and properties of multi-component compacts and rolled strips of powder inoculants with different compositions. *Powder Metall Met Ceram*. 2017. 55. 9-10, pp. 505–510. <https://doi.org/10.1007/s11106-017-9833-4>.
6. Pat. 88530 Ukraine. How to make a modifier. Voloshchenko S.M., Gogaev K.O., Radchenko O.K., Sheiko O.I., Askerov M.G. 2009. Bul. 20. (in Ukrainian).
7. Voloshchenko, S.M., Gogaev, K.A. & Radchenko, A.K. Complex modifiers produced by rolling of powder mixtures for iron–carbon steels. *Powder Metall Met Ceram*. 2009. 48. 1-2, pp. 100–104. <https://doi.org/10.1007/s11106-009-9090-2>.
8. Volkogon, V.M., Avramchuk, S.K., Kravchuk, A.V. et al. Optimization of rolling process parameters for wurtzite boron nitride powders. *J. Superhard Mater.* 2007. 29. 2, pp. 73–8. DOI: <https://doi.org/10.3103/S1063457607020086>.
9. Chen Zhang, Lei Jia, Hui Xie, Ruifeng Niu et al. Simulation on the Direct Powder Rolling Process of Cu Powder by Drucker–Prager/Cap Model and Its Experimental Verification. *Metals*. 2022. 12(7), pp. 1–15. DOI: <https://doi.org/10.3390/met12071145>.
10. Prikhodko I.Yu., Dedič M.A., Gogaev K.A., Itsenko A.I., Voropaev V.S. Comprehensive finite-element study of processes for the production of titanium strips by asymmetric cold rolling of a powder followed by sintering. Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy. 2019. 33, pp. 173–192. DOI: <https://doi.org/10.52150/2522-9117-2019-33-173-192>
11. Aksënov G.Y. Rolling metal powder into a strip. *Sb. Powder Metallurgy*. Moscow: VSNYTO. 1954, p. 15. (in Russian).
12. Nykolaev A.N. Pressure on the rolls and the angle of grip when rolling iron powder. *Bul. GPI. Gorkiy*. 1958. T. XIV. 2, pp. 30–36. (in Russian).
13. Vynohradov G.A., Katashynskiy V.P. On the angular parameters of the process of rolling metal powders. *Powder Metallurgy*. 1965. 9, pp.34–39. (in Russian).
14. Vynohradov G.A., Semenov Yu.N., Katrus O.A., Katashynskiy V.P. Rolling metal powders. Moscow: Metallurhiya. 1969. 382 p. (in Russian).
15. Aksënov G.Y., Reviakyn V.P. Study of basic angles and power parameters. *Powder Metallurgy*. 1969. 4, pp. 18–25. (in Russian).
16. Toibert T. Investigation of the compaction of metal powders during rolling and the formation of mechanical properties of green billets. Abstract of PhD Dissertation. Sankt-Peterburh, 1996. 12 p. (in Russian).
17. Evans P., Smith G. Investigation of metal powder pressing process via rolling. *Powder Metallurgy*. 1959. 3, pp. 1–16.
18. Johanson J. R. A rolling theory for granular solids, *ASME, Journal of Applied Mechanics. Series E*. 1965. 32(4), pp. 842–848.
19. Francey V.A. The roll-compaction of metal Powders. *Powder metallurgy*. 1969. 12. 24, pp. 598– 612.
20. Nayar H.S. Powder metallurgy. Review 4. Strip Products via Particle Metallurgy. *Powder metallurgy International*. 1972. 4. 1, pp. 30 – 36.
21. Dube R.K. Particle technology methods for making metal strip, part 2. *Powder Metallurgy International*. 1982. 14. 1, pp. 45-48.
22. Shima S., Yamada M. Compaction of metal powder by rolling. *Powder metallurgy*, 1984. 27. 1, pp. 39–44.
23. Chekmarev A.P., Klymenko P.A., Vynohradov H.A. Pressure and coefficient of friction during rolling of metal powders. *Bul. LPI, № 222. Metal forming*. Moscow–Leningrad: Mashhyz. 1963, pp. 53–57. (in Russian).

24. Maltsev M.V. Capture angle and pressure during rolling of metal powders. *Bul. LPI, № 296. Powder metallurgy*. Moscow: Metallurhyia. 1969, pp. 42–45. (in Russian).
25. Aksënov H.Y., Nykolaev A.N. The angle of capture of the powder by the rolls during rolling. *Bul. GPI. Gorkiy*. 1956. XI. 5, pp. 23–26. (in Russian).
26. Katashynskiy V.P. Investigation of power parameters of metal powder rolling. Ph.D Dissertation. Kyiv. 1965. 177 p. (in Russian).
27. Nykolaev A.N. Rolling of metal powders. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 1958. 2, pp. 113–121. (in Russian).
28. Katrus O.A. Calculation of technological parameters of the process of rolling strips from powders according to their bulk density. *Powder metallurgy*. 1981. 2, pp. 9–15. (in Russian).
29. Katrus O.A., Radchenko A.K. Influence of the roughness of the rolls and the relative density of the powder on the thickness and density of rolled products. *Powder Metallurgy*. 1983. 12, pp. 14–17. (in Russian).
30. Yoffe R.S. Stress analysis and boundary feed angle during powder rolling. *Powder Metallurgy*. 1969. 2, pp. 3–6. (in Russian).
31. Shvedkov E.L., Denysenko E.T., Kovenskiy Y.Y. Dictionary-reference book on powder metallurgy. Kyiv: Scientific Thought. 1982. 270 p. (in Russian).
32. Vynohradov G.A., Katashynskiy V.P. Study of the specific pressure during the rolling of metal powders. *Powder Metallurgy*. 1963. 3, pp. 30–36. (in Russian).
33. Vynohradov G.A., Semenov Yu.N. Rolling metal powders. Moscow: Metallurhyzdat. 1960. 88 p. (in Russian).
34. Kuleshov Y.E. Geometric parameters of the lagging zone during the rolling of metal powders. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 1982. 9, pp. 74–77. (in Russian).
35. Vynohradov G.A., Radomuselskiy Y.D. Pressing and rolling of cermet powders. Moscow–Kyiv: Mashhyz. 1963. 200 p. (in Russian).
36. Maltsev M.V., Nykolaev A.N., Tykhonov H.F., Khromov V.H. Powder capture angle during rolling. *Powder metallurgy: Proceedings of IX conferences*. Mai 1968. Ryha. 1968, pp. 24–36. (in Russian).
37. Aksenov G.Y. Fundamentals of powder metallurgy. Kuibushev. 1962. 190 p.
38. Maltsev M.V. Calculation of the boundary feed angle for vertical rolling of powders. *Powder Metallurgy*. 1967. 3, pp. 7–10. (in Russian).
39. Smyrnov V.S., Pavlov N.N., Tselesyn N.N. Analytical method for determining the rolling angle. *Powder Metallurgy*. 1968. 3, pp. 6–10. (in Russian).
40. Spynov V.A. Finding the upper boundary of the region of compaction of the deformation zone during rolling of powders. *Powder Metallurgy*. 1973. 5. pp. 27–29. (in Russian).
41. Khromov V.H. Determination of the capture angle during rolling of metal powders. *Bul. LPI, № 222. Metal forming*. Moscow–Leningrad: Mashhyz. 1963, pp. 73–74. (in Russian).
42. Pat. 127124 SSSR. Semënov Yu.N. Device for supplying powder to rolling rolls. 1960. Bul. 6. (in Russian).
43. Maltsev M.V., Nykolaev A.N., Khromov V.H. Determination of the boundary feed angle during the rolling of metal powders. *Powder Metallurgy*. 1965. 5, pp. 17–19. (in Russian).
44. Pat. 939241 BRD. F 5867 I b / 49 I. Walzwerk zum Verdichten von Pulvern zu endlosen Bandern. Franßen H. 1956.
45. Maltsev M.V., Nykolaev A.N. Study of external friction of metal powders in the low pressure region. *Powder Metallurgy*. 1969. 7, pp. 73–77. (in Russian).
46. Maltsev M.V., Pirialov L.A. Influence of forced feeding of powder into rolls on the value of the boundary angle. *Bul. GPI. Gorkiy*. 1967. XXIII. 3, pp. 45–48. (in Russian).
47. Nykolaev A.N. Steel strip obtained by powder rolling. *Bul. GPI. Gorkiy*. 1958. XI. 2, pp. 16–29. (in Russian).
48. Vynohradov G.A., Katashynskiy V.P. Theory of sheet rolling of metal powders and granules. Moscow: Metallurhyia. 1979. 224 p. (in Russian).
49. Katashynskiy V.P. On the length of the compaction zone during the rolling of metal powders. *Powder Metallurgy*. 1968. 7, pp. 19–21. (in Russian).
50. Katrus O.A., Ocheretianskiy V.M. Compaction of powders at the initial stage. *Powder Metallurgy*. 1981. 3, pp. 25–31. (in Russian).
51. Lozhechnykov E.B. Rolling in powder metallurgy. Moscow: Metallurhyia. 1987. 184 p.
52. Gogaev K.A., Radchenko A.K. Formation of multicomponent powder systems. Donetsk: Noulydzh. 2009. 477 p. (in Russian).
53. Katashynskiy V.P., Vynohradov G.A. Elastic compression of rolls during rolling of metal powders. *Powder Metallurgy*. 1967. 7, pp. 37–41. (in Russian).
54. Korolëv A.A. New studies of metal deformation during rolling. Moscow: Mashhyz. 1953. (in Russian).
55. Trynks V. Mechanics of cold rolling. *Ref. «News of foreign literature»*. 1937. №8. (in Russian).

Radchenko O., Gogaev K., Askerov M., Voropaev V. Angular parameters of the center of deformation during the rolling of metal powder (review).

Considering the complexity of the powder rolling process, and the fact that there is a need to predict the rolling modes of new powders and complex powder systems, establishing the angular parameters of the deformation center is an urgent task. It is especially important to know the angular parameters when optimizing the rolling modes in cases where this operation is the last when obtaining the finished product. The review examines the angular parameters characterizing the symmetrical center of deformation during the rolling of metal powders in rolls with a smooth surface. It is shown that the rolling of metal powders is a complex process, for the description of which various angular parameters have been proposed at different times. 11 angles, their names, description, methods of definition and calculation are considered. Most of them had several names from which the most successful were chosen. New names have been proposed for three of them, which more fully characterize their physical essence. Angle values for different powders and different methods of their measurement were analyzed. The set parameters depend on the considered angles. The angle of capture of the powder was most fully investigated. For the angle of capture, according to the available literature, the parameters on which it depends are ranked according to their importance. In decreasing order of influence of the studied parameters, the grip angle depends on the roller-powder friction coefficient, the lateral pressure coefficient; relative bulk density of the powder; the width of the hopper and the external force applied to the powder. The influence of the physico-mechanical properties of the particle material on the capture angle remains unexplored. An advance angle is added to the existing angles, which together with the lag angle covers the entire deformation cell. It is shown that the ratio of lag and lead angles can be used to characterize such features of the deformation center as symmetry and the presence of forward tension, and can also characterize the plastic properties of the particle material.

Key words: rolling of metal powders, deformation centers, symmetry, angular parameters.

Радченко Олександр Кузьмич – д-р техн. наук, ст. наук. співроб. ІПМ НАН України
Radchenko Oleksandr – Doctor of Technical Sciences, Senior Researcher IPMS NAS of Ukraine
E-mail: arradch@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-2802-0874>

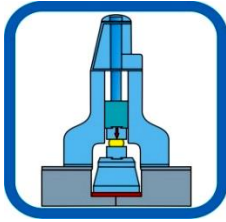
Гогаєв Казбек Олександрович – д-р техн. наук, проф. ІПМ НАН України, чл.-кор. НАН України
Gogaev Kazbek – Doctor of Technical Sciences, Full Professor. Head of Department IPMS
E-mail: gogaevukraine@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-0042-1759>

Аскеров Мукафат Гейбат огли. – канд. техн. наук, ст. наук. співроб. ІПМ НАН України
Askerov Mukafat, Candidate of Technical Sciences, Senior Researcher, IPMS NAS of Ukraine
E-mail: mukafat_ask@ukr.net
ORCID: <https://orcid.org/0009-0000-6611-2732>

Воропаєв Віталій Семенович – канд. техн. наук, пров. наук. співр. ІПМ НАН України
Voropaiev Vitalii – Candidate of Technical Sciences, Leading Researcher IPMS
E-mail: vyvuma@ukr.net
ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7408-5957>

Інститут проблем матеріалознавства імені І. М. Францевича Національної академії наук України
(ІПМ ім. І. М. Францевича НАНУ), м. Київ
Frantsevich Institute for Problems of Materials Science of the National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv

Стаття надійшла до редакції 10.09.23 р.



УДК 621.96

РОЗДІЛ IV

ОБЛАДНАННЯ ТА УСТАТКУВАННЯ
ОБРОБКИ ТИСКОМ

DOI: 10.37142/2076-2151/2023-1(52)170

Карнаух С. Г.
Чоста Н. В.РОЗРОБКА ПЕРСПЕКТИВНИХ ТЕХНОЛОГІЙ І КОНСТРУКЦІЙ ОБЛАДНАННЯ
ДЛЯ БЕЗВІДХІДНОГО РОЗДІЛЕННЯ ПРОКАТУ

Метою даної роботи є розробка перспективних технологій і конструкцій обладнання для розділення сортового прокату на мірні заготовки. На підставі аналізу розробленого класифікатора безвідхідних способів поділу сортового прокату на мірні заготовки розроблено програмне забезпечення для вирішення задачі синтезу комбінованих методів обробки заготовок. З використанням засобів комбінаторики проведено пошук варіантів реалізації безвідхідних способів поділу сортового прокату за основними ознаками. На підставі отриманих результатів розроблено технологію для безвідхідного розділення сортового прокату і перспективні конструкції обладнання для розділення сортового прокату на мірні заготовки. Сутність запропонованих технологічних і конструктивних рішень полягає в тому, що енергія пружної деформації станини і привода обладнання, яка накопичується і миттєво вивільнюється в обладнанні для реалізації розділових операцій, використовується для здійснення корисної роботи – нанесення концентратора напружень. Концентратор напружень може бути нанесений, як за рахунок впровадження в прокат клинового ножа і нанесення концентратора трикутної форми, так і часткового зсуву заготовки відносно штанги. При нанесенні концентратора напружень в площині розділення виникають та розвиваються субмікро- і мікротріщини, які накопичуються, що зумовлює напрямок майбутньої макротріщини. При цьому в обсязі металу, що примикає до площини руйнування, розвивається зміцнення, що супроводжується зміною механічних характеристик макро- і мікроструктури металу. Підвищується тимчасовий опір, межа текучості, знижуються характеристики пластичності. Зароджується макротріщина на лінії, що з'єднує западини надрізів, які виникають при зсуві заготовки відносно прокату. Макротріщина може мати гранично великі розміри, що відповідає оптимальним вимогам, які висуваються до процесу холодної ломки згином. При цьому вздовж всієї траси руху наведеної тріщини створюються додаткові напруження стиску, які орієнтовані уздовж необхідного напрямку розкряю, що забезпечує стабілізацію траєкторії тріщини. Застосування запропонованих розробок дозволяє отримувати заготовки високої якості, підвищити продуктивність процесу поділу трубчастих заготовок, розширити технологічні можливості обладнання, підвищити надійність роботи обладнання, підвищити культуру виробництва.

Ключові слова: розділення, відрізання зсувом, ломка згинанням, геометрична точність, заготовка, якість, надійність.

Витрати заготівельного виробництва становлять значну частку в собівартості готової продукції. Тому завдання вдосконалення технології й устаткування для реалізації процесів розділення є актуальними [1, 2].

У заготівельному виробництві використовується більш десяти різних способів виготовлення заготовок шляхом розділення сортового прокату на мірні заготовки. При цьому, вибір способу одержання заготовки пов'язаний з конкретними техніко-економічними розрахунками собівартості готової деталі, зробленими для заданого обсягу річного випуску з обліком інших умов виробництва.

Протягом багатьох років проведена велика робота з вивчення і вдосконалення способів розділення сортового прокату, як у колишньому СРСР: «Мосстанкин», «ЭНИКМАШ», «МВТУ», «Кишневский политехнический институт», Харківський авіаційний інститут, Донецький фізико-технічний інститут [3, 4], так і за кордоном: Японія, Англія, Німеччина [5, 6]. Результати цієї роботи відображені в працях таких вчених, як: К. Кеслер, О. Келер, Х. Гросс, Т. Накагава [7 – 9], Г. В. Колосов, Н. І. Мусхелишвілі, С. А. Христианович, Г. І. Баренблатт,

М. Я. Леонов, Г. П. Черепанов, В. В. Панасюк, А. І. Целіков, К. Н. Богоявленський, П. Є. Кислий, В. М. Кононенко, В. Т. Мещерін, Є. А. Попов, В. П. Романовський, В. М. Фінкель, С. С. Соловцов, В. А. Скороход, В. А. Тимощенко й ін. [10, 11].

Метою даної роботи є розробка перспективних технологій і конструкцій обладнання для розділення сортового прокату (труб) на мірні заготовки з використанням засобів комбінаторики.

Класифікація безвідхідних способів розділення сортового прокату на мірні заготовки, виконана за основними ознаками: за відходністю; за схемою навантаження; за характером навантаження; за способом передачі сили від інструмента до заготовки; за напрямком руху інструмента, представлена на рис. 1.

На підставі виконаної класифікації вирішували задачу синтезу комбінованих методів обробки засобами комбінаторики [12, 13]. Відповідно до визначення методу обробки, структура комбінованого методу обробки (КМО) представляється у вигляді:

$$KMO = \langle P, C, O \rangle, \quad (1)$$

де P – множина елементів-процесів фізичної, хімічної або іншої природи;

C – множина властивостей цих процесів;

O – множина відносин між ними.

Отже, кожному комбінованому методу обробки ставиться у відповідність деякий набір одиничних ідентифікуємих процесів, протікання кожного з яких супроводжується заданим впливом на об'єкт обробки в результаті реалізації деякого фізико- (хіміко)- технічного ефекту:

$$KMO \Leftrightarrow \langle P_1, P_2, \dots, P_n \rangle, n \in N. \quad (2)$$

Функція F методу обробки визначається характером впливу на об'єкт і описує його зміст.

Якщо потужність множини P відома й дорівнює N , то загальна кількість можливих комбінацій по $2, 3, \dots, N$ парціальних процесів підраховується як сума відповідних сполучень елементів даної множини [13]. Далеко не всі елементи сформованої в такий спосіб множини можливих КМО можуть бути практично реалізовані або використані.

У роботі [14] сформульовані основні принципи, що формують необхідні й достатні умов доцільної реалізації КМО:

- принцип просторової сумісності одиничних складових процесів полягає в можливості їхнього спільного протікання в обмеженій області простору, розміри якої регламентуються характером розв'язуваних даним КМО технологічних задач;
- принцип сумісності парціальних процесів у часі визначає можливість їх одноразового або послідовного здійснення;
- принцип сумірності впливів виражається в тім, що кількісні характеристики впливу на об'єкт кожного зі складових процесів повинні мати один порядок величини;
- принцип ефективності сполучення обґрунтовує доцільність розробки даного КМО;
- принцип енергетичної сумісності одиничних процесів;
- принцип екологічної сумісності зводиться до відсутності каталітичних або інших синергетичних ефектів стосовно небезпечних і шкідливих виробничих факторів.

У відповідності із методикою синтезу комбінованих методів обробки, викладеної в роботах [12, 13], на рис. 2 представлені основні ознаки реалізації безвідхідних способів поділу сортового прокату, за допомогою яких вирішували поставлену задачу.

З допомогою спеціально розробленої програми проведено пошук варіантів реалізації безвідхідних способів поділу сортового прокату за ознаками (див. рис. 2). Найбільш цікавими є варіанти за ознаками 2 – 4 (рис. 3).

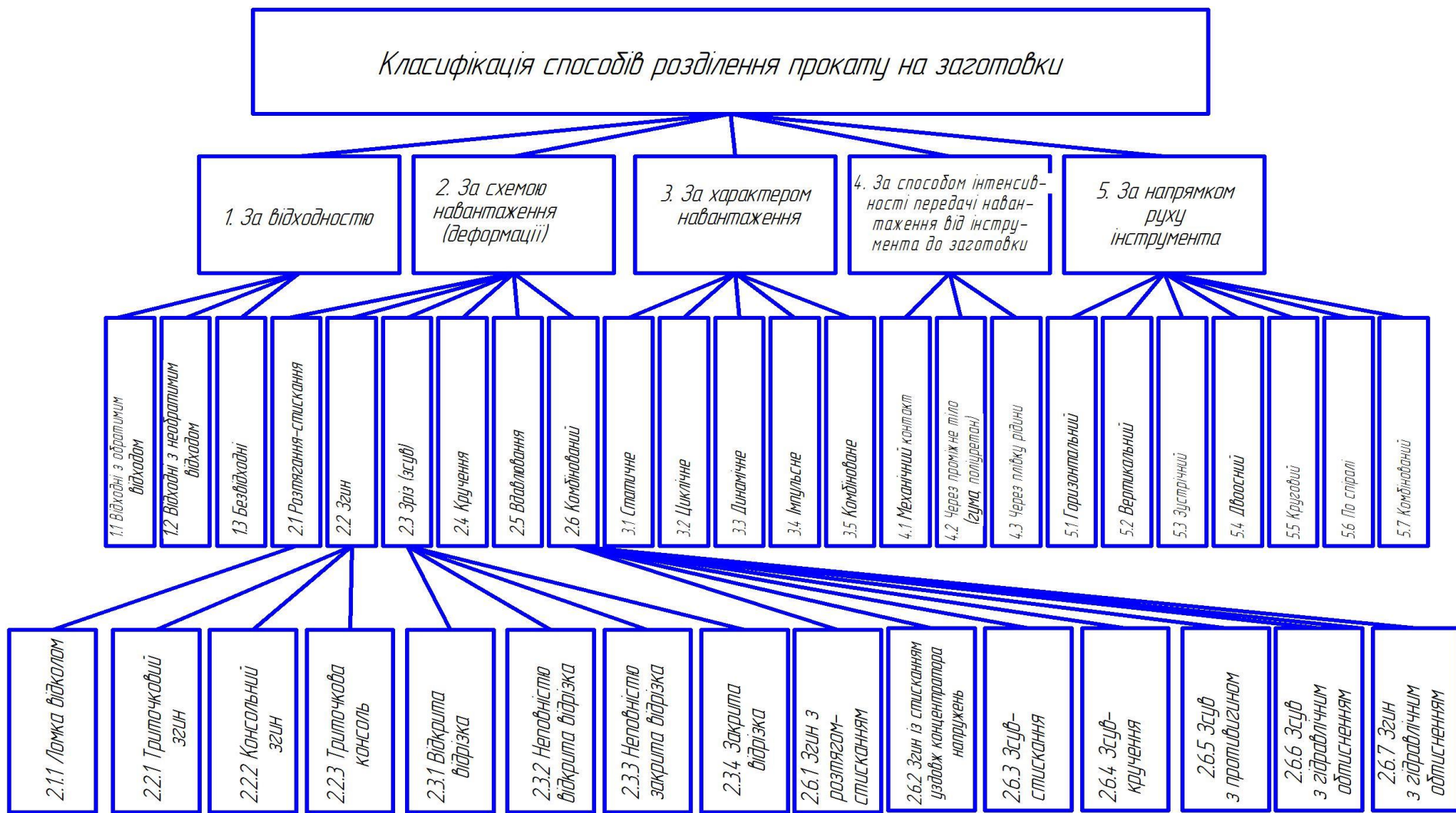


Рис. 1. Класифікатор безвідхідних способів поділу сортового прокату на мірні заготовки

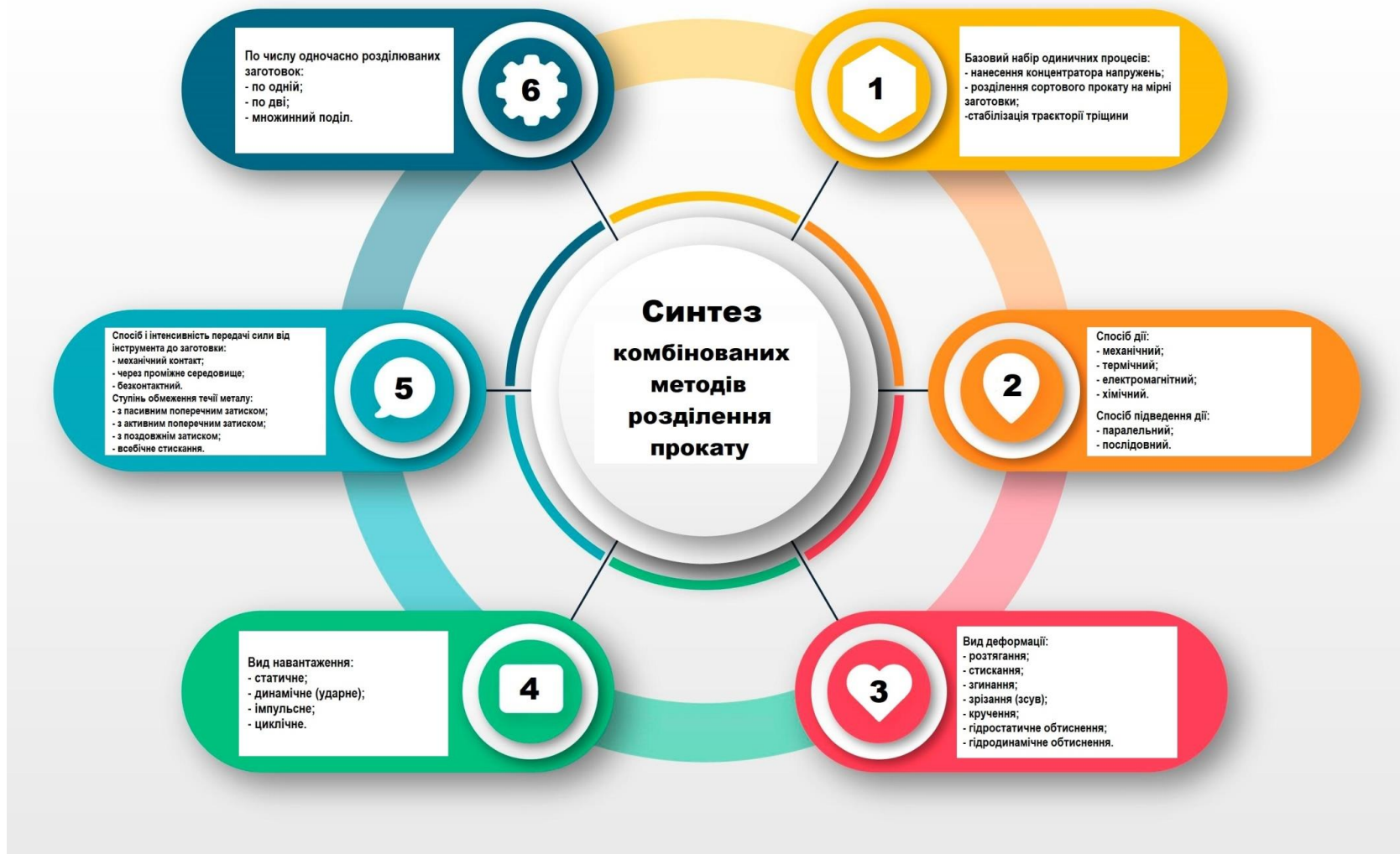


Рис. 2. Основні ознаки реалізації безвідхідних способів поділу сортового прокату

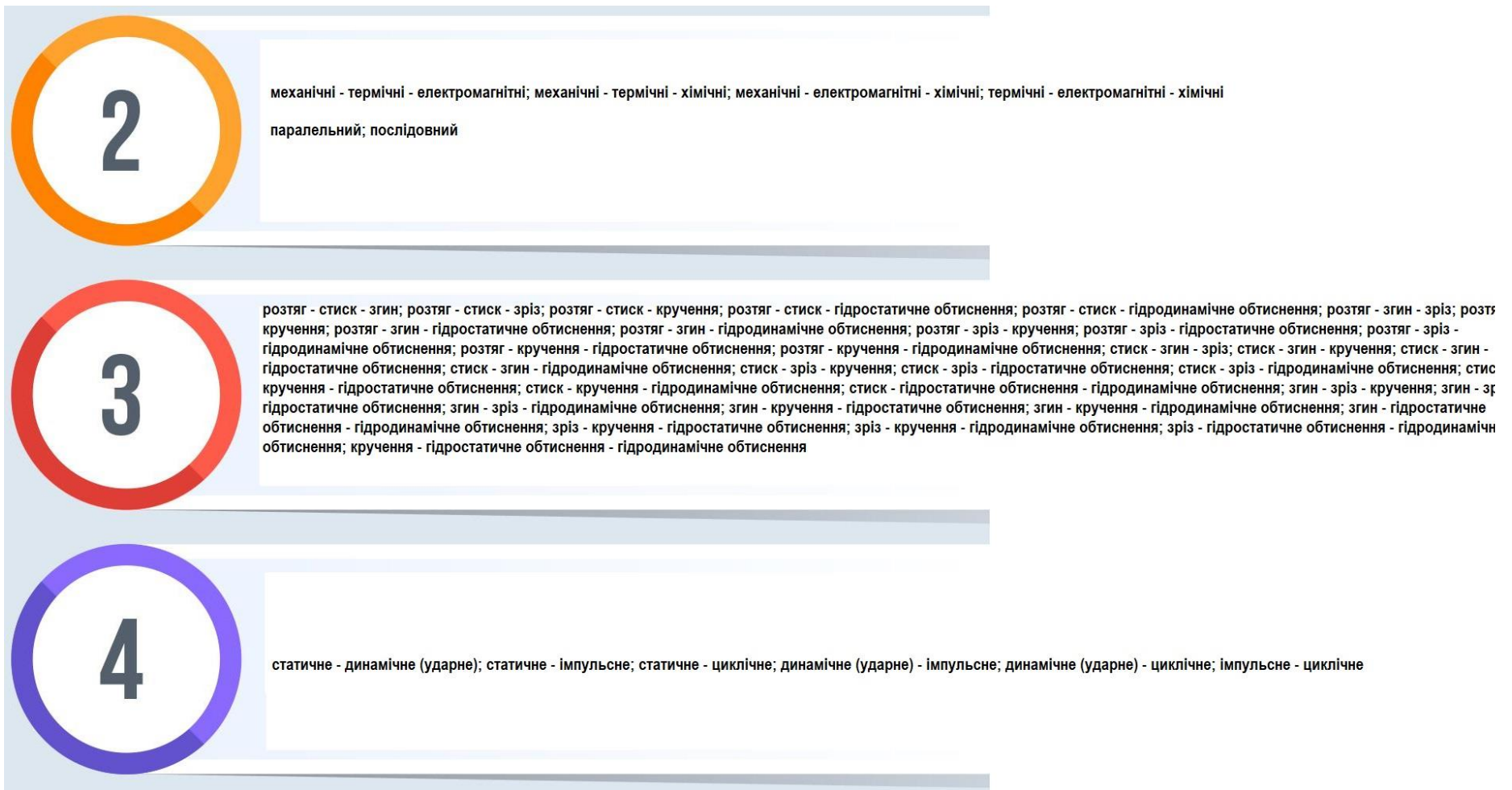


Рис. 3. Основні результати синтезу комбінованих методів реалізації безвідхідних способів поділу сортового прокату

Аналіз даних (див. рис. 3) дозволив виявити перспективний набір комбінацій. А саме:

- за ознакою 2: «механічні – термічні – електромагнітні», паралельні;
- за ознакою 3: «розтягання – стискання – гідродинамічне обтиснення»; «розтягання – зрізання – кручення»; «розтягання – зрізання – гідродинамічне обтиснення»; «розтягання – кручення – гідродинамічне обтиснення»; «стискання – згинання – гідродинамічне обтиснення»; «стискання – зрізання – гідродинамічне обтиснення»; «стискання – кручення – гідродинамічне обтиснення»; «згинання – зрізання – кручення»; «згинання – зрізання – гідродинамічне обтиснення»; «згинання – кручення – гідродинамічне обтиснення»; «зрізання – кручення – гідродинамічне обтиснення. Варіанти схем навантаження «гідростатичним обтисненням» були виключені внаслідок: складності герметизації гідропорожнини високого тиску з введеним у неї прокатом; необхідності забезпечення високих значень критичних тисків для поділу, що приводить до ускладнення конструкції встаткування й підвищенню вимог до його надійності й безпеки роботи;

- за ознакою 4: «статичне – динамічне (ударне)»; «статичне – імпульсне»; «статичне – циклічне»; «динамічне (ударне) – циклічне»; «імпульсне – циклічне».

На підставі отриманих результатів розроблені перспективні схеми обладнання для розділення сортового прокату на мірні заготовки.

Розроблена конструкція установки, в якій реалізована схема навантаження в комбінації «стискання – згинання – гідродинамічне обтиснення». Установка для ломки сортового прокату (труб) (рис. 4) містить: корпус 1 з робочою камерою 2, в якій розміщується прокат 3 з попередньо нанесеними на його поверхні концентраторами напружень 4, при цьому у напрямних корпусу 1 встановлено циліндр 5, у гідропорожнині 6 якого концентрично розміщено бойок 7 з можливістю зворотно-поступального руху і взаємодії з торцем прокату 3 на ході x . При цьому у циліндрі 5 виконано отвори 8, через які рідина із гідропорожнини 6 циліндру 5 поступає до робочої камери 2, а циліндр 5 встановлений на пружинах 9 [14].

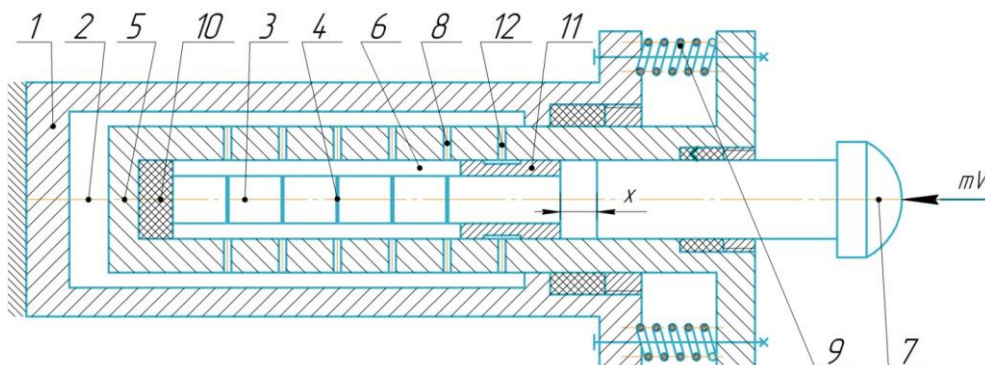


Рис. 4. Установка для ломки прокату (труб)

Установка працює в такий спосіб. Прокат 3 подається у гідропорожнину 6 циліндру 5 до упору в буфер 10. Рідина під тиском подається в робочу камеру 2 та через отвори 8 до гідропорожнини 6. При цьому прокат 3 затискається у механізмі затиску 11 рідиною, що подається під тиском по каналу 12. Після цього по бойку 7 наноситься удар зі сторони приводу (не показаний). Під дією імпульсу сили mV бойок 7 розганяється на ході x і ударяє, спочатку по торцю прокату (труби) 3, а потім по фланцю циліндра 5. Таким чином, спочатку хвиля стискання поширюється по довжині прокату до другого торця прокату і відбиваючись від нього, перетворюється в хвилю розтягання. Одночасно циліндр 5 при ударі рухається у робочій камері 2 і створює гідродинамічний тиск, як у камері 2, так і у гідропорожнині 6 через отвори 8. При цьому рідина в площині концентратора напружень створює одночасно, як осьові напруження розтягання, так і радіальні напруження стискання. У цей же час повертається хвиля розтягання, яка швидко стає плоскою, з фронтом по перетину заготовки ортогональним поверхні, що призводить до ломки сортового прокату (труб) на заготовки. Після цього циліндр 5 повертається у вихідне положення за допомогою пружин 9. Цикл роботи установки відновлюється.

Запропонована конструкція пристрою дозволяє знизити величину гідродинамічного тиску за рахунок одночасного навантажування прокату (труби) гідродинамічним тиском і торцевим ударом. При цьому хвиля стискання, поширюючись до другого торця прокату і відбиваючись від нього, перетворюється в хвилю розтягання, яка швидко стає плоскою, з фронтом по перетину заготовки ортогональним поверхні. Це забезпечує якість відламаних заготовок, особливо з урахуванням того, що рідина в площині концентратора напружень створює одночасно, як осеві напруження розтягання, так і радіальні напруження стискання, що забезпечує стабілізацію траєкторії тріщини. Розміщення сортового прокату (труби) у робочій камері з можливістю навантаження по всій довжині профілю, дозволяє принципово вирішити проблему ущільнення прокату, так як ущільнюється не поверхня прокату, а механічно оброблена поверхня циліндру. При цьому навантаження прокату (труби) по всій довжині профілю дозволяє здійснити одночасну ломку декількох заготовок (множинний спосіб ломки), що значно підвищує продуктивність процесу. При цьому, оскільки реалізована безопорна схема, поверхня зламу не має відколів, виривів, макротріщин і зон пластичної деформації металу.

Розроблений новий спосіб розділення сортового прокату з набором ознак «зрізання – стискання – згинання». Сутність запропонованих рішень полягає в тому, що енергія пружної деформації станини і привода обладнання, яка накопичується і миттєво вивільнюється в обладнанні для реалізації розділових операцій, використовується для здійснення корисної роботи – нанесення концентратора напружень. Концентратор напружень може бути нанесений, як за рахунок впровадження в прокат клинового ножа і нанесення концентратора трикутної форми, так і часткового зсуву заготовки відносно штанги.

При нанесенні концентратора напружень в площині розділення виникають та розвиваються субмікро- і мікротріщини, які накопичуються, що зумовлює напрямок майбутньої макротріщини. При цьому в обсязі металу, що примикає до площини руйнування, розвивається зміцнення, що супроводжується зміною механічних характеристик макро- і мікроструктури металу. Підвищується тимчасовий опір, межа текучості, знижуються характеристики пластичності. Зароджується макротріщина на лінії, що з'єднує западини надрізів, які виникають при зсуві заготовки відносно прокату. Макротріщина може мати гранично великі розміри, що відповідає оптимальним вимогам, які висуваються до процесу холодної ломки згином. При цьому вздовж всієї траси руху наведеної тріщини створюються додаткові напруження стиску, які орієнтовані уздовж необхідного напрямку розкрою, що забезпечує стабілізацію траєкторії тріщини. Усе вищенаведене, підвищує геометричну точність заготовок.

Установка для розділення прокату містить (рис. 5): станину 1, з розміщеними на ній опорами 2, в напрямних якої встановлено траверсу 3 з приводом від гідроциліндра 4 із закріпленням на ній ломателем 5, механізм затиску прокату 6 і упор, при цьому у траверсі 3 додатково вбудовано гідропружний циліндр 7 з ударним поршнем 8, що розділяє порожнину гідроциліндра на надпоршневу порожнину низького тиску 9 і штокову порожнину високого тиску 10, на якому закріплено бойок 11 з ножем 12. При цьому поршень 8 контактує з дном гідропружного циліндра 7, герметизуючи порожнини високого 10 і низького 9 тиску між собою [15].

Установка для розділення прокату працює в такий спосіб. Прокат 13 з попередньо нанесеним концентратом напружень розміщується на опорах 2 і подається до упору. Під дією сили з боку робочого гідроциліндра 4 рухома траверса 3, на якій закріплено ломателю 5, рухається вниз, здійснюючи затиск, за допомогою пружного елемента 6, і ломку прокату 13 в площині попередньо нанесеного концентратора напружень. При цьому попередньо в штокову порожнину високого тиску 10 по каналу 14 подається робоча рідина і створюється тиск. У момент руйнування прокату в площині концентрату напружень відбувається різке скидання сили розділення. Система «гідравлічний циліндр 4 – рухома траверса 3 – ломателю 5» стає динамічно неврівноваженою. Тому рухома траверса 3 разом з ножем 12 розганяється на ході x_0 і наносить на прокат концентратор напружень за рахунок радіального зсуву частини прокату відносно осі заготовки на величину ΔH . Одночасно в момент руйнування прокату надпоршнева порожнина 9 низького тиску шляхом переключення розподільного клапана по каналу 15 з'єднується з порожниною високого тиску 10. Робоча рідина під високим тиском діє на всю

площу торця поршня 8, який прискорено рухається вниз, разом з бойком 11 і ножем 12 та додає енергії для нанесення концентратора напружень.

Запропонована конструкція пристрою дозволяє розширити технологічні можливості та підвищити якість відрізаних заготовок. Додатковий гідروпружний циліндр забезпечує акумулювання дозованої енергії, яку можна вивільнити у потрібний час, а саме в момент розділення прокату, що дозволяє нанести ефективний концентратор напружень для отримання заготовок високої якості. При цьому обладнання статичної дії при нанесенні концентратора напружень працює в ударному режимі.

Запропонована конструкція установки, в якій вирішується аналогічні задачі, які розглянуто вище, але конструктивно вона виконана на базі стандартного механічного пресу. Установка для розділення прокату містить (рис. 6): станину 1, в напрямних якої встановлено повзун 2 із закріпленим на ньому ломателем 3, механізм затиску прокату 4 і упор 5, при цьому у повзуні 2 встановлено круговий шатун 6 з ексцентриковим валом 7 та гідропружний пристрій, який вміщує гідроциліндр 8 з підпружиненим ударним поршнем 9, що розділяє порожнину гідроциліндра 8 на поршневу низького тиску 10 та штокову – високого тиску 11, на якому закріплено ніж 12 для нанесення концентратора напружень. При цьому ломатель 3 і ніж 12 встановлено таким чином, щоб забезпечити умову $l_1 = l_2$, яка відповідає довжині відрізаної заготовки l [16].

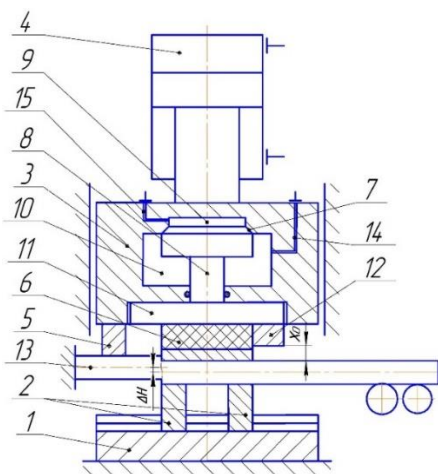


Рис. 5. Установка для розділення прокату

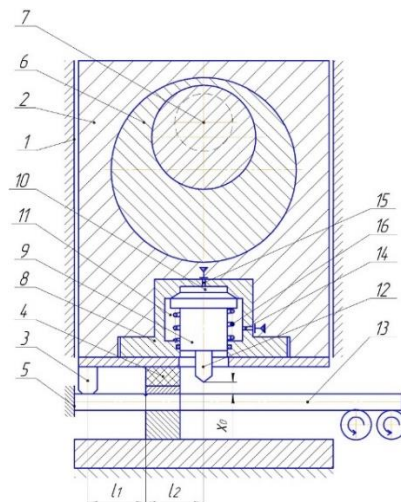


Рис. 6. Установка для розділення прокату

Установка для розділення прокату працює в такий спосіб. Прокат 13 з попередньо нанесеним концентратором напружень розміщується в механізмі затиску прокату 4 і подається до упору 5. Під дією приводу ексцентриковий вал 7 обертається і витискає круговий шатун 6. При цьому повзун 2 рухається вниз у напрямних разом із закріпленим на ньому ломателем 3, здійснюючи затиск, за допомогою механізму затиску прокату 4, і ломку прокату 13 в площині концентратора напружень. При цьому попередньо в штокову порожнину високого тиску 11 по каналу 14 подається робоча рідина і створюється тиск. У момент руйнування прокату в площині концентратора напружень відбувається різке скидання сили розділення. Установка стає динамічно невірноваженою. Тому повзун 2 разом з ножем 12 розганяється на ході x_0 і наносить на прокат концентратор напружень. Одночасно в момент руйнування прокату порожнина низького тиску 10 шляхом переключення розподільного клапана по каналу 15 з'єднується з порожниною високого тиску 11. Робоча рідина під високим тиском діє на всю площу торця ударного поршня 9, який прискорено рухається вниз, разом з ножем 12 і додає енергії для нанесення концентратора напружень. Під дією пружини 16 ударний поршень 9 повертається у вихідне положення. Цикл роботи установки поновлюється.

Таким чином, потенційна енергія, накопичена в установці за рахунок пружної деформації станини і приводу та потенційна енергія стислої робочої рідини додаткового гідропружного циліндру переходить у кінетичну енергію і витрачається на здійснення корисної роботи

– нанесення концентратора напружень. В одному циклі роботи установки поєднуються дві операції: холодна ломка згином і нанесення концентратора напружень у площині поділу наступної заготовки. Установка статичної дії працює в динамічному режимі, що забезпечує підвищену швидкість нанесення концентратора напружень і високу якість отриманих заготовок.

Додатковий гідропружний циліндр забезпечує акумулювання дозованої енергії, яку можна вивільнити у потрібний час, а саме в момент розділення прокату, що дозволяє нанести ефективний концентратор напружень для отримання заготовок високої якості. Застосування повзуна рамної конструкції з кривошипно-круговим механізмом, для якого величина коефіцієнта шатуна досягає значень 0,4...0,5, забезпечує зменшення активної зони деформації і збільшення жорсткості установки в 2,2...3,0 рази. Поєднання кривошипно-кругового механізму з рамним повзуном, що охоплює його і зверху, і знизу, забезпечує стійкість роботи повзуна. Розвинена площа опори шатуна у повзуні знижує питомі сили в цій опорі і сприяє гасінню коливань, що в поєднанні з малою деформаційною зоною призводить до високої динамічної стійкості й відсутності розгойдування на фундаменті.

Запропонована нова конструкція гідродинамічного холоднолома, в якому реалізований набір ознак: «гідродинамічне обтиснення – стискання – згинання» (рис. 7). Спосіб ломки прокату гідродинамічним обтисненням («гідралічний пінч») полягає у тому, що прокат з нанесеним концентратором напружень вводиться в кільцеву гідропорожнину циліндра й обтискається гідродинамічним тиском. При цьому уздовж концентратора напружень одночасно створюються осьові деформації розтягання і радіальні стискаючі напруження. Оскільки концентратор напружень розташований у гідропорожнині циліндра, величина необхідної для ломки енергії знижується на 5...6% у результаті розклинення концентратора рідиною. При гідралічному обтисненні прокату, в зоні зламу тріщина росте стійко в ортогональному до його осі перерізі, що підвищує якість поверхні торця. Внаслідок реалізації безопорної схеми навантаження, поверхня зламу не має відколів, виривів, макротріщин і зон пластичної деформації металу [17].

Гідродинамічний холоднолом для розділення труб на мірні заготовки містить: корпус 1, встановлений з можливістю переміщення уздовж труби 2, що розділяється, на довжину мірної заготовки, в отворі якого розміщено плунжер 3 з буфером 4, встановлений напроти концентратора напружень, попередньо нанесеного на трубу 2 і кільцевої порожнини 5, що створена між корпусом 1, трубою 2, плунжером 3 і системою ущільнення, яка виконана у вигляді комплексу фторопластових кілець 6, що піджимаються в осьовому напрямку ґрундбуксами 7 за допомогою гідроциліндрів 8.

Гідродинамічний холоднолом працює у такий спосіб. Труба 2, що поділяється, з попередньо нанесеними концентраторами напружень розміщується в корпусі 1 і ущільнюється за рахунок переміщення ґрундбукс 7 в осьовому напрямку за допомогою гідроциліндрів 8. В кільцеву порожнину 5 по каналу 9 подається під тиском робоча рідина. Молот наносить удар (mV) по плунжеру 3, який розганяється і створює гідродинамічний тиск у кільцевій порожнині 5, яка охоплює зовнішню поверхню труби 2. Система ущільнення, виконана у вигляді комплексу фторопластових кілець 6, що піджимаються в осьовому напрямку ґрундбуксами 7 за допомогою гідроциліндрів 8, забезпечує герметизацію порожнини 5. При цьому у стінці труби створюється пружнонапружений стан та виникають напруження розтягу. Коли напруження досягають границі міцності σ_B , труба розділяється. Тиск у порожнині 5 падає до 0, плунжер 3 повертається у вихідне положення під дією сили буфера 4. Під дією сили з боку гідроциліндрів 8 ґрундбукси 7 віджимаються, труба подається на крок, який відповідає довжині відламанної заготовки. Цикл роботи холоднолома поновлюється.

Застосування гідродинамічного холоднолому для розділення труб на мірні заготовки дозволяє отримувати заготовки високої якості, підвищити продуктивність процесу поділу трубчастих заготовок, розширити технологічні можливості обладнання, підвищити надійність роботи обладнання, підвищити культуру виробництва.

Запропонована нова конструкція пристрою для розділення сортового прокату, у якому нанесення концентратора напружень і процес відрізки заготовки проходять за один робочий хід машини

(ознака «спосіб дії» – паралельно). Пристрій для відрізки прокату містить (рис. 8): ножі 1, 2 з ріжучими 3, 4 і притискними 5, 6 кромками, встановлені в направляючих з можливістю одночасного зустрічного плоскопаралельного переміщення. При цьому приводи ножів виконано у вигляді клиношарнірних механізмів, кожен із яких складається із клина 7 з увігнутою циліндричною поверхнею і шарніру 8, який встановлено з можливістю взаємодії однією опуклою поверхнею з відповідною увігнутою поверхнею клина 7, а другою опуклою поверхнею – з відповідною поверхнею ножа [18].

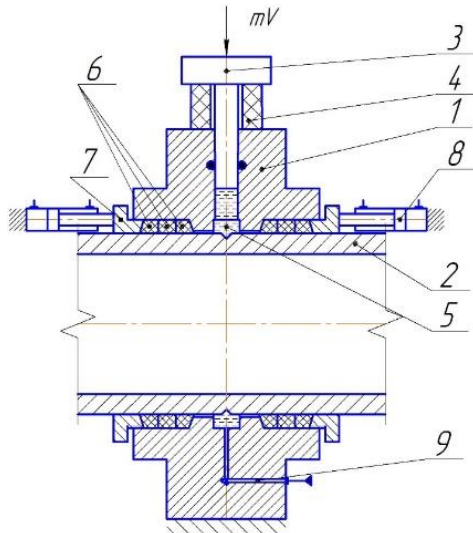


Рис. 7. Гідродинамічний холодномолот для розділення труб на мірні заготовки

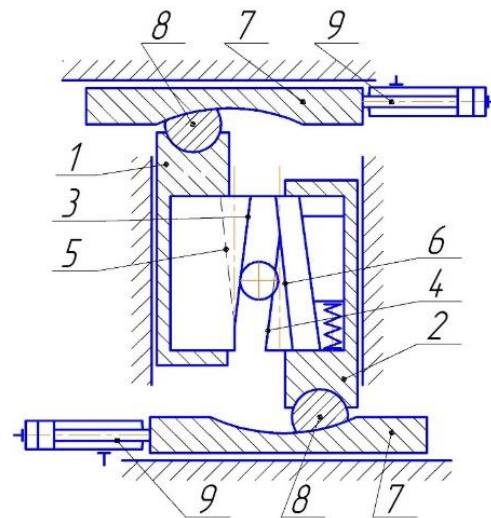


Рис. 8. Пристрій для відрізки прокату зсувом (зрізанням)

Пристрій для відрізки прокату працює у такий спосіб. Прокат подають на необхідну величину в зазор між розведеними ножами 1 і 2. Ніж 1 перед початком різання знаходиться в крайньому верхньому положенні, ніж 2 – в крайньому нижньому. Після подачі заготовки одночасно включаються приводи ножів 1,2, кожен із яких приводиться у рух за допомогою гідроциліндрів поршневого типу 9, штоки яких діють на клини 7. Клини 7 взаємодіють з шарнірами 8, які повертаються відносно своєї осі і передають рух і навантаження до ножів 1,2, які переміщуються вертикально. У процесі здійснення ножами 1, 2 зустрічного руху у вертикальному напрямку відбувається зменшення відстані по горизонталі між ріжучими кромками 3, 4. Ножі 1, 2, обертаючи заготовку, поступово відрізають її, аж до моменту відділення, а притискні кромки 5, 6 протягом всього процесу відрізки здійснюють жорсткий притиск прокату. Після закінчення процесу відрізки ножі 1, 2 повертаються до вихідного положення і цикл роботи повторюється.

Застосований в конструкції клиношарнірний механізм з увігнутим клином за графіком зміни сили деформування максимально наближаються до типового графіка сил, характерного для розділювальних процесів, де треба забезпечити максимальну силу поділу на початку робочого ходу. При цьому, клиношарнірний механізм має очевидні переваги: великі опорні поверхні деталей, невелику висоту ланок в напрямку дії робочої сили, можливість винесення найбільш податливих деталей і вузлів преса із зони дії максимальної сили і головне – збільшення співвідношення між приводною й робочою силами. Застосування клиношарнірного механізму підвищує енергосилові показники обладнання, надійність роботи пристрою та якість відрізанних заготовок. Розширюються технологічні можливості обладнання.

ВИСНОВКИ

З використанням засобів комбінаторики проведено пошук варіантів реалізації безвідхідних способів поділу сортового прокату за основними ознаками. В результаті розроблено технологію для безвідхідного розділення сортового прокату за комбінацією ознак «зрізання – стискання – ламання».

Розроблено перспективні конструкції обладнання для розділення сортового прокату (труб) на мірні заготовки, в яких реалізовані схеми навантаження в комбінації «стискання –

згинання – гідродинамічне обтиснення». Застосування запропонованих розробок дозволяє отримувати заготовки високої якості, підвищити продуктивність процесу поділу трубчастих заготовок, розширити технологічні можливості обладнання, підвищити надійність роботи обладнання, підвищити культуру виробництва.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Соловцов С. С. Безотходная разрезка сортового проката в штампах. Москва: Машиностроение. 1985. 176 с.
2. Финкель В. М. . Холодная ломка проката. Москва: Metallurgiya. 1982. 192 с.
3. Karnaukh S. G., Markov O. E., Aliieva L. I., Kukhar V. V. Designing and researching of the equipment for cutting by breaking of rolled stock. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2020. 109. pp. 2457-2464.
4. Карнаух С. Г. . Совершенствование безотходных способов разделения сортового проката и оборудования для получения заготовок высокого качества: монография. Краматорск: ДГМА. 2010. 196 с.
5. Yin J-F, Bai Q., Zhang B. Methods for detection of subsurface damage: a review. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*. 2018. 31. pp. 1–14.
6. Zheng Q., Zhuang X., Zhao Z. State-of-the-art and future challenge in fine-blanking technology. *Production Engineering*. 2019. 13. pp. 61–70.
7. Chikishev D. Mathematical modeling of steel chemical composition and modes of thermomechanical treatment influence on hot-rolled plate mechanical properties. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2017. 92. pp. 3725–3738.
8. Zhao P. J., Chen Z. H., Dong C. F. Experimental and numerical analysis of micromechanical damage for DP600 steel in fine-blanking process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2016. 236. pp. 16-25.
9. Wang S., Chen Z., Dong C. Tearing failure of ultra-thin sheet-metal involving size effect in blanking process: Analysis based on modified GTN model. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2017. 133. pp. 288-302.
10. Lisunets N. L. Usage of physical and mathematical simulation for improvement of the processes of metal shear cutting. *CIS Iron and Steel Review*. 2019. 17. pp. 34–38.
11. Lisunets N. L. Improving the efficiency of the processes of billets manufacture from rolled metal via shift cutting based on simulation. *Chernye Metally*. 2018. 6. pp. 31–35.
12. Волков Ю. С., Лившиц А. Л. Введение в теорию размерного формообразования электрофизико-химическими методами. Киев: Вища школа. 1978. 120 с.
13. Саушкин Б. П. Комбинированные методы обработки в машиностроительном производстве. *Металлообработка*. 2003. С. 8-17.
14. Пат. 106828 Україна. Установа для ломки сортового прокату (труб). Карнаух С. Г., Карнаух Д. С., Чоста Н. В. № u201510764; заявл. 05.11.2015; опубл. 10.05.2016, Бюл. № 9.
15. Пат. 134611 Україна. Установа для розділення прокату. Карнаух С. Г., Сидюк Д. М. № u201812765; заявл. 21.12.2018; опубл. 27.05.2019, Бюл. №10.
16. Пат. 134609 Україна. Установа для розділення прокату. Карнаух С. Г. № u201812760; заявл. 21.12.2018; опубл. 27.05.2019, Бюл. №10.
17. Пат. 125304 Україна. Пристрій для відрізки прокату. Карнаух С. Г. № u201710707; заявл. 03.11.2017; опубл. 10.05.2018, Бюл. №9.
18. Пат. 147486 Україна. Гідродинамічний хладнолом для розділення труб на мірні заготовки. Карнаух С. Г., Марков О. С., Чоста Н. В. № u202007833; заявл. 08.12.2020; опубл. 12.05.2021, Бюл. №19.

REFERENCES

1. Solovtsov S. S. Bezotkhodnaya razrezka sortovogo prokata v shtampakh. Moskva: Mashinostroenie. 1985. 176 p. (*in Russian*).
2. Finkel V. M. . Kholodnaya lomka prokata. Moskva: Metallurgiya. 1982. 192 s. (*in Russian*).
3. Karnaukh S. G., Markov O. E., Aliieva L. I., Kukhar V. V. Designing and researching of the equipment for cutting by breaking of rolled stock. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2020. 109. pp. 2457-2464.
4. Karnaukh S. G. Sovershenstvovanie bezotkhodnykh sposobov razdeleniya sortovogo prokata i oborudovaniya dlya polucheniya zagotovok visokogo kachestva: monografiya. Kramatorsk: DGMA. 2010. 196 p. (*in Russian*)
5. Yin J-F, Bai Q., Zhang B. Methods for detection of subsurface damage: a review. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*. 2018. 31. pp. 1–14.
6. Zheng Q., Zhuang X., Zhao Z. State-of-the-art and future challenge in fine-blanking technology. *Production Engineering*. 2019. 13. pp. 61–70.
7. Chikishev D. Mathematical modeling of steel chemical composition and modes of thermomechanical treatment influence on hot-rolled plate mechanical properties. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2017. 92. pp. 3725–3738.
8. Zhao P. J., Chen Z. H., Dong C. F. Experimental and numerical analysis of micromechanical damage for DP600 steel in fine-blanking process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2016. 236. pp. 16-25.
9. Wang S., Chen Z., Dong C. Tearing failure of ultra-thin sheet-metal involving size effect in blanking process: Analysis based on modified GTN model. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2017. 133. pp. 288-302.

10. Lisunets N. L. Usage of physical and mathematical simulation for improvement of the processes of metal shear cutting. *CIS Iron and Steel Review*. 2019. 17. pp. 34–38.
11. Lisunets N. L. Improving the efficiency of the processes of billets manufacture from rolled metal via shift cutting based on simulation. *Chernye Metally*. 2018. 6. pp. 31–35.
12. Volkov Yu. S., Livshits A. L. Vvedenie v teoriyu razmernogo formoobrazovaniya elektrofiziko-khimicheskimi metodami. Kyiv: Vishcha shkola. 1978. 120 p. (in Russian).
13. Saushkin B. P. Kombinirovannye metody obrabotki v mashinostroitelnom proizvodstve. *Metalloobrabotka*. 2003. pp. 8–17 (in Russian).
14. Pat. 106828 Ukraine. Ustanovka dlya lomki sortovogo prokatu (trub). Karnaukh S. G., Karnaukh D. S., Chosta N. V. № u201510764; zayavl. 05.11.2015; opubl. 10.05.2016, Byul. № 9 (in Ukrainian).
15. Pat. 134611 Ukraine. Ustanovka dlya rozdilennya prokatu. Karnaukh S. G., Sidyuk D. M. № u201812765; zayavl. 21.12.2018; opubl. 27.05.2019, Byul. №10 (in Ukrainian).
16. Pat. 134609 Ukraine. Ustanovka dlya rozdilennya prokatu. Karnaukh S. G. № u201812760; zayavl. 21.12.2018; opubl. 27.05.2019, Byul. №10 (in Ukrainian).
17. Pat. 125304 Ukraine. Pristrii dlya vidrizki prokatu. Karnaukh S. G. № u201710707; zayavl. 03.11.2017; opubl. 10.05.2018, Byul. №9 (in Ukrainian).
18. Pat. 147486 Ukraine. Gidrodinamichnii khladnolom dlya rozdilennya trub na mirni zagotovki. Karnaukh S. G., Markov O. E., Chosta N. V. № u202007833; zayavl. 08.12.2020; opubl. 12.05.2021, Byul. №19 (in Ukrainian).

Karnaukh S., Chosta N. Development of promising technologies and designs of equipment for waste-free separation of rolled products.

The purpose of this work is to develop promising technologies and equipment designs for separating rolled products into cut-to-length billets. Based on the analysis of the developed classifier of non-waste methods for separating rolled bars into cut-to-length blanks, software has been developed for solving the problem of synthesizing combined methods for processing blanks. Using the tools of combinatorics, a search was made for options for implementing waste-free methods for separating long products according to the main features. Based on the results obtained, a technology for the waste-free separation of rolled products and promising designs of equipment for the separation of rolled products into cut-to-length billets have been developed. The essence of the proposed technological and design solutions lies in the fact that the energy of elastic deformation of the frame and the drive of the equipment, which is accumulated and instantly released in the equipment for the implementation of separating operations, is used to perform useful work - applying a stress concentrator. The stress concentrator can be applied both by introducing a wedge knife into the rolled stock and applying a triangular-shaped concentrator, or by partially shifting the workpiece relative to the rod. When applying a stress concentrator in the separation plane, accumulating submicro- and microcracks arise and develop, which leads to the direction of the future macrocrack. In this case, strengthening develops in the volume of the metal adjacent to the fracture plane, accompanied by a change in the mechanical characteristics of the macro- and microstructure of the metal. The tensile strength, yield strength increases, plasticity characteristics decrease. A macrocrack originates on the line connecting the depressions of the notches that occur when the workpiece is displaced relative to the rolled product. The macrocrack can be extremely large, which meets the optimal requirements for the cold bending process. At the same time, additional compressive stresses are created along the entire path of movement of the reduced crack, which are oriented along the required cutting direction, which ensures stabilization of the crack trajectory. The use of the proposed developments makes it possible to obtain high-quality blanks, increase the productivity of the process of separating tubular blanks, expand the technological capabilities of the equipment, increase the reliability of equipment, and improve the culture of production.

Key words: *separation, shear cutting, bending breaking, geometric accuracy, workpiece, quality, reliability.*

Карнаух Сергій Григорович – канд. техн. наук, доцент, зав. кафедрою ДДМА

Karnaukh Sergii – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, head of department of the DSEA

E-mail: karnaukh.sergii@gmail.com.

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-2878-4065>

Чоста Наталія Вікторівна – канд. техн. наук, доцент ДДМА

Chosta Natalia – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor DSEA

E-mail: natalychosta@i.ua

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5275-6414>

Донбаська державна машинобудівна академія (ДДМА), м. Краматорськ

Donbas State Engineering Academy (DSEA), Kramatorsk

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ МАГНІТНОГО СТАНУ ПРОБИВНИХ ПУАНСОНІВ З ШВИДКОРІЗАЛЬНОЇ СТАЛІ НА СТІЙКІСТЬ

Робота присвячена дослідженню питань, пов'язаних з дослідженням впливу магнітного стану і полярності робочої частини пробивних пуансонів з швидкорізальної сталі Р6М5 та Р6М5К5 на стійкість після магнітно-імпульсної обробки, що є поєднанням електромагнітного і термодинамічного способів управління нерівноважною структурою речовини. Причини відмов інструментів найчастіше пов'язані не з їх поломкою, а з втратою ними своєї первинної поверхневої конфігурації унаслідок зносу, сколювання, зминання, розтріскування, тобто у зв'язку з руйнуванням або деформації тонких поверхневих шарів металу. Швидкорізальна сталь, як будь-яке тверде тіло, володіє пружним внутрішнім полем, обумовленим реальною дислокаційною структурою. З накладенням магнітного поля на матеріал, на це власне пружне поле накладається пружне поле, викликане магнітострікційною деформацією. В цілому результат магнітної обробки розглядається як прояв ефектів післядії в матеріалах, що знаходяться на кордонах стабільності їх властивостей і підданих дії зовнішнього силового поля. Відмічено, що в результаті дії імпульсного магнітного поля відбувається зміна фізико-механічних властивостей швидкорізальної сталі і інструментальний матеріал стає одноріднішим по структурі. Встановлено що зносостійкість магнітно обробленого інструменту відрізняється від зносу інструменту у вихідному положенні. Розбіжність середніх значень стійкості інструменту у вихідному стані і після магнітної обробки значимо, відповідно обробка імпульсним магнітним полем істотно впливає на стійкість інструменту. Показано, що інструмент повинен мати після магнітної обробки залишкову намагніченість близьку до нуля. Доведено що стійкість інструменту в будь-якому магнітному стані практично не відрізняється, хоча по відношенню до інструменту у вихідному стані вона багато вище.

Ключові слова: магнітна обробка, пробивний пуансон, полярність, магнітний стан, стійкість, зміцнення, швидкорізальна сталь.

Успішне впровадження ресурсозберігаючих технологій холодного об'ємного штампування залежить від надійної роботи важко навантаженого інструменту – пуансону [1]. При штампуванні пуансон надає безпосередній тиск на оброблюваний матеріал.

Причини відмов інструментів найчастіше пов'язані не з їх поломкою, а з втратою ними своєї первинної поверхневої конфігурації унаслідок зносу, сколів, зминання, розтріскування, тобто у зв'язку з руйнуванням або деформацією тонких поверхневих шарів металу [2].

В даний час в теоретичних роботах і практиці машинобудування отримують розвиток питання, пов'язані з технологічним зміцненням поверхневих шарів інструменту і зміною їх властивостей в потрібному напрямі.

Одним з основних напрямів фізичної технології є магнітна обробка матеріалів. При магнітній дії речовина змінює свої фізичні і механічні властивості [3, 4].

Поліпшення властивостей у феромагнітних деталях, які пройшли магнітно-імпульсну обробку (МІО), досягається за рахунок направленої орієнтації вільних електронів речовини зовнішнім полем. Взаємодія імпульсного магнітного поля з інструментом із струмопровідного матеріалу відбувається тим інтенсивніше, чим вище структурна і енергетична неоднорідність речовини [5, 6].

Поля локальних перенапружень в швидкорізальних сталях з'являються в результаті магнітострікції. У цих умовах частки карбідної фази стають концентраторами напруги, яка зменшується за рахунок додаткових джерел дислокацій [7, 8].

В цілому результат магнітної обробки розглядається як прояв ефектів післядії в матеріалах, що знаходяться на кордонах стабільності їх властивостей і підданих дії зовнішнього силового поля.

Аналіз літературних даних показує, що спосіб магнітної дії на інструмент вигідно відрізняється від інших методів зміцнення цілим рядом чинників.

В той же час поки що немає і єдиного, всесторонньо підтвердженого погляду на необхідність враховувати, який полюс буде на різучій частині інструменту під час магнітної обробки, що викликає зміну його експлуатаційних властивостей.

Метою роботи є на базі відомих теоретичних уявлень досліджувати вплив магнітного стану і полярності робочої частини пробивних пуансонів з швидкорізальної сталі Р6М5 та Р6М5К5 на стійкість.

Існує два принципово різних напрямки в розробці методів магнітної обробки інструментів.

Відповідно до першого з них підвищення стійкості різального інструменту, а також механічних і технологічних властивостей деталей досягається шляхом накладення на зону обробки магнітного поля.

Другий напрямок передбачає вплив магнітного поля самого матеріалу, з якого виготовлений інструмент.

Кожне з названих напрямків реалізується на практиці чисельними способами різними як за своїми фізичними технологічним принципам, так і за конструктивним виконанням установок.

При виготовленні реальних інструментів у матеріалі нерівномірно концентрується деяка кількість надлишкової енергії, зі збільшенням якої зростає імовірність руйнування інструменту [9, 10].

Застосовуючи магнітну обробку можна значно зменшити надмірну енергію матеріалу, пов'язану з концентрацією внутрішніх і поверхневих напружень в інструменті, і знизити до мінімуму ймовірність його поломки.

Для кожного матеріалу існує оптимальне значення зовнішнього імпульсного магнітного поля, при якому концентрація напружень у матеріалі, а, отже, і надмірна енергія гранично зменшується, внаслідок чого підвищується надійність інструменту [11, 12].

Для кожної сталі існує певна величина напруженості імпульсного магнітного поля, а, отже, і величина магнітної енергії, яка поглинається матеріалом протягом часу обробки і максимально покращує його механічні та технологічні властивості. Причому між підвищенням стійкості інструменту та магнітною проникністю існує кореляційна залежність. Імпульсне магнітне поле, взаємодіючи з матеріалом інструменту, змінює його теплові та електромагнітні властивості, покращує структуру та експлуатаційні характеристики, що покладено в основу технології магнітного зміцнення [13, 14].

З теоретичної точки зору питання про вплив магнітного стану і полярності робочої частини інструменту на його експлуатаційні властивості, тобто перевірка значущості впливу термомагнітного ефекту Рігі-Ледюка, має особливе значення.

Проте, якщо ґрунтуватися на зміні фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу як основної причини підвищення стійкості інструменту, необхідно порівняти конкретні властивості швидкорізальної сталі до обробки і після неї, причому, в першу чергу, такі властивості, які зумовлюють стійкість інструменту.

Першопричиною поліпшення експлуатаційних характеристик інструменту, підданого магнітній обробці, є зміна властивостей інструментального матеріалу. Це відбувається за рахунок магніострикційного зміцнення швидкорізальної сталі, що виражається в підвищенні її теплостійкості.

Магніострикційне зміцнення швидкорізальної сталі, що викликає поліпшення фізико-механічних властивостей матеріалу, тісно пов'язане з напруженістю накладеного на інструментальний матеріал магнітного поля.

При магнітній обробці деталі унаслідок неоднорідної кристалічної структури в ній виникають вихрові струми. Вихрові струми обумовлюють магнітне поле і локальні мікротовихори, які у свою чергу, нагрівають ділянки довкола кристалітів напружених блоків і неоднорідностей структури металу. У місцях концентрації залишкової або втомної напруги, пов'язаної з технологією виробництва, обробки або експлуатації інструмента, теплота наведена при МІО вихровими струмами, частково зменшує надлишкову енергію складових кристалітів і зерен структури зразка особливо в зоні контакту напружених ділянок.

Швидкорізальна сталь, як будь-яке тверде тіло, володіє пружним внутрішнім полем, обумовленим реальною дислокаційною структурою. З накладенням магнітного поля на матеріал на це власне пружне поле накладається пружне поле, викликане магнітострикційною деформацією.

Взаємодія пружного поля, обумовленого магнітострикцією сталі, з пружним полем її реальною дислокаційною структурою приводить до появи локальних перенапружень. У цих місцях різко зростає вірогідність термофлуктуаційного розриву міжатомних в'язів.

У тих місцях, де ці локальні перенапруження перевищують межі пружності матеріалу, формуються осередки пластичної деформації. Саме тут інтенсивно протікають процеси розмноження і переміщення дислокацій. Із збільшенням щільності дислокації, коли ліс дислокацій усе більш утрудняє їх власний рух в іншій площині ковзання, сталь зазнає своєрідне наклепання, що виражається в зміні параметра решітки мартенсіту і зниженні температури зворотного мартенситного перетворення.

Збільшення кількості карбідів і зменшення їх здібності до коагуляції при зростанні температури при штампуванні повинні виразитися в підвищенні теплостійкості швидкорізальної сталі.

В той же час магнітна обробка повинна привести до збільшення холодної твердості швидкорізальної сталі, а більш рівномірна структура матеріалу повинна зменшити розкид значень твердості в об'ємі одного і того ж інструменту.

Тому для визначення впливу магнітного стану інструменту на його стійкість були виконані спеціальні дослідження, пов'язані з обробкою матеріалів з різними магнітними властивостями.

З цією метою були вибрані сталі марок 12X18H10T і 20X13. Стійкісні випробування проводилися в наступній послідовності. Спочатку випробовувалися пробивні пуанسونи з швидкорізальної сталі Р6М5 оброблені в магнітному полі напруженістю $H = 1,2 \cdot 10^5$ А/м, що мають по черзі на робочій частині північну і південну полярність, потім цей же інструмент використовувався після операції розмагнічування, тобто його залишкова намагніченість була близькою до нуля.

З рисунку 1 витікає, що стійкість інструменту в будь-якому магнітному стані практично не відрізняється, хоча по відношенню до інструменту у вихідному стані вона багато вище.

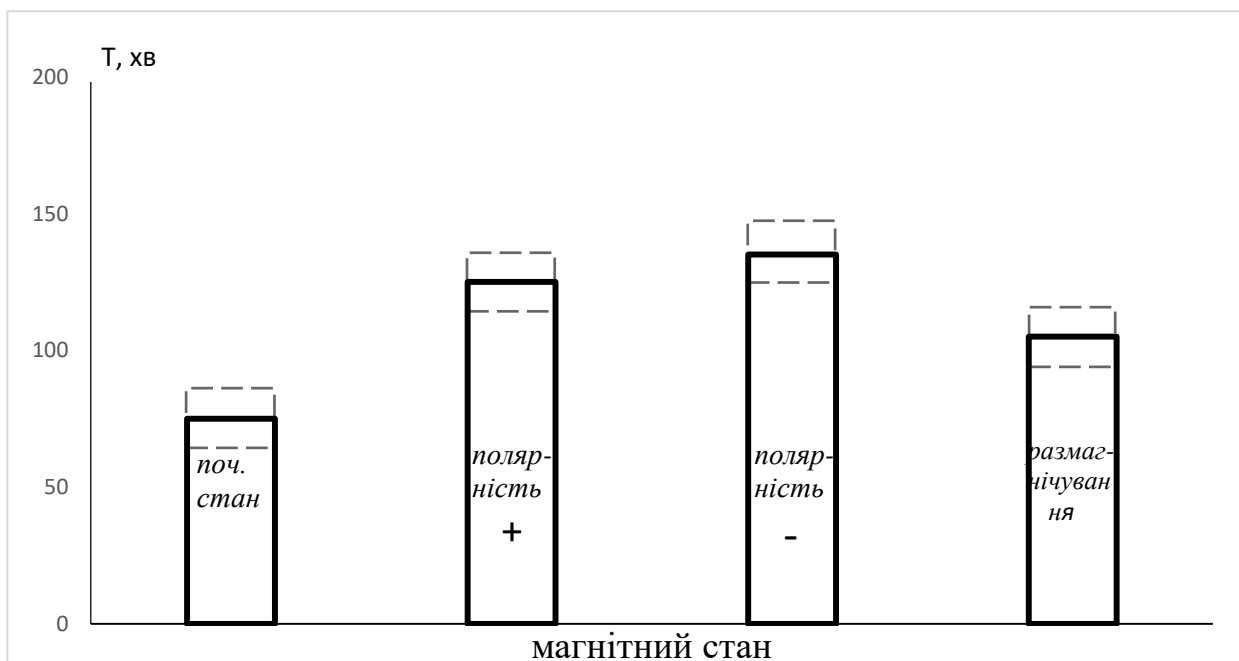


Рис. 1. Вплив магнітного стану та полярності інструменту на його стійкість при обробці сталі 10X18H9T

При обробці мартенситної сталі марки 20X13 встановлено (рис. 2), що стійкість інструменту, обробленого в оптимальних полях і який має залишкову намагніченість, стає нижче вихідної. Це відбувається внаслідок інтенсивного налипання на інструмент-магніт, через що погіршується процес штампування.

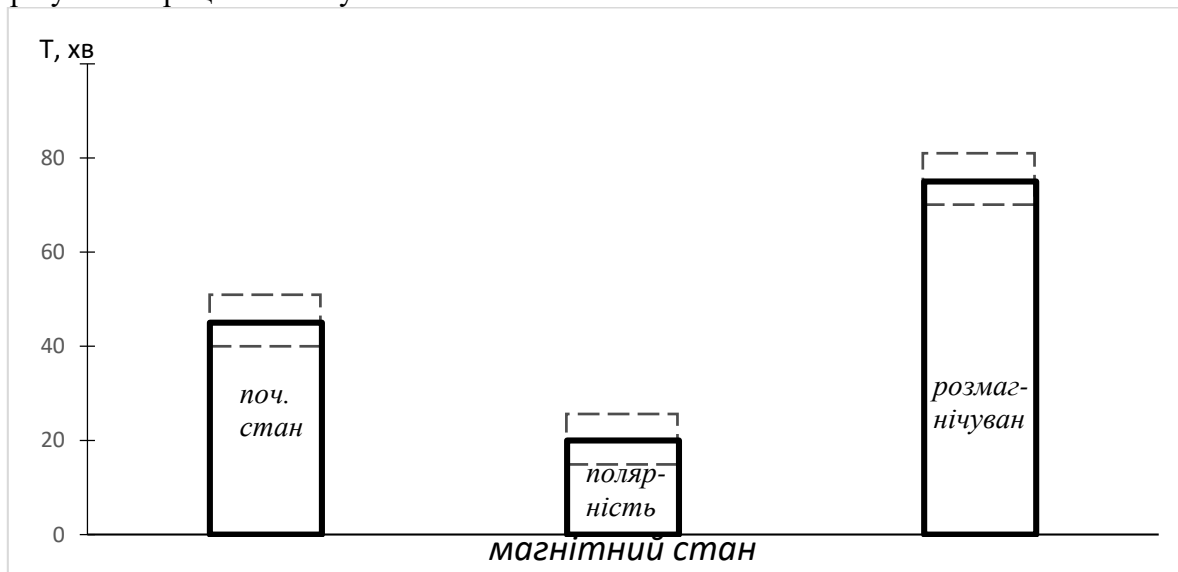


Рис. 2. Вплив магнітного стану та полярності інструменту на його стійкість обробці сталі 20X13

При обробці немагнітної сталі 12X18H10T такого впливу не спостерігається. При розмагнічуванні інструменту змінним полем ефективність магнітної обробки на сталі 20X13 відновлюється.

Звідси випливає важливий практичний висновок, що полягає в тому, що для підвищення ефективності магнітно обробленого інструменту, його доцільно розмагнічувати.

Тому в наших подальших експериментах інструмент мав залишкову намагніченість, близьку до нуля.

Залежність твердості ($HRC = f(H)$) для сталі марки Р6М5 будувалася в діапазоні напруженості полів від $1,2 \cdot 10^5$ А/м до $1,6 \cdot 10^5$ А/м. Необхідно відзначити, що значення твердості (HRC) для кожного значення поля замірялися протягом доби, аж до закінчення зміни його значень. Виявилось, що значення твердості зі зразків змінювалися протягом першої доби, після чого твердість стабілізувалася. Потім ці зразки піддавалися випробуванням на теплостійкість (HRCT).

На рис. 3 подано результати виконаних експериментів. Дослідження показали, що відносно слабкі магнітні поля не призводять до зміни значень твердості та теплостійкості. Залежності $\Delta HRC = f(H)$ і $\Delta HRCT = f(H)$ мають максимум за напруженості поля $H \approx 1,2 \cdot 10^5$ А/м. Подальше збільшення напруженості поля призводить до зниження твердості та теплостійкості і при $H = 1,6 \cdot 10^5$ А/м ці параметри практично не відрізняються від твердості та теплостійкості зразків у вихідному положенні.

Встановлено, що найбільше підвищення стійкості магнітнообробленого інструменту та найбільше підвищення значень твердості та теплостійкості отримані при тих самих значеннях робочого поля ($H_0 = 1,2 \cdot 10^5$ А/м).

Максимальне підвищення твердості та теплостійкості швидкорізальної сталі при напруженості поля $H_0 = 1,2 \cdot 10^5$ А/м відбувається за рахунок магнітострикційного субструктурного зміцнення.

Важливим елементом режиму магнітної обробки є час витримки інструменту після магнітної обробки.

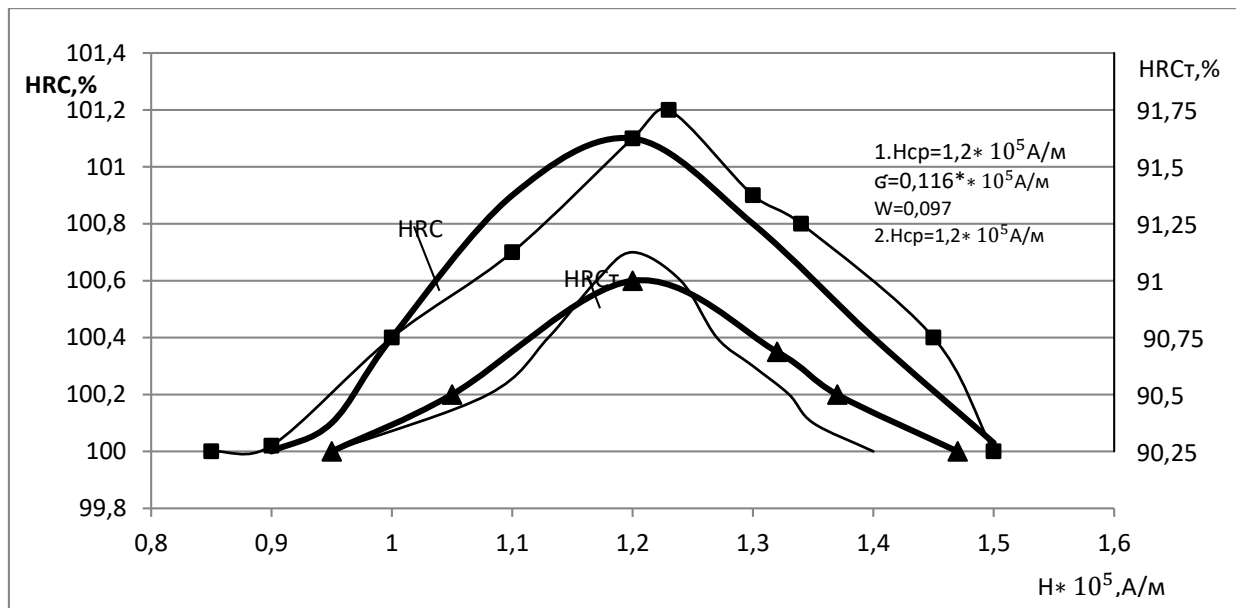


Рис. 3. Залежність зміни твердості та теплостійкості сталі Р6М5 від напруженості магнітного поля після 24-годинної витримки інструменту

На рис. 4 представлені експериментальні дані зміни твердості та теплостійкості сталі Р6М5К5 у вихідному стані після термообробки, через 6 годин і через 24 години після магнітної обробки.

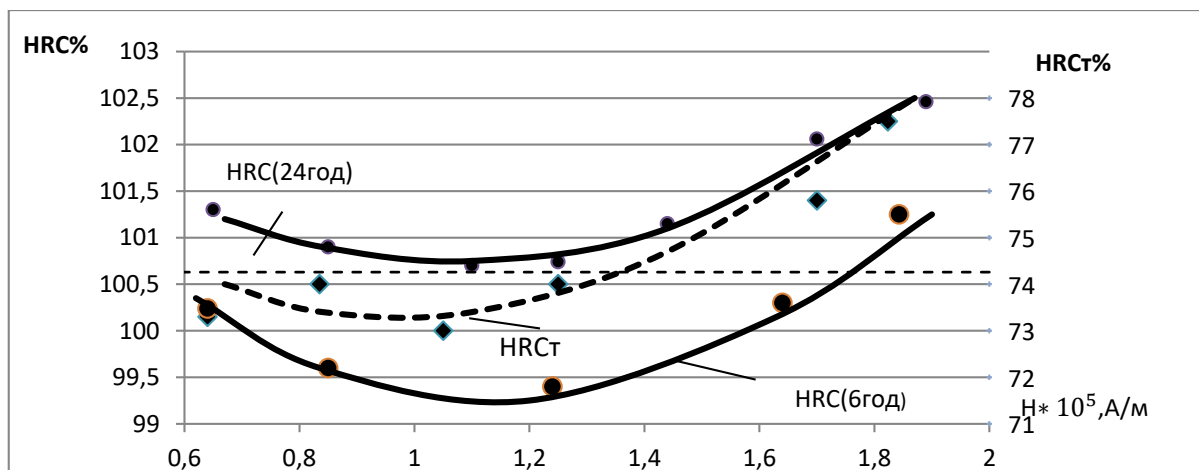


Рис. 4. Залежність зміни твердості та теплостійкості сталі Р6М5К5 від напруженості поля та часу старіння

Проведені дослідження показали, що в сталі Р6М5К5 через 6 годин після магнітної обробки значення твердості в діапазоні полів $1,5 \cdot 10^4 - 1,2 \cdot 10^5$ А/м зменшуються, досягаючи мінімуму при $H = 1,2 \cdot 10^5$ А/м. При подальшому збільшенні напруженості поля значення твердості зростають і, починаючи з робочих полів напруженості більше $1,35 \cdot 10^5$ А/м, стають вищими за вихідні.

Потім протягом 24 годин продовжується зростання твердості всіх зразків і після витримки вони мають твердість на 0,75–2,25% вище вихідної з максимальною твердістю, отриманої після використання полів максимальної напруженості для експериментальної установки ОІМП-РК1.

Випробування сталі Р6М5К5 на теплостійкість (рис. 4) показали, що вона підвищується в порівнянні з вихідним станом тільки після обробки в полях напруженості вище

$1,35 \cdot 10^5$ А/м, і досягає найбільших значень, як і твердість при найвищому значенні напруженості поля, що створюється установкою.

ВИСНОВКИ

Проведений аналіз магнітного стану пробивних пуансонів з швидкорізальної сталі на стійкість дозволяє зробити наступні висновки:

- інструмент повинен мати після магнітної обробки залишкову намагніченість близьку до нуля;
- зносостійкість магнітно обробленого інструменту відрізняється від зносу інструменту у вихідному положенні;
- в результаті дії імпульсного магнітного поля відбувається зміна фізико-механічних властивостей швидкорізальних сталей, зростає холодна і гаряча твердість і інструментальний матеріал стає одноріднішим по структурі;
- магнітно-імпульсна обробка являє собою комплексний вплив на матеріал магнітострикційних процесів і механічних деформацій, теплових і електромагнітних вихрових потоків, локалізованих в місцях концентрацій магнітного потоку, а також систему процесів, напружено орієнтованих «спин-характеристики» зовнішніх електронів атомів суміжної зони контакту зерен;
- стійкість інструменту в будь-якому магнітному стані практично не відрізняється, але по відношенню до інструменту у вихідному стані вона багато вище.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. 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.
1. Мальгин Б. В. Магнитное упрочнение инструмента и деталей машин. Москва: Машиностроение. 1989. 112 с.
2. Володин В. Л., Зуев Л. Б., Володин Т. В., Гайдук В. В. Исследование влияния магнитно-импульсных поверхностных воздействий на эксплуатационные характеристики инструментальных сталей и инструмента. *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия*. Москва: 2009. С. 61–65.
3. Берштейн М. Л., Пустовойт В. Н. Термическая обработка стальных изделий в магнитном поле. Москва: Машиностроение. 1987. 256 с.
4. Кинденко Н. И. Магнитострикционное упрочнение и магнитно-дисперсионное твердение быстрорежущих сталей в импульсных магнитных полях. *Научный вестник ДГМА*. Краматорск: 2017. № 2 (23Е). С. 31–35. URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%962\(23%D0%95_2017/article/8.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%962(23%D0%95_2017/article/8.pdf)
5. Кинденко Н. И. Механизм изнашивания и работоспособность инструмента, изготовленного из быстрорежущей стали и упрочненного методом ОИМП. *Вісник ДДМА*. Краматорськ: 2018. № 2 (44). С. 120–124. URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/ddma/Herald_2\(44\)_2018/article/24.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/ddma/Herald_2(44)_2018/article/24.pdf)
6. Преображенский А. А. Теория магнетизма, магнитные материалы и элементы. Москва: Высшая школа. 1972. 460 с.
7. Винтер Э. К. Магнитный резонанс в металлах. Москва: Мир. 1976. 486 с.
8. Алифанов А. В., Малеронок В. В., Богданович И. А., Лях А. А., Милокова А. М., Толкачева О. А. Исследование влияния режимов магнитно-импульсной обработки на температуру и структурные преобразования в поверхностных слоях образцов из быстрорежущей стали. *Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В. Промышленность. Прикладные науки*. Новополоцк: 2021. (3). С. 11–14.
9. Галей М. Т. Изучение влияния магнитного поля на стойкость быстрорежущего инструмента. *Станки и инструмент*. 1981. № 6. С. 31–34.
10. Македонски Б. Г. Обработка режущих инструментов импульсным магнитным полем. *Обработка импульсным магнитным полем. Матер. 4 науч. техн. междунар. сем. по нетрадиционным технологиям АМО'89*. София – Горький: 1989. С. 30–36.
11. Кичко Ю. М., Бычков Н. В. Исследование влияния физических свойств быстрорежущих сталей на оптимальную напряженность импульсного магнитного поля. *Оптимизация процессов резания жаро- и особопрочных материалов*. Межвуз. науч. сб. Уфа: 1983. С. 150–156.
12. Мальгин Б.В. Повышение стойкости инструмента и оснастки магнитной обработкой. *Металлург*. 1987. №10. С. 46–47.
13. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. Москва: Машиностроение. 1982. 320 с.

REFERENCES

1. Aliieva L.I., Tahan L.V. Resource-saving Processes of Cold Extrusion: Guide for students. Kramatorsk: DSEA. 2020. 180 p. ISBN 978-966-379-927-8. (in Ukrainian).

2. Malygin B. V. Magnetic hardening of the tool and machine parts. Moscow: Mechanical engineering. 1989. 112 p. (in Russian).
3. Volodin V. L., Zuev L. B., Volodin T. V., Gaiduk V. V. Investigation of the influence of magnetic-pulse surface impacts on the performance characteristics of tool steels and tools. *Izvestia of higher educational institutions. Ferrous metallurgy*. Moscow: 2009, pp. 61–65. (in Russian).
4. Bershtein M. L., Pustovoit V. N. Heat treatment of steel products in a magnetic field. Moscow: Mechanical engineering. 1987. 256 p. (in Russian).
5. Kindenko N. I. Magnetostrictive hardening and magnetic dispersion hardening of high-speed steels in pulsed magnetic fields. *Scientific Bulletin of DSEA* [Online]. Kramatorsk: 2017. No. 2 (23E). pp. 31–35. URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%962\(23%D0%95_2017/article/8.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%962(23%D0%95_2017/article/8.pdf). (in Russian).
6. Kindenko N. I. Wear mechanism and performance of a tool made of high-speed steel and hardened by the HFMF method. *Bulletin of DSEA* [Online]. Kramatorsk: 2018. No. 2 (44). pp. 120–124. URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/ddma/Herald_2\(44\)_2018/article/24.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/ddma/Herald_2(44)_2018/article/24.pdf). (in Russian).
7. Preobrazhensky A. A. Theory of magnetism, magnetic materials and elements. Moscow: Higher school. 1972. 460 p. (in Russian).
8. Winter E. K. Magnetic resonance in metals. Moscow: Mir. 1976. 486 p. (in Russian).
9. Alifanov A.V., Maleronok V.V., Bogdanovich I.A., Lyakh A.A., Milyukova A.M., Tolkacheva O.A. transformations in the surface layers of samples from high-speed steel. *Bulletin of Polotsk State University. Series B. Industry. Applied Science*. Novopolotsk: 2021. (3). pp. 11–14. (in Russian).
10. Galey M. T. Study of the influence of the magnetic field on the resistance of a high-speed tool. *Machine tools and tools*. 1981. No 6. pp. 31–34. (in Russian).
11. Makedonski BG Treatment of cutting tools with a pulsed magnetic field. Treatment with a pulsed magnetic field. *Mater. 4 scientific tech. intl. family on non-traditional technologies AMO'89*. Sofia-Gorky: 1989, pp. 30–36. (in Russian).
12. Kichko Yu. M., Bychkov N. V. Study of the influence of the physical properties of high-speed steels on the optimal strength of the pulsed magnetic field. *Optimization of cutting processes of heat- and extra-strong materials. Interuniversity. Scientific Sat*. Ufa: 1983, pp. 150–156. (in Russian).
13. Malygin B.V. Increasing tool life and tooling by magnetic processing. *Metallurgist*. 1987. No. 10. pp. 46–47. (in Russian).
14. Loladze T.N. Strength and wear resistance of the cutting tool. Moscow: Mechanical engineering. 1982. 320 p. (in Russian).

Kindenko M. Follow-up to the injection of the magnetic mill of the punching punches from the fastener steel for resistance.

The real work is devoted research of questions, related to research of influence of the magnetic state and polarity of working part of aggressive punches from high-speed steel of R6M5 on firmness after magnetic-impulsive treatment, being combination of electromagnetic and thermodynamics methods of management the non-equilibrium structure of matter. Reasons of refuses of instruments are more frequent than all related not to their breakage, but with a loss by them to the primary superficial configuration because of wear, splitting off, crumpling, rastreskivaniya, i.e. in connection with destruction or deformations of superficial skins of metal. High-speed steel, as any solid, possesses the resilient internal field, conditioned the real dislocation structure. With imposition of the magnetic field on material on this own resilient field the resilient field, caused magnetostriction deformation, is laid on. On the whole the result of magnetic treatment is examined as a display of effects of posledeystviya is in materials, being on the scopes of stability of their properties and exposed to influence of the external power field.

It is marked that as a result of influence of the impulsive magnetic field there is a change of fiziko-mechanical properties high-speed steel and instrumental material becomes more homogeneous on a structure. It is set that the wear-proofness of the magnetically treated instrument differs from the wear of instrument in initial position. Divergence of mean values of firmness of instrument in the initial state and after magnetic treatment meaningfully, and treatment the impulsive magnetic field substantially influences on.

Key words: magnetic treatment, aggressive punch, polarity, magnetic state, firmness, work-hardening, high-speed steel.

Кінденко Миколай Іванович – канд. техн. наук, доц. ДДМА

Kindenko Mykolaj – Candidate of Technical Science, Associate Professor

E-mail: mykolay.kindenko@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-8532-4623>

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

Кравченко В. М.
Іщенко А. О.
Рассохін Д. О.
Носовська О. В.
Капустін С. В.

МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ ОПТИМАЛЬНОГО ЧАСУ ДІАГНОСТУВАННЯ ЕЛЕМЕНТІВ ПРОКАТНОГО ОБЛАДНАННЯ

Розроблена методика оптимізації часу діагностування груп елементів прокатного обладнання, які в процесі експлуатації виходять з ладу в результаті зношування, втомних явищ і т.п. Зокрема це, насамперед, відноситься к виходу з ладу підшипників кочення та пар тертя прокатних станів, рольгангів та інших машин усього комплексу прокатної лінії. Крім того схильні до цих пошкоджень зубчаті колеса редукторів відповідальних механізмів, наприклад, натискного пристрою прокатної кліти, шестеренних клітей приводу прокатного стану. Діагностика комплексу таких елементів потребує значних витрат часу та не завжди можлива в умовах прокатного виробництва. Саме з цієї причини з'явилась необхідність в оптимізації часу чергового діагностування в залежності від прийнятих за основу законів розподілу швидкості змінення показників накопичення пошкоджень, які визначаються шляхом фіксації статистичних даних по елементам прокатного обладнання. В свою чергу, ці статистичні дані повинні враховувати результати замін елементів прокатного обладнання, що вийшли з ладу, та корегувати ці статистичні дані згідно зі змінами, що відбулися. Така заміна передбачає виділення елементів прокатного обладнання, які не забезпечують роботу обладнання внаслідок пошкодженості і в той же час формує вектор розподілення елементів, заміна яких доцільна. Як наслідок такої заміни виникає необхідність формування вектора розподілення по накопиченню пошкодженості у знову встановлених елементів. Для подальшого розгляду питання вірогідності пошкодженості елементів необхідно використання закону розподілення швидкості накопичення пошкодженості та його параметрів методом математичної статистики. Отримані результати у вигляді методики оптимізації можуть бути використані для підвищення ефективності сервісного обслуговування прокатного обладнання, вичерпання ресурсів якого може бути оцінено засобами технічної діагностики.

Ключові слова: діагностика, прокатне обладнання, оптимізація, підшипники, зубчаті колеса, закон розподілення, математична статистика, пошкодженість елементів.

В умовах експлуатації прокатного обладнання як і раніше важливою залишається задача розробки способів підвищення надійності обладнання шляхом діагностики поточного стану його елементів та своєчасності їх заміни у випадку передбачуваного пошкодження. Цим питанням присвячено багато робіт [1-5].

Робота у цьому напрямку велася багатьма відомими вченими України, Веренєва В.В., Семенченко А.К., Кияновским Н.В. [6-8], що дозволило з використанням сучасних методів діагностики вийти на високий рівень запобігання аварійного стану обладнання та позапланових зупинок прокатних станів.

В той же час замір контрольованих параметрів в процесі роботи стану не завжди можливий або потребує значних витрат і тому проблема скорочення часу діагностування при збереженні працездатності машин потребує подальшого вивчення та розробки сучасних методів оптимізації часу діагностування елементів прокатного обладнання.

Метою роботи є розробка методики адаптивної оптимізації часу діагностування елементів прокатного обладнання, схильного до виходу з ладу в результаті інтенсивної експлуатації.

Істотне підвищення ефективності використання прокатного обладнання може бути забезпечене скороченням часу його знаходження у неплановому ремонті. Як показує практика, вирішення цього завдання значною мірою забезпечується при широкому використанні системи організації планово-попереджувальних ремонтів, ремонтів за технічним станом, агрегатно-відновлювальних та т. п. Структура ремонтного циклу в системі планово-попереджувального ремонту будується на основі стратегії заміни "за ресурсом" з її коригуванням в процесі експлуатації за результатами огляду. Достовірність системи планово-попереджувального ремонту залежить від багатьох факторів, головними з яких слід назвати наступні:

- своєчасне та повне забезпечення запасними частинами, правильна та своєчасна інформація про дефекти;
- встановлення науково та практично обґрунтованих економічно доцільних термінів служби елементів, що входять до складу машини.

Остання обставина посилюється ще й тим, що в основі графіків планово-попереджувального ремонту може лежати стратегія заміни елементів по ресурсу з використанням середньостатистичних показників надійності, зокрема середнього часу напрацювання на відмову t_n . Дійсно, у цьому випадку стратегія заміни по ресурсу виявляється неефективною, тому що не дозволяє повною мірою використовувати ресурс елементів і в той же час не виключає велику кількість відмов, яка залежатиме від закону розподілу щільності ймовірності безвідмовної роботи його елементів в рамках заданих параметрів. Так, за даними [1], якщо вести планово-попереджувальні заміни для деталей, що підпорядковуються нормальному закону розподілу, то відбудуться непланові відмови для 50 % деталей, а для решти 50 % деталей матиме місце недовикористання їхнього ресурсу. Для експоненційного закону ці співвідношення становитимуть відповідно 65 % і 35 %, а для закону розподілу Вейбулла (при $k < 1$) – 80 % і 20 %.

Тому, подальше підвищення ефективності використання методів планово-попереджувального ремонту повинні базуватися на обґрунтуванні оптимальних часів заміни деталей, при яких забезпечується економічна доцільність їх заміни.

Найбільш дієвим способом вирішення проблеми є використання засобів технічної діагностики. Об'єктами технічної діагностики прокатного обладнання можуть бути елементи, що входять до її складу (деталі, складальні одиниці, вузли та агрегати), технічний стан яких може бути прогнозовано з достатньою точністю. При цьому, в ході діагностування часто доводиться користуватися непрямими параметрами. В якості діагностувальних параметрів можуть бути використані:

- параметри робочих процесів;
- параметри супутніх процесів;
- геометричні величини.

Для визначення технічного стану елементів прокатного обладнання в даний час широко використовуються механічні, електричні, електромагнітні, акустичні, ультразвукові, радіоізотопні та інші методи діагностування.

Технічна діагностика в процесі експлуатації машин дозволяє контролювати їх технічний стан за яким встановлюється оптимальний міжремонтний період і прогнозують достатній технічний ресурс.

Однак, істотним недоліком цих методів є їх велика трудомісткість, пов'язана із виміром контрольованих параметрів за допомогою широкої гами різних засобів технічної діагностики. Особливо це стосується діагностування однотипних і значних за кількістю елементів металургійних машин. Наприклад, підшипників, зубчастих коліс, тягових ланцюгів, роликів рольгангів і т.п. Для цих елементів, як правило, з'ясовується, що в результаті діагностування певний відсоток контрольованих елементів знаходиться в допустимих межах. Таким чином, витрати, пов'язані із виміром стану елементів знижують загальну ефективність технічного обслуговування та вимагають оптимізації періодичності її технічного обслуговування з урахуванням результатів діагностики.

Розглянемо методи діагностики зносу, і навіть його види на прикладі радіального підшипника. Підшипник кочення є такою деталлю, від довговічності якої залежить працездатність всього механізму. При цьому раннє виявлення виходу з експлуатації деталі має виконуватися без зупинки механізму загалом. Одним із ефективних методів діагностики є аналіз отримуваних сигналів вібрації. При цьому використовуються різні датчики та акселерометри. Такий спосіб діагностики досить поширений у прокатному устаткуванні [9], у двигунах і редукторах вітряних електрогенеруючих конструкцій [10], вертолїтних редукторів [11], нафтового устаткування [12].

При цьому типи відмов мають досить складну, комплексну характеристику, що залежить від видів навантаження. Так, підшипники, що використовуються в опорно-поворотних

конструкціях, експлуатуються з уривчатим навантаженням, з частими пусками та зупинками. При цьому навантаження мають великий крутний момент, а також високі значення передавального співвідношення. При цьому, залежно від виду навантаження, підшипник повинен мати або нульовий зазор, або натяг, щоб запобігти ударним навантаженням і виникненню вібрацій. Основними несправностями опорно-поворотних підшипників є пластична деформація, тріщини та злами, експлуатаційне зношування. Пластичної деформації передують навантаження, що перевищують межу пружності [13]. При цьому залежно від характеру навантаження спостерігається або вдавлення на невеликій ділянці контакту, або деформація на великих площах, викликана неспіввісністю та великим навантаженням [14].

Тріщини та злами в підшипниках виникають внаслідок комплексного впливу змінних навантажень, між тілами кочення та доріжкою кочення, а також внаслідок видавлення мастила із зони контакту [15, 16].

Зношування поворотно-опорного підшипника виникає внаслідок впливу зовнішнього впливу. Забруднення мастила, конденсат, потрапляння хімічних речовин у контактну зону призводить до фреттинг-корозії. При цьому руйнування поверхневого шару створює об'єм частинок, здатний спільно з мастилом перетворитися на пасту, що посилює руйнування, що в кінцевому рахунку призводить до заклинювання підшипника [17].

Окремим видом зносу є корозія і перегрів. Ця причина зносу в прокатному устаткуванні досить часто зустрічається. При цьому перегрів може виникати не тільки внаслідок підвищених температур експлуатації, а й спричинених недостатнім тепловідведенням.

Методи контролю зносу підшипників засновані, як було зазначено вище, на отриманні вібраційного сигналу. На практиці діагностика ускладнюється широким спектром перешкод, відтворюваних працюючим механізмом. Методи діагностики, засновані на зіставленні сигналів тимчасових рядів з кутовою областю та усуненням атрибуту часу, було розглянуто [18].

Виявлення сигналів несправностей підшипника, що зароджуються, виконується застосуванням шматково-агрегатної апроксимацією з кореляцією околиць, що дозволяє зменшити кількість сигналів і виявити зміну частоти. Інший спосіб вилучення слабких сигналів несправності та видалення зайвого шуму виконувався методом емпіричного вейвлет-порога та був розглянутий у роботі [19].

Такі види діагностики при всіх своїх перевагах мають істотний недолік. А саме проведення аналізу спектра сигналів при змінному навантаженні. При цьому виявити несправності, що зароджуються, неможливо [19]. Тому застосування прогнозування стійкості устаткування, і навіть окремих деталей є перспективним способом забезпечення надійності устаткування.

На рисунку 1 наведена розроблена структурна схема вибракування, заміни однотипних елементів машини і оптимізація часу проведення чергової діагностики цих елементів на i -му циклі діагностування.

Перші чотири етапи схеми відображають процес накопичення ушкоджень, діагностики працездатності елементів, вибракування і заміни бракованих елементів за рівнем накопиченої ушкодженості X кожного елемента групи, як вкладеного ланцюга Маркова.

Процес накопичення незворотних пошкоджень розглядається як Марковський [3] і відображає зміну розподілу елементів за величиною накопиченої ушкодженості на i -тому циклі накопичення в початковий - \bar{N}_{oi} і поточний моменти часу \bar{N}_i .

Діагностика працездатності елементів машини реалізується в момент оптимального часу їх діагностування t_{oi} і забезпечує отримання даних про реальну накопичену ушкодженість елементів.

Вибракування передбачає виділення N_b елементів, накопичена ушкодженість яких не забезпечує ефективної роботи машини і формування вектора розподілу елементів заміна яких недоцільна \bar{N}_{oi} . Заміна відбракованих елементів передбачає встановлення нових елементів замість бракованих і формування вектора розподілу по накопиченню пошкоджень у нововстановлений \bar{N}_{zi} і накопичення даних про закономірності накопичення ушкодженості

елементів i -ої групи \bar{G}_i . Слід наголосити, що процес діагностування здійснюється з моменту оптимального часу діагностування t_{oi} .

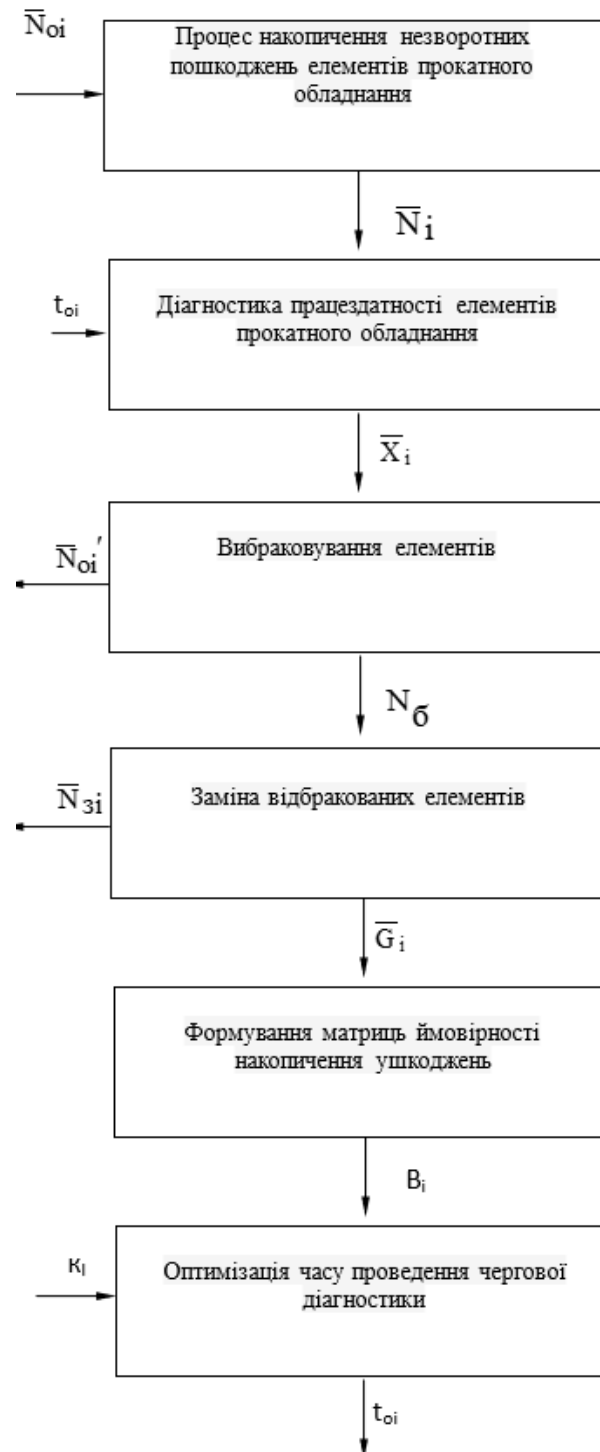


Рис. 1. Структурна схема вибракування, заміни елементів накопичуваної ушкоджуваності та оптимізації чергового часу діагностування

На рисунку 1 також наведено етапи визначення величини цього часу (чергової діагностики елементів i -того циклу).

- Оптимізація часу здійснюється у вигляді двох етапів:
- формування матриці ймовірностей V_i ;
 - оптимізації часу проведення чергової діагностики.

Етап формування матриці ймовірностей переходу B_i передбачає за даними накопичення ушкоджуваності елементів \bar{G}_i визначення методами математичної статистики закону розподілу, швидкості накопичення ушкоджуваності γ і його параметрів γ_{cp} (математичного очікування) і σ_γ (дисперсії) для кожного наступного циклу накопичення. Вибір закону розподілу $f_i(\gamma)$ кожного наступного етапу напрацювання складає основі критерію Пірсона χ^2 за величиною збіжності результатів прогнозованої швидкості зміни показника накопичення ушкоджень і статистичних даних.

При цьому, для кожного передбачуваного закону розподілу попередньо визначається оцінка його параметрів (γ_{cp} та σ_γ) по статистичним даним \bar{G}_i .

При відомому розподілі швидкості накопичення ушкоджуваності $f(\gamma)$ можна визначити ймовірність переходу елемента з класу j до класу i із забезпечення умови (1):

$$X_i = X_j + \gamma T, \quad (1)$$

де X_i, X_j – середня величина показника накопиченої ушкоджуваності в i -му та j -му класах;
 γ – швидкість зміни накопиченої ушкоджуваності;

T – час, протягом якого відбувається зміна накопичення ушкоджуваності від рівня j -го класу до рівня i -го класу.

У таблиці 1 наведені формули визначення елементів матриць B_{ij} для різних законів розподілу швидкості зміни показника накопиченої ушкоджуваності.

Таблиця 1

Формули для розрахунку матриці ймовірностей переходу для різних законів розподілу швидкості зміни показників накопичення ушкоджень відповідно до закону розподілу Вейбулла

Вид закону розподілу	Формули матриць ймовірностей переходу B_i
Нормальний	$B_{ij} = \Phi\left(\frac{X_{imax} - X_{jcp} - \gamma_{cp}}{\sigma T}\right) - \Phi\left(\frac{X_{imin} - X_{jcp} - \gamma_{cp}}{\sigma T}\right)$
Логарифмічно нормальний	$B_{ij} = \Phi\left(\frac{\ln\left(\frac{X_{imax} - X_{jcp}}{T}\right) - \ln \gamma_{cp}}{\sigma}\right) - \Phi\left(\frac{\ln\left(\frac{X_{imin} - X_{jcp}}{T}\right) - \ln \gamma_{cp}}{\sigma}\right)$
Експонентний	$B_{ij} = \text{EXP}\left[-\frac{X_{imin} - X_{jcp}}{\gamma_{cp} T}\right] - \text{EXP}\left[-\frac{X_{imax} - X_{jcp}}{\gamma_{cp} T}\right]$
Релея	$B_{ij} = \text{EXP}\left[-\frac{(X_{imin} - X_{jcp})^2}{2\sigma^2 T^2}\right] - \text{EXP}\left[-\frac{(X_{imax} - X_{jcp})^2}{2\sigma^2 T^2}\right]$

де $\Phi(\dots)$ – функція Лапласа.

Закон розподілу та його параметри для першого циклу знаходження пошкоджень повинен прийматися на основі статистичних даних щодо елементів аналогічних машин, а надалі коригуватися з урахуванням результатів замінів у наступних циклах діагностування елементів.

Визначення оптимального часу чергового діагностування t_{oi} та вибракування елементів i -ої групи реалізується на основі забезпечення максимально допустимої втрати працездатності машини, викликаної накопиченням пошкоджень цих елементів.

Залежно від типів елементів та їх функціонального призначення в машині вплив накопичення ушкоджуваності цих елементів на її працездатність може представлятися у вигляді: зниження експлуатаційно-технічних показників машини; зниження запасів міцності як самих

елементів, так і елементів машини навантаження на яких зростають через накопичення пошкоджень або у вигляді інших факторів, що визначають доцільність подальшого використання машини у зв'язку з втратою її працездатності з тієї ж причини.

Виразивши вплив накопиченої ушкоджуваності елемента, що діагностується на l -тий показник працездатності машини, що визначає подальшу доцільність її використання, у вигляді залежності $f_l(X_{ik}, T)$, умова оптимального часу чергової діагностики для всіх груп елементів на i -том циклі, запишеться у вигляді (2):

$$\sum_{i=1}^{N_g} f_l(X_{ik}, t_{oil}) = k_l, \quad (2)$$

де N_g - кількість груп елементів, накопичення ушкоджуваності яких впливають на величину l -го показника працездатності машини;

X_{ik} - вектор накопичення ушкоджуваності кожного k -того елемента i -того циклу;

t_{oil} - оптимальний час чергової діагностики на i -му циклі по l -му показнику працездатності;

k_l - допустима величина втрати працездатності машини за l -тому критерієм її працездатності, що визначається економічною цільовістю або забезпеченням умов її безпечного використання.

Оптимальний час чергової діагностики елементів, їх вибракування та заміни визначиться з умови (3):

$$t_{oi} = \min(t_{oil}), \quad (3)$$

$$t_{oi} = \min(t_{oil}), l = 1..n_l$$

де n_l - число можливих показників оцінки впливу накопичення ушкоджуваності всіх елементів на працездатність машини.

Дотримання цієї умови дозволить своєчасно визначати стан елементів прокатного обладнання і тим самим унеможливить втрати виробництва при непланових ремонтах.

ВИСНОВКИ

Таким чином, запропоновано методику адаптивної оптимізації оптимального часу діагностування груп однотипних елементів, що втрачають свою працездатність у процесі функціонування прокатного обладнання у зв'язку з накопиченням незворотних пошкоджень. Методика може бути використана для підвищення ефективності сервісного обслуговування елементів прокатного устаткування, вичерпання ресурсу яких можна оцінити засобами технічної діагностики.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Баглай А. В., Веренев В. В. Динаміка та діагностика зазорів в клітях з багатонитковою прокаткою. *Technical Diagnostics & Nondestructive Testing / Tekhnicheskaya Diagnostika I Nerazrushayushchiy Kontrol.* 2020. Issue 3. С. 58-60.
2. Krot Pavlo, Korennoi Volodymyr Vibration Diagnostics of Rolling Mills Based on Nonlinear Effects in Dynamics. *Динаміка і міцність машин. Вісник НТУ «ХПІ».* 2016. № 26 (1198). С. 118-123.
3. Яворський І.М., Юзефович Р.М., Кравець І.Б. та ін. Розробка вібродіагностичної системи для визначення дефектів промислового обладнання з використанням методів нестационарної статистичної обробки вібраційних та акустичних коливань. *Техническая диагностика и неразрушающий контроль.* 2015. №4. С. 36–41.
4. Xiaochan Liu, Yong Zang, Zhiying Gao, Lingqiang Zeng Time Delay Effect on Regenerative Chatter in Tandem Rolling Mills. *Shock and Vibration.* Vol. 2016. 15 p. 2016. <https://doi.org/10.1155/2016/4025650>
5. Ishchenko A. A., Kravchenko V. M., Sidorov V. A. Diagnostics and repair of industrial equipment composite materials. *LAP LAMBERT Academic Publishing.* 2020. 136 p. ISBN 978-620-2-79959-1.
6. Семенченко А. К., Кравченко В. М., Шабаев О. Е. Теоретические основы анализа и синтеза горных машин и процесса их восстановления как динамических систем. Донецк: *РВА ДонНТУ.* 2002. 302 с.
7. Кияновский Н. В. Многокритериальная оптимизация процессов обеспечения надежности оборудования. *Сб. научн. трудов НГА Украины, № 3, том № 6. Горные машины и комплексы.* Днепропетровск: РИК НГА Украины. 1998. С. 166–170.
8. Веренев В. В и др. Диагностика и динамика прокатных станов. Днепропетровск. *ИМА -пресс.* 2007. 144 с. ISBN: 978-966-331-161-6

9. Jingming Ding Fault detection of a wheelset bearing in a high-speed train using the shock-response convolutional sparse-coding technique. *Measurement*. 117 (2017). pp.108–124.
10. Yu Pang, et al. Design and implementation of automatic fault diagnosis system for wind turbine. *Comput. Electr. Eng.* 87 (2020). 106754.
11. B. Cai, H. Liu, M. Xie A real-time fault diagnosis methodology of complex systems using object-oriented Bayesian networks. *Mech. Syst. Sig. Process.* 80 (2016). pp. 31–44.
12. Baoping Cai, Liu, et al. A dynamic-bayesian-network-based fault diagnosis methodology considering transient and intermittent faults. *IEEE Trans. Autom. Sci. Eng.* 14 (1) (2017). pp. 276–285.
13. R. Arsenault Treatise on materials science and technology. *Plasticdeformation of materials, vol. VI. Academic Press. Inc.* New York. 1975.
14. Rolling bearings – Damage and failures - Terms, characteristics and causes, ISO 15243:2004(E), 2004.
15. M.A. Maleque, M.S. Salit Materials Selection and Design, *Springer*, 2013.
16. Example type B report wind turbine blade pitch bearing analysis, *Tech. rep.,JAD analysis*, 2015.
17. I. Kovaříkov' a, B. Szewczyk' a, P. Blařkovi's, E. Hodúlova, ' E. Lechovic Studyand characteristic of abrasive wear mechanisms. *Mater. Sci. Technol.* (2009). pp. 1335–9053.
18. Yubin Pan, Rongjing Hong, Jie Chen, Zhongwei Qin, Yang Feng Incipient fault detection of wind turbine large-size slewing bearing based on circular domain. *Measurement*. Volume 137. 2019.Pages 130-142. ISSN 0263-2241. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2019.01.033>.
19. Zepeng Liu, Long Zhang, Joaquin Carrasco Vibration analysis for large-scale wind turbine blade bearing fault detection with an empirical wavelet thresholding method. *Renewable Energy*. Volume 146. 2020. Pages 99-110. ISSN 0960-1481. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2019.06.094>

REFERENCES

1. Baglai A. V., Verenev V. V. Dynamics and diagnostics of gaps in cages with bagatonic rolling. *Technical Diagnostics & Nondestructive Testing / Tekhnicheskaya Diagnostika I Nerazrushayushchiy Kontrol*. 2020. Issue 3. pp. 58-60. (in Ukrainian).
2. Krot Pavlo, Korennoi Volodymyr Vibration Diagnostics of Rolling Mills Based on Nonlinear Effects in Dynamics. *Dynamics and maturity of machines. Bulletin of NTU "KhPI"*. 2016. No. 26 (1198). pp. 118-123.
3. Yavorsky I.M., Yuzefovich R.M., Kravets I.B. Development of a vibro-diagnostic system for identifying defects in the industrial property using various methods of non-stationary statistical processing of vibrating and acoustic coliving. *Technical diagnostics and non-destructive testing*. 2015. No. 4. pp. 36–41. (in Ukrainian).
4. Xiaochan Liu, Yong Zang, Zhiying Gao, Lingqiang Zeng Time Delay Effect on Regenerative Chatter in Tandem Rolling Mills. *Shock and vibration*. Vol. 2016. 15 p. 2016. <https://doi.org/10.1155/2016/4025650>
5. Ishchenko A. A., Kravchenko V. M., Sidorov V. A. Diagnostics and repair of industrial equipment composite materials. *LAP LAMBERT Academic Publishing*. 2020. 136 p. ISBN 978-620-2-79959-1.
6. Semenchenko A. K., Kravchenko V. M., Shabaev O. E. Theoretical foundations of analysis and synthesis of mining machines and the process of their recovery as dynamic systems. Donetsk: *RVA DonNTU*. 2002. 302 p. (in Russian).
7. Kiyanovsky N. V. Multi-criteria optimization of equipment reliability assurance processes. *Sat. scientific Proceedings of the NGA of Ukraine, No. 3, volume No. 6. Mining machines and complexes*. Dnepropetrovsk: RIK NGA of Ukraine. 1998, pp. 166–170. (in Russian).
8. Verenev V. V. et al. Diagnostics and dynamics of rolling mills. Dnepropetrovsk. *IMA-press*. 2007. 144 p. ISBN: 978-966-331-161-6. (in Russian).
9. Jingming Ding Fault detection of a wheelset bearing in a high-speed train using the shock-response convolutional sparse-coding technique. *Measurement*. 117 (2017). pp.108–124.
10. Yu Pang, et al. Design and implementation of automatic fault diagnosis system for wind turbine. *Comput. Electr. Eng.* 87 (2020). 106754.
11. B. Cai, H. Liu, M. Xie A real-time fault diagnosis methodology of complex systems using object-oriented Bayesian networks. *Mech. Syst. Sig. Process.* 80 (2016). pp. 31–44.
12. Baoping Cai, Liu, et al. A dynamic-bayesian-network-based fault diagnosis methodology considering transient and intermittent faults. *IEEE Trans. Autom. Sci. Eng.* 14 (1) (2017). pp. 276–285.
13. R. Arsenault Treatise on materials science and technology. *Plasticdeformation of materials, vol. VI. Academic Press. Inc.* New York. 1975.
14. Rolling bearings – Damage and failures - Terms, characteristics and causes, ISO 15243:2004(E), 2004.
15. M.A. Maleque, M.S. Salit Materials Selection and Design, *Springer*, 2013.
16. Example type B report wind turbine blade pitch bearing analysis, *Tech. rep.,JAD analysis*, 2015.
17. I. Kovaříkov' a, B. Szewczyk' a, P. Blařkovi's, E. Hodúlova, ' E. Lechovic Studyand characteristic of abrasive wear mechanisms. *Mater. Sci. Technol.* (2009). pp. 1335–9053.
18. Yubin Pan, Rongjing Hong, Jie Chen, Zhongwei Qin, Yang Feng Incipient fault detection of wind turbine large-size slewing bearing based on circular domain. *Measurement*. Volume 137. 2019.Pages 130-142. ISSN 0263-2241. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2019.01.033>.

19. Zepeng Liu, Long Zhang, Joaquin Carrasco Vibration analysis for large-scale wind turbine blade bearing fault detection with an empirical wavelet thresholding method. *Renewable Energy*. Volume 146. 2020. Pages 99-110. ISSN 0960-1481. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2019.06.094>

Kravchenko V., Ishchenko A., Rassokhin D., Nosovska O., Kapustin S. Method for determining the optimal time for diagnosing elements of rolling equipment.

A technique has been developed for optimizing the time for diagnosing groups of rolling equipment elements that fail during operation as a result of wear, fatigue phenomena, etc. In particular, this primarily refers to the failure of rolling bearings and friction pairs of rolling mills, roller tables and other machines of the entire rolling line complex. In addition, gear wheels of gearboxes of critical mechanisms, for example, a pressure device of a rolling stand, gear stands of a rolling mill drive, are subject to these damages. The diagnostics of a complex of such elements requires a lot of time and is not always possible in rolling production. It is for this reason that it became necessary to optimize the time of the next diagnosis, depending on the laws of distribution of the rate of change in the indicators of damage accumulation taken as a basis, which are determined by fixing statistical data on the elements of rolling equipment. In turn, these statistics should take into account the results of replacements of failed elements of rolling equipment and correct these statistics in accordance with the changes that have occurred. In turn, these statistics should take into account the results of replacements of failed elements of rolling equipment and adjust these statistics in accordance with the changes that have occurred. Such a replacement provides for the selection of rolling equipment elements that do not ensure the equipment operation due to damage, and at the same time forms a vector of distribution of elements, which replacement is expedient. As a consequence of such a replacement, it becomes necessary to form a distribution vector for the accumulation of damage in newly installed elements. For further consideration of the question of the probability of element damage, it is necessary to use the law of distribution of the damage accumulation rate and its parameters by the method of mathematical statistics. The results obtained by means of an optimization technique can be used to improve the efficiency of service maintenance of rolling equipment, the depletion of resources of which can be assessed by means of technical diagnostics.

Keywords: diagnostics, rolling equipment, optimization, bearings, gear wheels, distribution law, mathematical statistics, element damage.

Кравченко Владимир Михайлович – д-р техн. наук, проф. ГБУЗ «ПГТУ»

Kravchenko Vladimir – Doctor of Technical Sciences, Full Professor PSTU

E-mail: kvm1249@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0009-0006-5318-6277>

Іщенко Анатолій Олексійович – д-р техн. наук, проф. ДВНЗ «ПДТУ»

Ishchenko Anatoly – Doctor of Technical Sciences, Full Professor PSTU

E-mail: ishchenko50@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-6189-7830>

Рассохін Дмитро Олександрович – канд. техн. наук, доц. ДВНЗ «ПДТУ»

Rassokhin Dmytro – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor PSTU

Email: rassokhin_d_a@pstu.edu

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-3479-9485>

Носовська Олена Вікторівна – канд. техн. наук, доц. ДВНЗ «ПДТУ»

Nosovska Olena – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor PSTU

E-mail: nosovska_o_v@pstu.edu

ORCID: <https://orcid.org/0009-0009-8802-0674>

Капустін Станіслав Володимирович – аспірант каф. ПТМіДМ ДВНЗ «ПДТУ»

Kapustin Stanislav – Graduate student PSTU

E-mail: stanislav.kapustin.engineer@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0009-0000-4204-8449>

Державний вищий навчальний заклад «Приазовський державний технічний університет»

(ДВНЗ «ПДТУ»), м. Дніпро

SHEI “Priazovsky State Technical University” (PSTU), Dnipro

Гринь О. Г.
Трембач І. О.
Жаріков С. В.

ПІДВИЩЕННЯ РЕСУРСУ ПРЕСОВОГО ІНСТРУМЕНТУ ШЛЯХОМ КОМБІНОВАНОЇ ТЕХНОЛОГІЇ ВІДНОВЛЕННЯ

Аналіз літературних даних показав, що для відновлення пресового інструменту використовуються теплостійкі сталі системи легування Cr-W-Mo з карбідним зміцненням (3X3M3Ф, 30X2B8Ф, 40X12B4K2Ф) та сталі з інтерметалідним зміцненням (03Н15К9М5ТЮ, 04Н18М4К11, 10Х9К3В2МФБР). Під дією змінного температурно-циклічного впливу в поверхневому шарі наплавленого металу з карбідним зміцненням відбувається розпад мартенситу і коагуляція карбідів, що зменшує твердість, та, відповідно, прискорює знос. Сталі з інтерметалідним зміцненням перспективні за своїми властивостями, але водночас дефіцитність та висока вартість основних легуючих елементів обмежує їх застосування. Тому актуальним питанням є розробка економічно легваної сталі та технології відновлення пресового інструменту. Встановлено, що максимальна температура поверхні пуансону досягає 650-750 °С при встановленому режимі роботи і напруженому стані. Аналіз експлуатації пресового інструменту показав, що матеріал для їх виготовлення повинен відповідати комплексу вимог: висока міцність (не менше 1000 МПа), висока теплостійкість, достатня в'язкість, високий опір термічної втоми (розгаростійкість), хороша окалиностійкість та висока прогартовуваність. З метою підвищення надійності і довговічності пресового інструменту для деформування сплавів на основі міді запропонована комбінована технологія відновлення, що полягає в наплавленні металу на попередньо алітовану поверхню. При поєднанні технологій хіміко-термічної обробки (алітування) та наплавлення з використанням самозахисного порошкового дроту відбувається насичення наплавленого металу алюмінієм і його сполуками в результаті розчинення в ньому багатьох алюмінієм фаз, що сприяє зменшенню окалиноутворення та має забезпечувати високу жаростійкість наплавленого шару.

Ключові слова: пресовий інструмент, алітування, наплавлення, жаростійкість, самозахисний порошковий дріт.

Одним з важливих завдань при обробці металів тиском є підвищення надійності і довговічності інструменту [1–5]. Впровадження у виробництво прогресивних процесів відновлення інструменту обробки металів тиском, що максимально наближають форми заготовок до форм готових виробів, дозволяє значно скоротити втрати оброблюваного матеріалу та знизити витрати на подальшу механічну обробку. Ресурс працюючих в умовах змінного температурно-силового впливу прошивних пуансонів, матриць для гарячого пресування труб, пресових штампів та інших важко навантажених інструментів, що деформують нагріті мідні заготовки, коли температура поверхні інструменту досягає 500-700 °С при циклічній зміні нагрівання та охолодження, визначається переважно зносостійкістю приконттактних шарів металу [1–3, 6]. В результаті експлуатації в перетині штампного інструменту формуються значні залишкові та робочі напруги. Застосування нових конструкційних матеріалів потребує розширення робочого діапазону температури експлуатації штампних сталей до 700–800 °С.

В даний час для виготовлення інструменту гарячого деформування застосовують матеріали, які можна розділити на дві групи.

До першої групи, що набула широкого поширення, відносяться сплави з карбідним зміцненням: 7X3M, 25X5ФМС, 30X2B8Ф, 40X12B4K2Ф, 4X4MB3Ф, 5X2BMHФ, 30X2ГСМФ, 4X4M2BФС, 3X3M3Ф, 4X5MФС та ін. [1, 2, 6, 7, 9]. При наплавленні на такий інструмент теплостійких хром-вольфрам-молібденових сплавів, що мають структуру легваного мартенситу з розподіленими карбідами, під дією змінного температурно-циклічного впливу в поверхневому шарі наплавленого металу утворюється дифузійна зона, де відбувається розпад мартенситу і коагуляція карбідів, що зменшує твердість та прискорює знос [10].

Друга група включає сплави, для яких характерне утворення твердих розчинів високої міцності з інтерметалідним зміцненням: 03Н15К9М5ТЮ, 04Н18М4К11, 10Х28К64В4Г2С, 10Х9К3В2МФБР, 02Х9К3В2МВФБР [1, 11]. Виготовлений із цих сплавів інструмент спочатку має відносно низьку твердість, що дає можливість механічно обробляти їх у вихідному стані, а подальший відпуск забезпечує підвищення експлуатаційних характеристик. Сплави цієї

групи досить перспективні за своїми властивостями. Водночас дефіцитність та висока вартість основних легуючих елементів обмежує їхнє застосування [1, 10].

Застосування хрому в інструментальних сталях ґрунтується на здатності цього елемента добре розчинятися, утворюючи міцні карбіди, підвищувати міцність феритної складової сталі, втомну міцність та прогартування, помітно впливати на дисперсність одержуваних структур [10, 11, 13]. Наявність у структурі карбідів хрому сприяє збільшенню червоностійкості, зносостійкості та підвищенню міцності сталей за високих температур. Легування сталі хромом перешкоджає зростанню зерна. У разі зростання вмісту хрому понад 3 % спостерігається підвищена стійкість проти зниження твердості при відпусканні, що можна пояснити збільшенням кількості спеціальних карбідів [2, 3, 12].

Теплостійкість і червоностійкість сталі можуть бути значно підвищені легуванням вольфрамом. Вольфрам є основним елементом, що надає сталі червоностійкість [1, 2, 10, 12]. Це пояснюється здатністю вольфраму утворювати стійкі і складні карбіди.

Вольфрам підвищує теплостійкість сталі, причому це дуже позначається при вмісті його до 8 %. Збільшення його вмісту позитивно позначається на збереженні твердості за високих температур [12]. Поєднання хрому з вольфрамом позитивно впливає на властивості сталей, призначених для пресового інструменту щодо зниження чутливості до утворення сітки тріщин розпаду.

У сталі, що містить вольфрам та хром, часто вводиться ванадій. Промислове значення ванадію, як легуючого елемента, пов'язане з його впливом на гартування та стійкість сталі проти відпускання. З інших елементів, які застосовуються для легування штампових сталей та сталей для пресового інструменту, слід відзначити манган, кремній, нікель, молібден і кобальт.

В результаті значних температурно-силових впливів у поверхневих шарах інструменту відбуваються структурні зміни, що призводять до нерівномірного розподілу твердості по його перетину і крихкості металу.

Так само важливим фактором є стійкість проти зниження міцності (знеміцнення) в результаті нагрівання (стійкість проти високого відпуску), оцінити яку можна за твердістю матеріалу. Зміцнення визначається швидкістю укрупнення карбідів та збереженням властивостей легованого фериту за рахунок уповільнення дифузії вуглецю з основної матриці металу інструменту.

Для сталей з карбідним зміцненням мала пластичність при твердості більше 50 HRC сприяє зростанню втомних тріщин та пояснює найбільший спад терміну експлуатації інструменту. Твердість 44-46 HRC забезпечила найкращі значення обмеженої довговічності. Зниження довговічності зразків із твердістю 40-42 HRC пов'язане із загальним зниженням рівня механічних властивостей сталі, і пояснюється процесами коагуляції карбідів та супутнім зниженням міцності [9, 13].

Рівень температури в поверхневих шарах ($0,7 \cdot 10^{-3}$ м від поверхні) вище, ніж у тілі пуансону ($11,5 \cdot 10^{-3}$ м від контактної поверхні). Крім того, амплітуда коливання температур максимальна в поверхневих шарах штампового інструменту. Максимальна температура циклу в точках розташованих на відстані $0,7 \cdot 10^{-3}$ м від поверхні пуансона в період квазістаціонарного теплового режиму пуансона становить 650 °С, мінімальна – 425 °С. У зоні максимального нагрівання металу пуансона спостерігаються найбільші сумарні напруги штампового інструменту [1, 3, 5].

Таким чином, максимальна температура поверхні пуансону досягає 650–750 °С при встановленому режимі роботи і напруженому стані, що важливо знати при виборі марки штампової сталі та електродних матеріалів при реновації робочої поверхні інструменту та призначенні режимів її термічної обробки.

Матеріал для гарячих штампів повинен відповідати комплексу вимог. До них, в першу чергу, відносяться висока міцність (не менше 1000 МПа), потрібна для збереження форми штампів при високих питомих тисках під час деформування, і висока теплостійкість, що дозволяє зберегти високі твердість і міцність при тривалому температурному впливі. Сталі повинні

мати достатню в'язкість для попередження поломок при ударному навантаженні. Вони повинні володіти високим опором термічної втоми (розгаростійкості), зберігаючи здатність витримувати багаторазові нагріву та охолодження без утворення сітки тріщин. Сталі повинні мати хорошу окалиностійкість та високу прогартовуваність для забезпечення необхідних механічних властивостей по всьому перетину.

Для підвищення окалиностійкості сталь легують хромом, алюмінієм, кремнієм. Ці елементи мають більшу спорідненість з киснем, ніж залізо, і утворюють на поверхні сталі щільні плівки оксидів Cr_2O_3 , Al_2O_3 , SiO_2 . Наявність цих плівок призводить до гальмування процесів подальшого окиснення.

Окалиностійкість залежить від складу сталі і визначається, насамперед, вмістом хрому. Мінімальний вміст хрому, який забезпечує окалиностійкість при різних температурах становить: для $700\text{ }^\circ\text{C}$ – 5 %; для $900\text{ }^\circ\text{C}$ – 12 %; для $1000\text{ }^\circ\text{C}$ – 18 % [13].

Метою даної роботи є визначення оптимального способу відновлення та підвищення довговічності інструменту гарячого деформування мідних сплавів, на основі аналізу причин виходу його з ладу.

Основними причинами виходу з ладу інструменту деформування типу прес-втулка, прес-шайба, пуансон для видавлювання, є: зношування, руйнування та змінання.

Ілюстративним прикладом причин виходу з ладу інструменту деформування є поверхня прошивного пуансону виготовлення труби з мідного сплаву та зовнішній вигляд поверхні зношеної прес-втулки з боку матриці після пресування 60 т сплаву МНЖМц-30-1-1 (рис. 1).

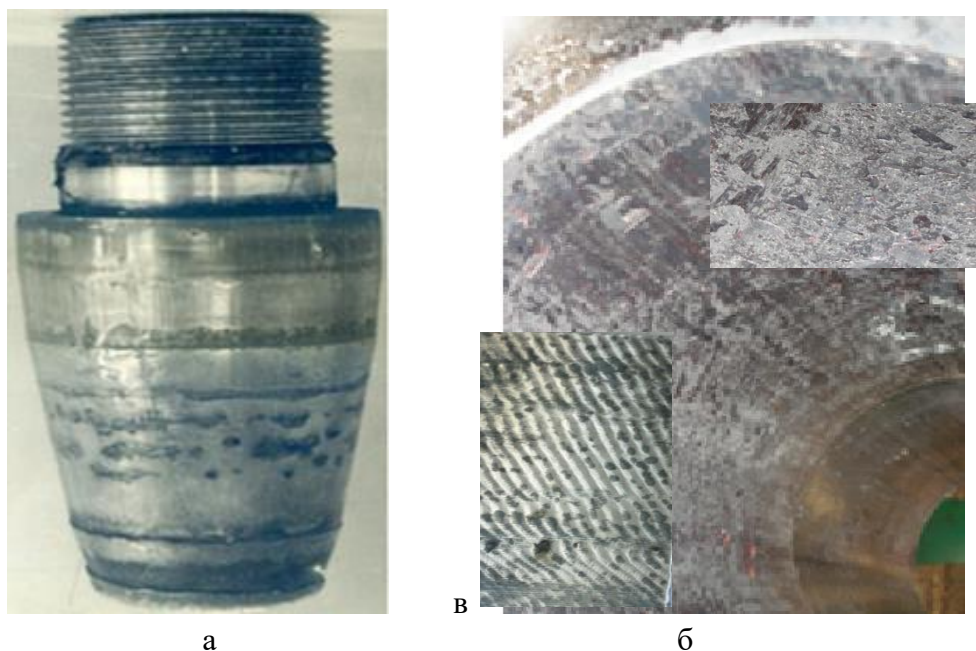


Рис. 1. Прошивний пуансон виготовлення труби із мідного сплаву (а) та панорама поверхні зношеної прес-втулки з окаленою (б) та після її видалення (в)

Зношування можна розділити на загальне, що передбачає зміну розмірів деформуючого інструменту за рахунок процесу фізичного стирання, яке полягає в усуненні з робочої поверхні дрібних частинок *матеріалу інструменту деформованим металом* і змінання робочих крайок інструменту за рахунок анізотропії властивостей його матеріалу та порушень технологічного процесу виготовлення та експлуатації.

Руйнування інструменту, насамперед, пов'язане з наявністю тріщин на робочій поверхні внаслідок розпаду, котрому сприяє термоциклічне навантаження. Найнебезпечнішим видом зносу є розгарна сітка тріщин, тому що при контакті інструменту з нагрітою заготівлею напруга в поверхневому шарі досягає межі плинності, викликаючи пластичну деформацію. У міру досягнення максимальних температур, величини напруг в пружно деформованому шарі

зростають, а при охолодженні спочатку падають до нуля, а потім приймають протилежний знак.

Змінання поверхні інструменту деформування проявляється в пластичному деформуванні робочих елементів через температурний і силовий вплив, що є характерною причиною виходу з ладу при гарячому деформуванні. Зношування змінанням викликає зміну геометричних форм інструменту і збільшується в міру підвищення числа пресувань. При переміщенні поверхонь, що труться, в результаті пластичного зсуву окремих обсягів, утворюються ділянки зміцненого металу, у ряді випадків з утворенням наростів.

Локальне руйнування пов'язане з анізотропією структури і механічних властивостей металу інструменту під впливом циклічного впливу температури і напруг.

При обстеженні прес-шайб, матриць, втулок, пуансонів встановлено, що на робочій поверхні інструменту має місце:

знос окисненням, що представляє послідовне утворення, руйнування та винесення оксидів із контактної зони, що є початком абразивного зносу, що визначається впливом твердих частинок деяких продуктів зносу

змінання металу, як наслідок силового впливу деформованого металу за температури 700–800 °С;

сліди осповидного зносу з розвитком сітки тріщин. Розгарні тріщини сприяють зносу стиранням, а в багатьох випадках самі стають причиною виходу з ладу пресового інструменту. При значній швидкості переміщення деформованого металу по площині інструменту і невеликій глибині розгарних тріщин, за кожен цикл пресування розгарні тріщини можуть «заліковуватися» металом, що деформується, переміщуючись на ділянки, де має місце скупчення розгарних тріщин, викликаючи «заліпання» і подальше активне зношування;

знос схоплюванням, що відбувається за рахунок зварювання пар металу, що труться, по мікронерівностям з наступним виривом або мікрорізом по зварених ділянках.

Таким чином, інструмент для гарячого деформування металів працює в умовах значних теплових та силових навантажень і піддається різним видам зношування. Початковою причиною скорочення довговічності прошивних пуансонів та прес-втулок є: знос окисненням та абразивний знос, розтріскування поверхневого шару, після чого розвиваються процеси зношування, руйнування і змінання.

Найбільше підвищення довговічності штампів гарячого штампування досягається при правильному виборі режимів експлуатації, марки штампової сталі. Для опору на первинній стадії руйнування метал поверхневого шару інструменту повинен мати карбіди, інтерметаліди, а також хром і алюміній, що забезпечують опір шару металу окисненню при високих температурах.

На підставі проведеного аналізу можна сформулювати основні вимоги до наплавленого металу для пресового інструменту гарячого деформування. Цей метал повинен мати:

необхідну твердість за робочих температур;

високу міцність при достатньому рівні пластичності;

добре протистояти утворенню тріщин при високих термічних напругах;

добре чинити опір зносу при підвищених температурах.

Незалежно від типу металу його робоча поверхня зношується і в цьому випадку потрібна його реновація. На вітчизняних та зарубіжних підприємствах застосовують різні методи відновлення та підвищення довговічності інструменту, серед значної кількості яких особливої уваги заслуговують: наплавлення, напилення, хіміко термічна обробка (ХТО). Для розглянутих умов експлуатації штампового інструменту найменш придатним є напилення, з причини невисокої адгезійної міцності, підвищеної екологічної безпеки, низького коефіцієнту використання енергії.

Ефективним методом відновлення геометричних параметрів інструменту і його зміцнення є застосування електродугового наплавлення з використанням електродних матеріалів, що забезпечують достатню стійкість наплавленого металу враховуючи умови їх експлуатації. Перспективним, з точки зору забезпечення хімічного складу наплавленого металу, товщини

наплавленого шару, продуктивності процесу, зручності контролю процесу наплавлення є використання самозахисного порошкового дроту (СПД). Застосування електродугового наплавлення, в тому числі самозахисним порошковим дротом, дозволяє отримати зміцнювальний шар практично необмеженої товщини, але при цьому не завжди можливо досягти необхідних властивостей наплавленого металу [2, 10, 13].

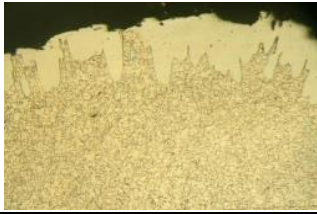

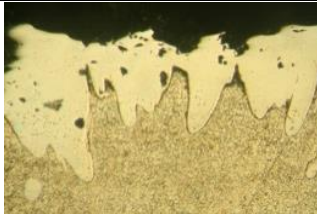



Застосування ХТО (алітування або хромоалітування) забезпечує підвищення жаростійкості, окислостійкості, корозійної стійкості, за рахунок утворення тонкої оксидної плівки Al_2O_3 товщиною до 0,6 мм, що не достатньо для підвищення довговічності штампового інструменту [8, 14-16].

Вказаним методам притаманні деякі недоліки, які можна компенсувати при їх комбінованому застосуванні. Тобто, покращити якість відновлення інструменту деформування в гарячому стані можливо шляхом удосконалення існуючої технології за допомогою створення комбінованої, яка складається з ХТО і подальшим наплавленням СПД.

Процес алітування досліджувався на зразках зі сталі 5ХНМ. У процесі хіміко-термічної обробки (алітування) в порошковій суміші, що складається з 49 % порошку алюмінію, 49 % Al_2O_3 і 2 % NH_4Cl , на режимах вказаних в табл. 1. Відбувається насичення поверхні металу рівномірним шаром алюмінію. Виконані дослідження показали, що проведення алітування в механічній суміші алюмінію при температурі 600 °С не утворює дифузійного шару, що підтверджується значенням мікротвердості на рівні 1300 МПа по перерізу заготівлі. Алітування при температурі вище 700 °С протягом 60 хв. (табл. 1) дозволяє отримати дифузійний шар завтовшки не менше 0,20 мм, збагачений алюмінієм та його сполуками із залізом. При цьому мікротвердість підвищується до 6500 МПа, причому після насичення поверхні зразка алюмінієм формуються шари, що містять алюмініди $FeAl$, $FeAl_2$ і Fe_2Al_5 . Ці фази забезпечують насичення металу достатньою кількістю алюмінію для отримання задовільної жаростійкості.

Таблиця 1

Структури алітованих зразків після теплового та хімічного травлення, отримані внаслідок алітування на різних режимах

№ з/п	T, °C (x ₁)	t, хв. (x ₂)	Глибина алітованого шару, мм	Структура після хімічного травлення, × 100	Структура після теплового травлення, × 100
1	700	60	0,20		
2	800	30	0,32		
3	800	120	0,55		

Дифузійне насичення поверхні металу алюмінієм забезпечує однорідність складу та механічних властивостей перерізу зразка на товщину 0,30-0,55 мм. Алюміній забезпечує формування покриттів із спеціальними властивостями за рахунок утворення інтерметалідних фаз з унікальним поєднанням твердості, корозійної стійкості та жаростійкості. Витримка зразка від 60 до 120 хв. забезпечує наявність стабільного дифузійного шару по перерізу зразка. Зі збільшенням параметрів алітування – температури та часу витримки – збільшується глибина алітованого шару (рис. 2).

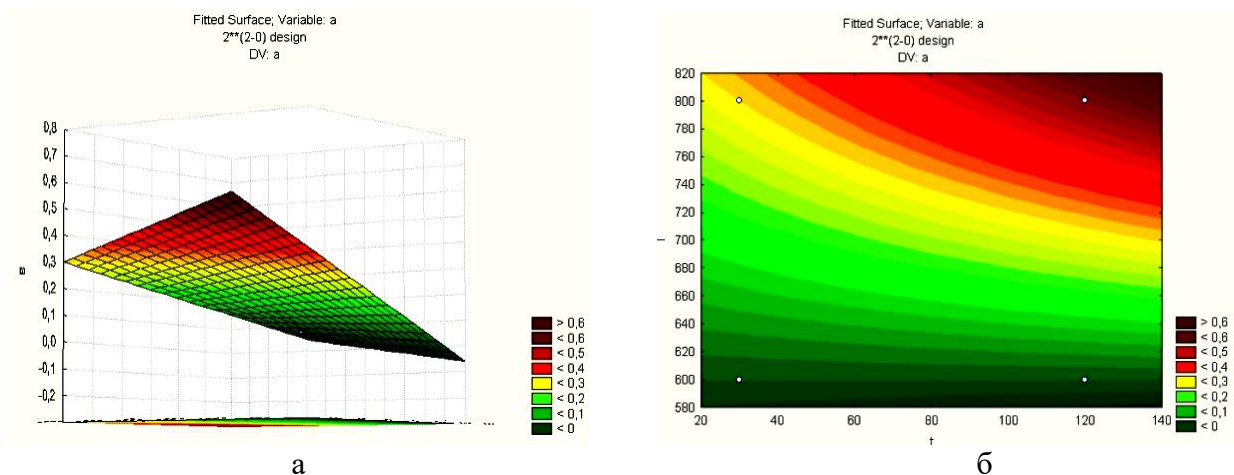


Рис. 2. Тривимірний (а) та контурний (б) графіки залежності глибини алітованого шару від режимів алітування

Отримано рівняння регресії, що адекватно відображає дані експерименту:

$$y = 0,25 + 0,1x_1 + 0,17x_2 + 0,03x_1x_2$$

З отриманого рівняння та наведених графіків (рис. 2, а та б) видно, що із збільшенням значень температури алітування та часу витримки зростає значення відгуку (глибина алітованого шару).

Наплавлення СПД на поверхню пластин зі сталі 5ХНМ виконувалось на режимах: діаметр дроту 3 мм, струм наплавлення 300-320 А, напруга на дузі 28-30 В, полярність зворотна, джерело живлення ВДУ-506. При напавленні на пластини з алітованою поверхнею (рис. 3, а) і без алітування (рис. 3, б) зафіксовано стабільність дуги, незначне розбризкування електродного металу, хороше формування напавленого валика, незначна лускатість напавлення, що характерно так само для напавлення на пластини, що не піддавалися ХТО. Поперечний переріз зразків після напавлення та їх мікротвердість представлені на рис. 3.

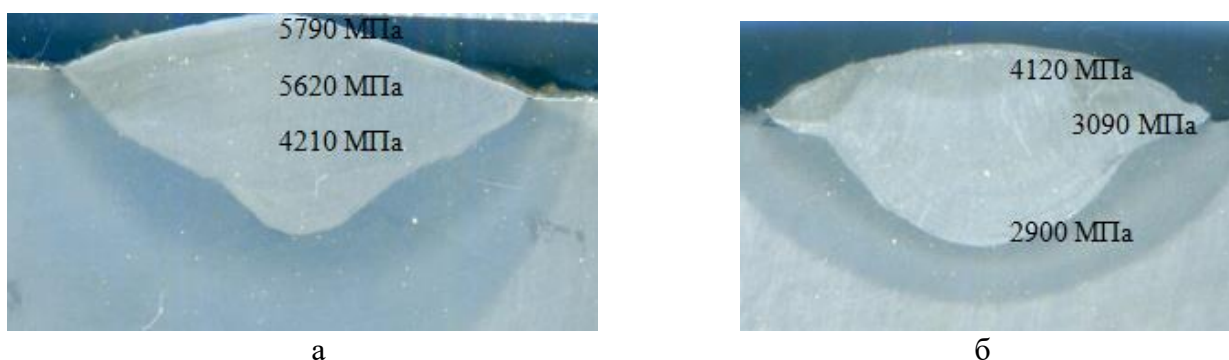


Рис. 3. Поперечний переріз напавлених валиків на пластину з ХТО (а) і без ХТО (б)

При напавленні на пластину з ХТО відбувається перемішування алітованого шару, основного металу та електродного. В результаті перемішування рідкого металу та металургійних

процесів на стадії зварювальної ванни, відбувається рівномірне насичення наплавленого шару розчином алюмінію та його сполуками. Порівняння мікрошліфів металу наплавленого самозахисним порошковим дротом (СПД) на алітовану поверхню і поверхню без алітування показало істотну різницю (рис. 3). Структура основного металу ферито-перлітна, мікротвердість якої становить до 2900 МПа. У перехідній зоні ферито-перлітна структура з мікротвердістю 3090 МПа у зразках без алітування. Для зразків з алітованим шаром характерна перехідна зона з мікротвердістю 3900-4200 МПа, що відповідає мікротвердості перліту, до складу якого входить насичений алюмінієм ферит. Структура поверхневого шару наплавного валика складається з твердого розчину алюмінію Fea. Твердий розчин алюмінію в наплавленому металі має високу мікротвердість 5600-5790 МПа, що пов'язано з розчиненням алюмінію Fea.

Для визначення місця розташування фаз у структурі зміцненого шару застосовували теплове травлення шляхом нагрівання полірованого мікрошліфа в камерній печі при 400 °С протягом 30 хв. та охолодження на повітрі. Наплавлений метал та зона сплавлення у першому випадку мають характерне забарвлення після теплового травлення (рис. 4).

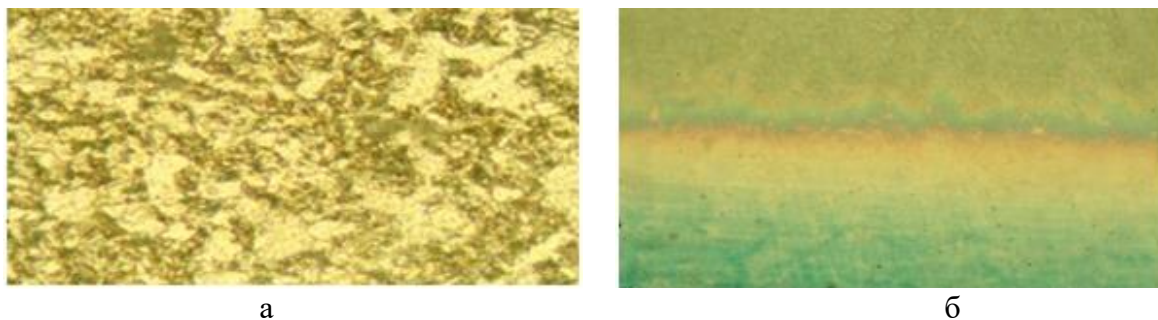


Рис. 4. Мікроструктура зразків «наплавлений метал – перехідна зона» після хімічного (а) та теплового (б) травлення

Аналіз наплавленого металу після теплового травлення показав, що у разі алітування пластин з витримкою 30 хв. алітований шар невеликої товщини у процесі розплавлення змішався з основним металом. В результаті сформувалася неоднорідна структура. Можна припустити, що такий шар повинен мати знижену жаростійкість через недостатню концентрацію в ньому алюмінію.

Після алітування протягом двох годин у поверхневому шарі присутні структури, вміст алюмінію в яких перевищує 30 %. Можна припустити, що така кількість алюмінію у процесі наплавлення має забезпечувати отримання сплаву, який містить частку алюмінію, достатню для забезпечення високої жаростійкості. Алітуванні пластин за режимами 1, 2, 3 (табл. 1) забезпечує надійний захист наплавленого металу від окиснення. Завдяки цьому при наплавленні на поверхні утворюється оксидна плівка Al_2O_3 , що перешкоджає утворенню оксидів заліза.

Дослідження показують, що у всіх випадках після наплавлення на пластини, що алітовані за режимами, вказаними в табл. 1, структура поверхневого шару наплавленого валика складається з твердого розчину алюмінію Fea. Це має забезпечувати високу жаростійкість наплавленого шару (рис. 4).

Між основним металом і наплавленим шаром існує перехідна зона, структурою якої є перліт, до складу якого входить ферит, збагачений алюмінієм (рис. 4, б).

Окалиностійкість наплавленого металу оцінювали по зміні маси зразків, які нагрівали до температури 900 °С, робили витримку протягом двох годин, після чого охолоджували разом з піччю. Аналіз результатів дослідження показав збільшення маси зразків на початковій стадії термоцикування (2–3 цикли), що пояснюється меншим насиченням поверхні наплавленого металу алюмінієм по причині активного перемішування зварювальної ванни і виходу на поверхню продуктів металургійних реакцій, в той час коли розкислювальна активність алюмінію знизилась.

При подальшому збільшенні числа циклів випробувань маса зразків залишилась незмінною. Такий характер залежності, маси зразків від числа циклів, підтверджує явище легування наплавленого металу алюмінієм з алітованого шару.

Таким чином, можна стверджувати, що процес наплавлення СПД по алітованому шару являє собою потрійну систему: плавкий електрод - алітований шар - основний метал. При наплавленні утворюється зварювальна ванна, де відбувається розчинення значної кількості алюмінію та його сполук, їх рівномірний розподіл у розплавленому вигляді по перетину наплавлення за рахунок активного перемішування рідкого металу. Як показали експерименти, незалежно від режиму ХТО зразків, відбувається насичення їхньої поверхні алюмінієм, що позитивно позначається на розподілі сполук алюмінію в наплавленому металі. У досліджуваних межах вмісту алюмінію, у наплавлених валиках дефекти у вигляді тріщин або пір відсутні.

ВИСНОВКИ

Інструмент для гарячого деформування металів працює в умовах значних теплових та силових навантажень і піддається різним видам зношування, тому необхідність збільшення ресурсу інструменту внаслідок застосування нових конструкційних матеріалів вимагає розширення робочого діапазону температури експлуатації штампових сталей до 700–800 °С, що неможливе без впровадження прогресивних технологій відновлення. Проведена систематизація способів зміцнення робочої поверхні інструменту вказує на можливість їх комбінування.

Алітування пластин при температурі вище 700 °С сприяє збільшенню алітованого шару за рахунок дифузії алюмінію в глибину зразка, розширенню зони проникнення та різновиду алюмінідів. У процесі наплавлення по алітованому шару структура наплавленого металу складається з твердого розчину алюмінію Fe_α, що в наплавленому металі має високу мікротвердість 5600–5790 МПа.

Запропонований метод підвищення зносостійкості полягає в напавленні самозахисним порошковим дротом поверхні інструменту після хіміко-термічного оброблення (алітування), в результаті чого відбувається насичення наплавленого металу алюмінієм і його сполуками, що сприяє зменшенню окалиноутворення і збільшенню терміну експлуатації інструменту.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Гогаєв К. О., Сидорчук О. М., Радченко О. К. Інструментальні штампові сталі для гарячого деформування. *Металознавство та обробка металів*. 2016. 3. С. 18–21.
2. Сидорчук О. М. Властивості штампової сталі 4X4H5M4Ф2 для гарячого деформування кольорових металів та сплавів. *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. 2021. 1. С. 108–111.
3. Гринь А. Г., Пресняков В. А., Бойко И. А., Волков С. М. Анализ причин износа рабочих втулок при прессовании заготовок из медно-никелевых сплавов. *Мир техники и технологий*. 2013. 3. С. 34–37.
4. Алиев И. С., Алиева Л. И., Лобанов А. И., Савчинский И. Г. Обеспечение стойкости штамповой оснастки. *Металлообработка*. 2007. 5. С. 22–28.
5. Карпенко В. М., Кошевой А. Д., Катренко В. Т. и др. Оптимизация состава наплавленного металла для прессового инструмента. В кн.: Теоретические и технологические основы наплавки. Наплавка деталей и оборудования металлургии и энергетики. Киев, ИЭС им. Е.О.Патона АН УССР, 1980. С. 42–48.
6. Карпенко В. М., Кошевой А. Д., Гаврилов А. В. Повышение стойкости прессового инструмента путем механизированной наплавки самозащитной порошковой проволокой. В сб.: Пути повышения эффективности сварочного производства и улучшения качества сварных конструкций. Минск, 1978. С. 64–65.
7. Бармин Л. Н., Королев Н. В., Пряхин А. В. Свойства мартенситно стареющих сплавов для наплавки инструмента горячего и холодного деформирования. [В кн.: Теоретические и технологические основы наплавки. Свойства и испытания наплавленного металла]. Киев: издво ИЭС им. Е. О. Патона АН УССР, 1979. С. 55–61.
8. Гринь А. Г., Жариков С. В., Дудинский А. Д. Способ повышения долговечности прошивных штампов. Сварка и родственные технологии, перспективы развития. *Материалы IV международной научно-технической конференции*. 04-07 октября 2016г.: Под общ. ред. д-ра техн. наук Н.А. Макаренко. Краматорск: ДГМА, 2016. 140 с
9. Тишаев С. И., Конрад Ю. Г., Позняк Л. А. Новая сталь 5X2BMHФ (Дн-32) для штампового инструмента горячего деформирования. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1973. 6. С. 14–18.
10. Фрумин И. И. Современные типы наплавленного металла и их классификация. *Теоритические и технологические основы наплавки. Наплавленный металл* / Под ред. И.И. Фрумина. Киев ИЭС имю Е.О. Патона. 1977. С. 3–11.

11. Козлов П. А., Скоробогатых В. Н., Щенкова И. А. Структура, механические свойства и жаропрочные характеристики сталей 10X9K3B2MFBR и 02X9K3B2MFBR. *Научные ведомости БелГУ. Серия: Математика. Физика.* 2011. 11. С. 134–141.
12. Кондратьев И. А., Рябцев И. А., Черняк Я. П. Порошковая проволока для наплавки слоя мартенситностареющей стали. *Автоматическая сварка.* 2006. 4 (636). С. 50–53.
13. Лейначук Е. И., Подгаецкий В. В., Парфессо Г. И. Влияние хрома на стойкость металла шва против образования кристаллизационных трещин. *Автоматическая сварка.* 1978. 1. С. 20–23.
14. Заблоцкий В. К., Шимко А. И. Особенности влияния алитирования на структуру и свойства стали 10. *Восточно-Европейский журнал передовых технологий.* Харьков. 2005. 6. С. 33–36.
15. Столбов В. О., Могиленец М. В., Думенко К. О., Кривчик Л. С., Хохлова Т. С., Пінчук В. Л. Використання хіміко-термічної обробки з метою зміцнення трубного інструменту для виробництва нержавіючих труб. *Металургійна та гірничорудна промисловість.* 2020. 4. С. 52–71.
16. Bartkowska Aneta, Popławski Mikołaj, Przystacki Damian. Heat and Thermochemical Treatment of Structural and Tool Steels. *Journal of Research and Applications in Agricultural Engineering.* 2015. Vol. 60(2) [Електронний ресурс] - http://www.pimr.poznan.pl/biul/2015_2_BPP.pdf

REFERENCES

1. Gogaev K. O., Sydoruk O. M., Radchenko O. K. Tool stamping steels for hot deformation. *Metallurgy and metal processing.* 2016, 3, pp. 18–21. (in Ukrainian).
2. Sydoruk O. M. Properties of stamping steel 4X4H5M4Ф2 for hot deformation of non-ferrous metals and alloys. *Bulletin of the Vinnytsia Polytechnic Institute.* 2021, 1, pp. 108–111. (in Ukrainian).
3. Grin O. G., Presnyakov V. A., Boyko I. A., Volkov S. M. Analysis of the causes of wear of working bushings when pressing workpieces from copper-nickel alloys. *World of technology and technology.* 2013. 3, pp. 34–37. (in Russian).
4. Aliyev I. S., Aliyeva L. I., Lobanov A. I., Savchinsky I. G. Ensuring the durability of stamping equipment. *Metal processing.* 2007, 5, pp. 22–28. (in Russian).
5. Karpenko V. M., Koshovyi O. D., Katrenko V. T. Optimization of the composition of deposited metal for a press tool. In the book: *Theoretical and technological foundations of surfacing. Surfacing of parts and equipment of metallurgy and energy.* Kyiv, IEW named E.O. Paton, Academy of Sciences of the Ukrainian SSR. 1980, pp. 42–48. (in Russian).
6. Karpenko V.M., Koshovyi A.D., Gavrilov A.V. Increasing the stability of a press tool by means of mechanized surfacing with self-protecting flux-cored wire. In Sat.: *Ways of increasing the efficiency of welding production and improving the quality of welded structures.* Minsk. 1978, pp. 64–65 (in Russian).
7. Barmin L. M., Korolev N. V., Pryakhin A. V. Properties of martensitic aging alloys for surfacing of hot and cold deformation tools. In the book: *Theoretical and technological foundations of surfacing. Properties and tests of deposited metal.* Kyiv; type of IEW named E. O. Paton, Academy of Sciences of the Ukrainian SSR. 1979, pp. 55–61. (in Russian).
8. Gryn O. G., Zharikov S. V., Dudynskyi A. D. A method of increasing the durability of stitching stamps. *Welding and related technologies, development prospects. Materials of the 4th international scientific and technical conference.* October 4-7, 2016: In general ed. Dr. Tech. Sciences N. O. Makarenko. Kramatorsk: DDMA. 2016. 140 p. (in Russian).
9. Tyshaev S. I. New steel 5Kh2VMNF (Dn-32) for hot deformation stamping tools. *Forging and stamping production.* 1973. 6, pp. 14–18. (in Russian).
10. Frumin I. I. Modern types of deposited metal and its classification. *Theoretical and technological foundations of surfacing. Welded metal.* Ed. I. I. Frumin. Kyiv. IEW named E. O. Paton. 1977, pp. 3–11. (in Russian).
11. Kozlov P.A., Skorobogatykh V.N., Shchenkova I.A. Structure, mechanical properties and heat-resistant characteristics of 10Kh9K3V2MFBR and 02Kh9K3V2MFBR steels. *Scientific information of BelSU. Series: Mathematics. Physics.* 2011. 11, pp. 134-141. (in Russian).
12. Kondratiev I.A., Ryabtsev I.A., Chernyak Y.P. Powdered wire for surfacing a layer of martensitic aging steel. *Automatic welding.* 2006. 4, pp. 50–53 (in Russian).
13. Leynachuk E.I., Pidgaetskyi V.V., Parfeso G.I. The influence of chromium on the resistance of weld metal against the formation of crystallization cracks. *Automatic welding.* 1978. 1, pp. 20–23 (in Russian).
14. Zablotskyi V.K., Shimko O.I. Peculiarities of the impact of alitization on the structure and properties of steel 10. *East European Journal of Advanced Technologies.* Kharkiv. 2005, 6, pp. 33–36. (in Russian).
15. Stolbov V. O., Mogilenets M. V., Dumenko K. O., Kryvchyk L. S., Khokhlova T. S., Pinchuk V. L. Use of chemical and thermal treatment for the purpose of strengthening pipe tools for the production of stainless pipes. *Metallurgical and mining industry.* 2020, 4, pp. 52–71.
16. BARTKOWSKA Aneta, POPLAWSKI Mikołaj, PRZESTACKI Damian. Heat and Thermochemical Treatment of Structural and Tool Steels. *Journal of Research and Applications in Agricultural Engineering.* 2015. Vol. 60(2). [Electronic resource] - http://www.pimr.poznan.pl/biul/2015_2_BPP.pdf

Grin O., Trembach I., Zharikov S. Increasing extrusion tool life through combined recovery technology.

The analysis of literature data showed that heat-resistant steels of Cr-W-Mo alloy systems with carbide strengthening (3X3M3Φ, 30X2B8Φ, 40X12B4K2Φ) and steel with intermetallic strengthening (03H15K9M5TЮ, 04H18M4K11, 10X9K3B2MΦБP) are used to recovery the press tool. Under the influence of variable temperature-cyclic influence in the surface layer of the deposited metal with carbide strengthening, martensite disintegration and coagulation of carbides occur, which reduces hardness and, accordingly, accelerates wear. Steels with intermetallic strengthening are promising in terms of their properties, but at the same time, the scarcity and high cost of the main alloying elements limits their use. Therefore, the development of economically alloyed steel and press tool recovery technology is an urgent issue. It was established that the maximum temperature of the surface of the punch reaches 650-750 °C with the established mode of operation and the stressed state. Analysis of the operation of press tools showed that the material for their manufacture must meet a set of requirements: high strength (at least 1000 MPa), high heat resistance, sufficient viscosity, high resistance to thermal fatigue (heat resistance), good scale resistance and high hardenability. In order to increase the reliability and durability of the press tool for deformation of copper-based alloys, a combined recovery technology is proposed, which consists in surfacing the metal on a pre-alloyed surface. When combining the technologies of chemical and thermal treatment (aluminizing) and surfacing using self-shielded flux-cored wire, the surfacing metal is saturated with aluminum and its compounds as a result of the dissolution of aluminum-rich phases in it, which contributes to the reduction of scale formation and should ensure high heat resistance of the surfacing layer.

Key words: extrusion tool, aluminizing, surfacing, heat resistance, self-shielded flux-cored wire.

Гринь Олександр Григорович – канд. техн. наук, доц., декан ДДМА

Grin Oleksandr – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Dean DSEA

E-mail: mf@dgma.donetsk.ua

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-3432-8149>

Трембач Ілля Олександрович – аспірант ДДМА

Trembach Illia – Graduate student DSEA

E-mail: i_trembach@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-3932-2520>

Жаріков Сергій Володимирович – канд. техн. наук, доц.

Zharikov Serhii – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor

E-mail: mf@dgma.donetsk.ua

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-8754-9447>

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

Стаття надійшла до редакції 20.07.23 р.

Лютий Р. В.
Федоров М. М.
Дьяченко Ю. Г.
Кочешков А. С.
Демчук Г. В.
Люта Д. В.

ТЕХНОЛОГІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ СТРИЖНЕВИХ СУМІШЕЙ З ФОСФАТАМИ АЛЮМІНІЮ, ЦИРКОНІЮ ТА КРЕМНІЮ ДЛЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ЛИТИХ ЗАГОТОВОК ШТАМПОВОГО ІНСТРУМЕНТУ

У світовій практиці штампіві вставки на 70% виготовляють способами лиття, при цьому спостерігається тенденція до зниження використання поковок та сортового прокату. З точки зору ливарного виробництва, процес виготовлення цих деталей представляє ряд складнощів. Для їх виготовлення використовують середньо- та високолеговані, часто комплексно леговані сталі. Вони зумовлюють високі вимоги до термічної та фізико-хімічної стійкості ливарних форм. Тому створення нових матеріалів, у першу чергу високоефективних зв'язувальних компонентів для ливарних форм, є актуальним завданням. Як властивості металу формуються на базі його кристалічної структури, так і властивості формувальної (стрижневої) суміші формуються на мікрорівні, в результаті взаємодії зернової основи та плівок зв'язувального компонента між собою. Таким чином, забезпечення належного рівня властивостей сумішей для ливарних стрижнів є шляхом до забезпечення якості форми в цілому і якості отримуваних литих заготовок. Статтю присвячено дослідженню властивостей стрижневих сумішей, які містять зв'язувальні компоненти, синтезовані за оригінальними технологіями з ортофосфорної кислоти та ряду добавок. Серед них пілоподібні вогнетривкі наповнювачі (кварц, циркон, пірофіліт, дистен-силіманіт), а також концентрат алюмінієвих шлаків та сульфат алюмінію. Суміші тверднуть при нагріванні в інтервалі від 200 до 300 °С. В роботі було визначено міцність зразків даних сумішей при стисканні і при розриванні, встановлено співвідношення між цими характеристиками. Також визначено важливі властивості запропонованих сумішей з точки зору усунення газових та поверхневих дефектів литих заготовок – газопроникність і газотвірність. Властивості досліджуваних стрижневих сумішей визначали за стандартними методиками та на стандартних зразках, прийнятих для ливарного виробництва. Газотвірну здатність визначено непрямим методом нагрівання проб сумішей до 1000 °С та фіксацією об'єму виділених із проби газоподібних речовин. Встановлено, що за комплексом властивостей представлені суміші можуть бути рекомендовані для виготовлення ливарних стрижнів під час отримання виливків із залізвуглецевих сплавів, у т.ч. литих заготовок штампового інструменту з легованих сталей.

Ключові слова: штамповий інструмент, лита заготовка, стрижнева суміш, зв'язувальний компонент, фосфати алюмінію, газопроникність, міцність при стисканні.

Ефективність процесів пластичної деформації заготовок, незалежно від технологічного процесу і використовуваного устаткування, залежить від матеріалу та технології виготовлення інструменту, призначеного для пластичного деформування металів тиском. Основним способом підвищення стійкості штампів до недавнього часу вважали використання високолегованих штампових сталей, тобто більш дорогих залізвуглецевих сплавів. Сучасний світовий досвід показує, що найбільш раціональним шляхом вирішення проблеми підвищення стійкості штампів, зниження трудомісткості їх виготовлення і собівартості, а також скорочення питомої витрати штапкової сталі та утилізації її відходів є виготовлення штапкового оснащення методами лиття [1]. У світовій практиці останніми роками зростає інтерес до розроблення технологій виготовлення литих штампових вставок високої якості.

Отже, технології обробки металів тиском, як і більшість галузей машинобудування та металургії, все більше використовують литі заготовки та інструмент. Важливою тенденцією також є максимальна точність литих заготовок, яка наближає їх до готових деталей. На сьогодні у світовій практиці близько 70 % штампових вставок являють собою литі вироби. Для їх виготовлення переважно використовують спеціальні та особливі способи лиття і майже ніколи – лиття в разові піщані форми. Це пов'язано із тим, що для умов лиття високолегованих спеціальних сталей, які часто наближаються за механічними та спеціальними властивостями до твердих сплавів, більшість наявних матеріалів для ливарних форм не забезпечують належної

якості готової продукції [2]. Тому створення нових матеріалів, у першу чергу високоефективних зв'язувальних компонентів для ливарних форм і стрижнів, є актуальним завданням.

Як властивості металу формуються на базі його кристалічної структури, так і властивості формувальної і стрижневої сумішей формуються на мікрорівні, в результаті взаємодії зернової основи та плівок зв'язувального компонента (ЗК) між собою. Таким чином, забезпечення належного рівня властивостей сумішей є шляхом до забезпечення якості ливарних форм і стрижнів і, як наслідок, якості отримуваних литих заготовок.

Важливим питанням у ливарному виробництві є розроблення нових високоефективних формувальних і стрижневих сумішей. За попередні роки проведено ряд дослідницьких робіт із удосконалення технології лиття у сирі піщано-бентонітові форми [3-5], розроблення процесу синтезу і використання у складі стрижневих сумішей нового органічного ЗК [6-8]. Також науковці працюють над впровадженням нових процесів зміцнення сумішей з рідким склом [9]; відновився інтерес до металофосфатних стрижневих сумішей [10-12].

Дослідженнями кафедри ливарного виробництва КПІ імені Ігоря Сікорського вперше в технології виготовлення ливарних стрижнів отримано новий клас ЗК, які являють собою пірофосфати металів і принципово відрізняються від раніше відомих ортофосфатів, що мають місце в холоднотвердних сумішах. Досліджено температурні і часові умови отримання пірофосфатів кремнію SiP_2O_7 та цирконію ZrP_2O_7 в системах $\text{H}_3\text{PO}_4 - \text{SiO}_2$ та $\text{H}_3\text{PO}_4 - \text{ZrSiO}_4$ [13, 14]. Також отримано нові ЗК під час взаємодії ортофосфорної кислоти з алюмовмісними матеріалами різної хімічної природи [15].

Вагомою перевагою вказаних технологічних розробок, порівняно з холоднотвердними сумішами на металофосфатах, є відсутність дорогих та нестабільних за хімічним складом затверджувачів. Запропоновано ряд стрижневих сумішей з ортофосфорною кислотою і комбінованими наповнювачами, які тверднуть при нагріванні, мають міцність при стисканні не менше 2,0 МПа, обсіпаємість не більше 0,5 %, термічну стійкість як мінімум 1000 °С. Приготування і використання 1 тони розроблених сумішей замість піщано-смоляних, залежно від складу, дає змогу зекономити не менше 1000 грн. Для отримання якісного литва особливо важливими є такі властивості сумішей як газопроникність, газотвірність, а також міцність при розриванні (стисканні). Така інформація про наведені фосфатні суміші наразі відсутня.

Метою роботи є проведення для запропонованих стрижневих сумішей дослідження щодо визначення ряду базових властивостей: газопроникності, газотвірної здатності, вибиває мості, міцності при розриванні та стисканні тощо, а також встановлення можливої кореляції між зазначеними показниками та розроблення рекомендацій щодо застосування у ливарному виробництві нових стрижневих сумішей.

Експерименти проведено із сумішами, склад яких наведено в табл. 1. Вміст і співвідношення компонентів визначено за результатами попередніх досліджень [13-16].

Випробування кожної суміші проводили на 6 зразках. Враховуючи відхилення результатів окремих експериментів, виконано математичне оброблення рядів даних з довірчою ймовірністю 95 %. В результаті встановлено, що показник міцності при стисканні суміші № 1 (див. табл. 1) знаходиться в межах 2,0...2,4 МПа, суміші № 2 – 2,8...3,2 МПа, суміші № 3 – 0,65...0,80 МПа. Суміш № 4 має міцність 2,8...3,2 МПа, суміш № 5 – 2,5...3,0 МПа, а суміш № 6 з цирконовим наповнювачем – 3,0...3,5 МПа. Отримані дані свідчать про можливість виготовлення ливарних стрижнів із стабільно високою міцністю.

Таблиця 1

Склад дослідних сумішей

Індекс суміші	Добавка до наповнювача	Наповнювач	H ₃ PO ₄	Температура зміцнення, °C
1	Al-шлам ¹⁾ – 5%	Пісок кварцовий 3K ₅ O ₃ O ₂₅ – 92%	3%	220
2	Зв'язувальний компонент ²⁾ на основі Al ₂ (SO ₄) ₃ ·18H ₂ O та H ₃ PO ₄ – 7%	Пісок кварцовий 3K ₅ O ₃ O ₂₅ – 86%	вода 7%	200
3	Пірофіліт пилоподібний Al ₂ O ₃ ·4SiO ₂ ·H ₂ O – 5%	Пісок кварцовий 3K ₅ O ₃ O ₂₅ – 92%	3%	300
4	Суспензія (30% пилоподібний дистен-силіманіт Al ₂ O ₃ ·SiO ₂ , 70% H ₃ PO ₄) – 5%	Пісок кварцовий 3K ₅ O ₃ O ₂₅ – 95%	–	300
5	SiO ₂ пилоподібний – 7%	Пісок кварцовий 3K ₅ O ₃ O ₂₅ – 89%	4%	300
6	ZrSiO ₄ пилоподібний – 6%	Пісок цирконовий – 90,5%	3,5%	340

Примітки: 1. Використаний алюмінієвий шлам являє собою сукупність частинок різних розмірів (від пилоподібних до 2,5 мм) наступного хімічного складу:

SiO₂ – 5,6...14,8%; MgO – 2,4%; Fe₂O₃ – 6,7...11,1%; Al₂O₃ – 48,5%; Σ(Na₂O+K₂O) – 1,75%; P – 0,15%; S – 0,12%; C – 0,5%; втрати при прожарюванні – 8,32%, металевий алюміній – 25,2%.

2. До складу зв'язувального компонента входить 10 мас. ч Al₂(SO₄)₃·18H₂O і 1 мас. ч H₃PO₄. Вказану суміш попередньо піддано витримці протягом 1 год при 200 °C.

Міцність при стисканні визначали на стандартних циліндричних зразках після теплового зміцнення при температурах, вказаних в табл. 1. Для цього використано установку УС-700. Результати наведено на рис. 1.

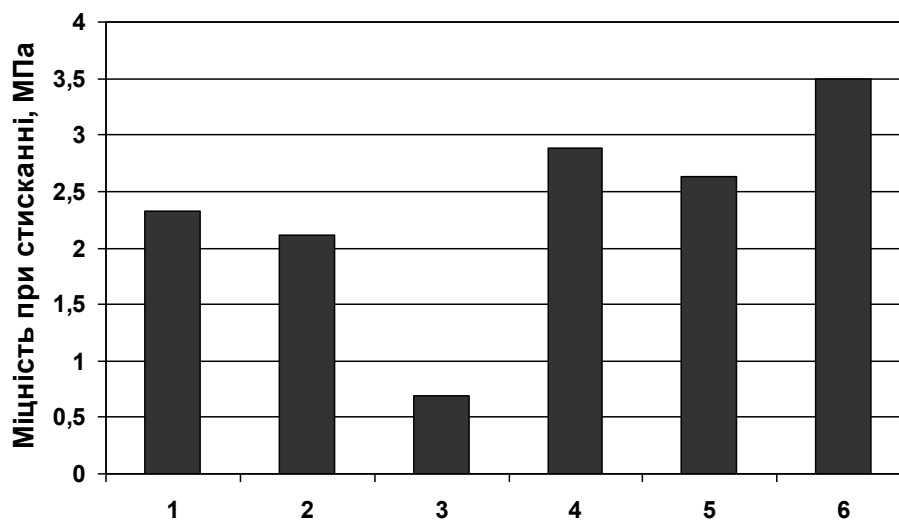


Рис. 1. Міцність стрижневих сумішей при стисканні (індекси сумішей відповідають табл. 1)

Міцність при розриві визначали на стандартних зразках-вісімках, зміцнених при тих же самих температурах, що і циліндричні зразки для визначення міцності при стисканні. Для визначення зусилля розривання використано прилад моделі 081. Результати наведено на рис. 2.

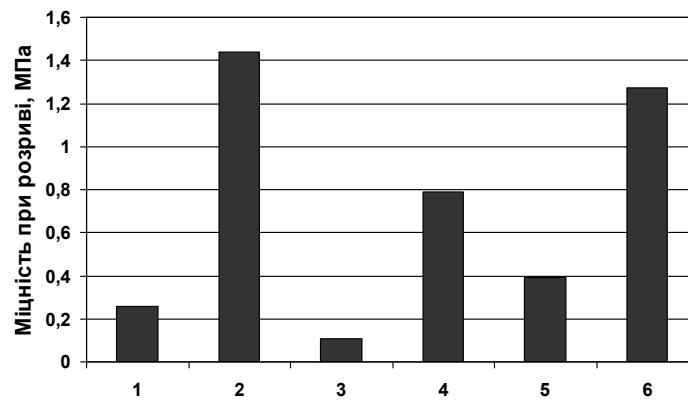


Рис. 2. Міцність стрижневих сумішей при розриві (індекси сумішей відповідають табл. 1)

Співвідношення між значеннями міцності при розриві та стисканні наведено в табл. 2.

Таблиця 2

Співвідношення між міцністю при стисканні і при розриві

Індекс суміші	Міцність, МПа		
	при стисканні	при розриві	коефіцієнт співвідношення
1	2,32	0,26	8,9
2	3,01	1,44	1,6
3	0,69	0,11	6,3
4	2,89	0,79	3,7
5	2,63	0,39	6,7
6	3,5	1,27	2,9

Міцність при розриві є меншою за міцність при стисканні для усіх сумішей, але певного постійного співвідношення між цими значеннями не встановлено. В літературі наводяться співвідношення від 2,5...10,0 [17]. В результаті проведеного експерименту отримано також абсолютно різні значення: 1,6...8,9. Це свідчить про те, що співвідношення показників міцності залежить від складу сумішей і жодного універсального перерахунку зробити не можна.

Міцність при розриві є важливою характеристикою при виготовленні особливо складних стрижнів, які несуть значні механічні навантаження. Таким чином, для виготовлення стрижнів першого класу складності можна рекомендувати суміші № 2, 4 і 6 як такі, що мають найвищий рівень міцності.

Обсипаємість визначали на стандартних циліндричних зразках на установці моделі 051. Результати наведено на рис. 3.

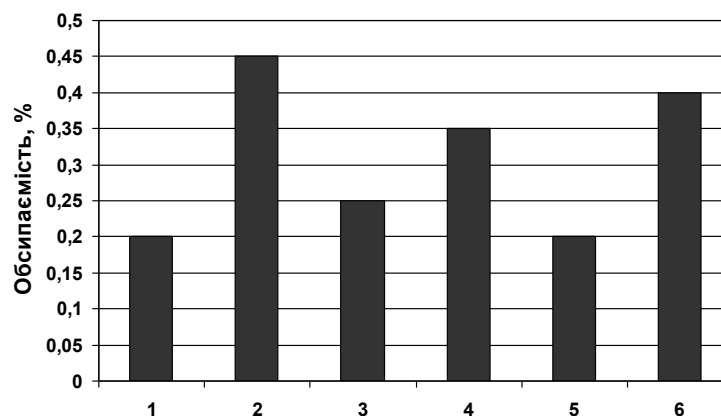


Рис. 3. Обсипаємість стрижневих сумішей (індекси сумішей відповідають табл. 1)

Для стрижневих сумішей обсапаємість має не перевищувати 1 %, що в усіх випадках виконується із значним запасом.

Газопроникність є найважливішою характеристикою суміші після міцності, адже стрижень, особливо внутрішній, має забезпечити евакуацію газів і уникнення газових дефектів у виливках. Газопроникність визначали на стандартних циліндричних зразках у гільзах висотою 120 мм на установці моделі 042 при діаметрі ніпелю 1,5 мм. Результати наведено на рис. 4.

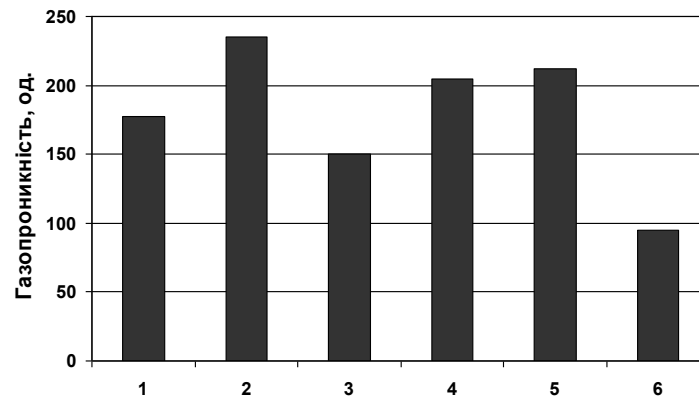


Рис. 4. Газопроникність стрижневих сумішей (індекси сумішей відповідають табл. 1)

Усі суміші мають достатньо високу газопроникність (більше 150 одиниць), окрім тієї, яка містить цирконовий наповнювач. Це пояснюється тим, що утворені в сумішах зв'язувальні компоненти покривають зерна наповнювача досить тонким шаром, не закупорюючи пори між ними. Низька газопроникність цирконових зразків пов'язана із дрібними розмірами зерен цирконового піску (середній діаметр часток 0,09 мм). Відносно невисока газопроникність сумішей з пилоподібним пірофілітом зумовлена особливостями взаємодії цього матеріалу з ортофосфорною кислотою, внаслідок якої в порах залишається певна кількість пилоподібних часток.

Іншою властивістю, яка впливає на чистоту виливків по газовим дефектам, є газотвірність. Чим вона менша, тим менша ймовірність утворення подібних дефектів у виливку і тим менші значення газопроникності допускаються для таких стрижнів. Взагалі газотвірність якісних сумішей не має перевищувати 10 см³/г. Цю характеристику визначали непрямым методом при нагріванні наважок масою 1 г до 1000 °С. Результати наведено на рис. 5.

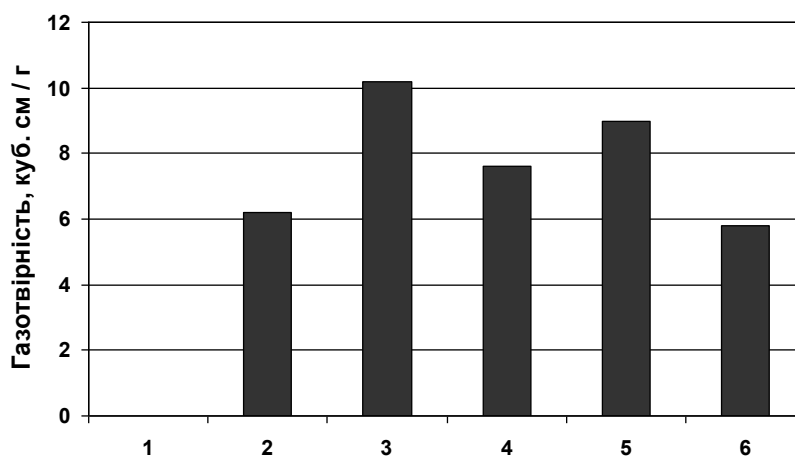


Рис. 5. Газотвірність стрижневих сумішей (індекси сумішей відповідають табл. 1, газотвірність суміші № 1 не визначали)

Мінімальні значення отримано на сумішах із зв'язувальними системами ортофосфорної кислоти з сульфатом алюмінію та ортофосфорної кислоти з пилоподібним цирконом. Але

і решта сумішей не мають незадовільних показників. Це в свою чергу свідчить про низьке газовиділення стрижнів при заливанні. Тому ЗК, які входять до їх складу, є перспективними та мають забезпечити отримання якісного литва.

Процес виготовлення виливків, особливо із легованих сталей, часто пов'язаний із складністю вилучення стрижнів із внутрішніх порожнин. Непрямим числовим показником трудомісткості вилучення стрижнів із виливків вважають роботу вибивання. Визначали роботу вибивання стандартних циліндричних зразків із експериментальної проби, яку заливали вуглецевою сталлю 25Л, за кількістю ударів лабораторного копра по зразку. Сумарну роботу вибивання кожної суміші наведено на рис. 6.

В результаті проведеного дослідження встановлено, що суміші значною мірою відрізняються за трудомісткістю вибивання (рис. 6). Найменше зусилля (зразки вибиваються одним ударом копра) має суміш із ЗК, синтезованим з ортофосфорної кислоти і сульфату алюмінію. Це пов'язано із особливістю фізико-хімічних перетворень у складі ЗК під час нагрівання, яка полягає в розпаді сульфатної складової, що і призводить до зниження залишкової міцності [16].

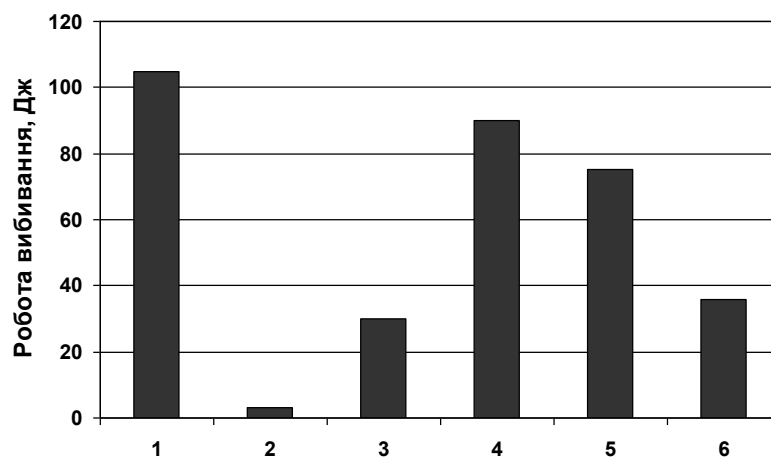


Рис. 6. Робота вибивання стрижневих сумішей із внутрішніх порожнин виливків

Відносно легко вибивається суміш №3, але через низькі показники міцності (рис. 1, 2) її не можна рекомендувати до використання. Решта сумішей забезпечують задовільну вибиваемість, зважаючи на те, що вони містять неорганічні ЗК, які під час нагрівання мають мінімальні фізико-хімічні зміни. Суміш №1 містить алюмінієвий шлам, який є продуктом комплексного хімічного складу, отже до підвищення залишкової міцності призводить взаємодія між його складовими.

ВИСНОВКИ

Проведені дослідження дають змогу зробити наступні висновки:

1. За рівнем фізико-механічних властивостей (міцність при стисканні, при розриві та обсіпаємість) суміші з ортофосфорною кислотою і активними добавками (алюмінієвий шлам, пилоподібні кварц, циркон та дистен-силіманіт, сульфат алюмінію), які тверднуть при нагріванні, можуть бути рекомендовані для виготовлення ливарних стрижнів, в тому числі складних.

2. Встановлено, що співвідношення між міцністю зразків стрижневих сумішей після теплового твердіння при розриві і при стисканні знаходиться в широких межах (відрізняється від 1,6 до 8,9 разів) і є залежним в першу чергу від складу стрижневої суміші, тобто певного універсального співвідношення, навіть для схожих за типом твердіння сумішей, не існує.

3. Внаслідок обов'язкового нагрівання для здійснення процесу твердіння, досліджені суміші з неорганічними фосфатними зв'язувальними компонентами мають низьке газовиділення при нагріванні до 1000 °С (менше 10 см³/г), а їх газопроникність більше 150 одиниць. За таких умов суміші є придатними для отримання якісного литва, в т. ч. із легованих штампових сталей.

4. Результати визначення роботи вибивання дають змогу рекомендувати стрижневі суміші, в яких фосфатні зв'язувальні компоненти утворюються в результаті взаємодії ортофосфорної кислоти з пілоподібними вогнетривами (кварцом, цирконом, дистен-силіманітом), а також із сульфатом алюмінію, для виготовлення литих деталей із залізобуглецевих, в т.ч. високолегованих, сплавів для штампів.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Бартель Г.П., Федоров Н.Н., Тупчиенко В.И. Перспективная технология изготовления износостойкого литого штампового инструмента. *Материали II міжнародної науково-практичної конференції «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку»*. Краматорськ. ДДМА. 2004. С. 113.
2. Федоров Г.Е., Платонов Е.А., Ямшинский М.М., Лютий Р.В. Стальное литье: монография. Киев: ПАО «Випол». 2013. 896 с.
3. Федоров Н.Н. Методические аспекты определения свойств бентонитовых формовочных глин. *Литье и металлургия*. 2014. 4(77). С. 19–23.
4. Федоров Н.Н. Аддитивный способ изменения свойств бентонитовой формовочной глины. *Вісник Донбаської державної машинобудівної академії*. 2010. 3(20). С. 249–253.
5. Лютий Р.В., Федоров М.М., Фесенко М.А., Люта Д.В. Регулирование властивостей піщано-глинястих формувальних сумішей добавками фосфатів натрію. *Наукові вісті НУ «Запорізька політехніка»*. 2023. 2. С. 38–45.
6. Пономаренко О.И., Каратеев А.М., Евтушенко Н.С., Бережная А.В. Использование смолы ОФОС в литейном производстве. *Процессы литья*. 2010. 6(84). С. 27–32.
7. Каратеев А.М., Пономаренко О.И., Евтушенко Н.С., Восковец В.Г., Литвинов Д.А. Получение качественных отливок на основе смоляных связующих. *Вісник Донбаської державної машинобудівної академії*. 2010. 3(20). С. 150–153.
8. Евтушенко Н.С., Шинский О.И., Пономаренко О.И. Исследование свойств регенерируемых смесей на основе ОФОС. *Компрессорное и энергетическое машиностроение*. 2013. 4(34). С. 48–51.
9. Берлизева Т.В., Пономаренко О.И., Качанова Н.А. Моделирование свойств ХТС на основе хромитового песка и циклокарбонатов. *Компрессорное и энергетическое машиностроение*. 2015. 1(39). С. 48–51.
10. Усенко Р.В., Хрычиков В.Е., Селиверстов В.Ю., Мазорчук В.Ф. Использование вторичных материалов в новых составах железосфатных холоднотвердеющих смесей. *Восточноевропейский журнал передовых технологий*. 2006. 6/1(24). С. 40–42.
11. Селівьорстов В.Ю., Доценко Ю.В., Бикова А.С. Дослідження технологічних властивостей залізофосфатних формувальних сумішей, що містять високодисперсні золівідходи ТЕС. *Молодий вчений*. 2016. 8(35). С. 156–161.
12. Liutyi R.V., Solonenko L.I., Osypenko I.O., Fedorov M.M., Moroz V.I. Physicochemical structure features of refractory compositions with inorganic binders. *Physics and chemistry of solid state*. 2022. 23. 3, pp. 612–619. DOI: <https://doi.org/10.15330/pcss.23.3.612-619>
13. Liutyi R., Liuta D., Petryk I. Structural Construction of Binders Based on Orthophosphoric Acid and Refractory Materials. *Advances in Materials Science and Engineering*. 2021. DOI: <https://doi.org/10.1155/2021/6667769>
14. Кеуш Д.В. Закономерности образования связующих из ортофосфорной кислоты и огнеупорных наполнителей. *Процессы литья*. 2015. 4(112). С. 40..46.
15. Liutyi R., Tyshkovets M., Liuta D. Foundry core mixtures with orthophosphoric acid and different aluminum-containing compounds. *Physics and Chemistry of Solid State*. 2020. 21. 1, pp. 176-184. DOI: <https://doi.org/10.15330/pcss.21.1.176-184>
16. Liutyi R.V., Tyshkovets M.V., Yamshinskij M.M., Selivorstov V. Yu., Ivanov V.G., Synthesis of phosphosulphate substance and properties of its structured mixture with quartz sand. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*. 2022. 4, pp. 59–65. DOI: <https://doi.org/10.33271/nvngu/2022-4/059>
17. Дорошенко С. П. Формувальні суміші / С. П. Дорошенко. Київ : ІЗМН. 1997. 140 с.

REFERENCES

1. Bartel G.P., Fedorov N.N., Tupchienko V.I. A promising technology for the manufacture of wear-resistant cast die tools. *Materials of the II International Scientific and Practical Conference “Important machine-building. Problems and prospects for development”*. Kramatorsk: DSEA. 2004, pp. 113. (in Russian).
2. Fedorov G.E., Platonov E.A., M.M. Yamshinsky, R.V. Lyuty. Steel casting: monograph. Kiyv: VIPOL. 2013. 896 p. (in Russian).
3. Fedorov N.N. Methodological aspects of determining the properties of bentonite molding clays. *Casting and Metallurgy*. 2014. 4 (77), pp. 19–23. (in Russian).

4. Fedorov N.N. Additive method of changing the properties of bentonite molding clay. *Herald of the Donbass State Engineering Academ.* 2010. 3(20), pp. 249 – 253. (in Russian).
5. Liutyi R.V., Fedorov M.M., Fesenko M.A., Liuta D.V. Regulation of the power of food-clay molding sums with sodium phosphate additives. *Naukovi visti NU "Zaporizka Polytechnic".* 2023. 2, pp. 38–45. (in Ukrainian).
6. Ponomarenko O.I., Karateev A.M., Evtushenko N.S., Berezhnaya A.V. The use of OPOS resin in foundry production. *Casting Processes.* 2010. 6 (84), pp 27 –32. (in Russian).
7. Karateev A.M., Ponomarenko O.I., Evtushenko N.S., Voskovets V.G., Litvinov D.A. Obtaining high-quality castings based on resin binders // *Herald of the Donbass State Engineering Academy.* 2010. 3(20). P. 150–153. (in Russian).
8. Evtushenko N.S., Shinskii O.I., Ponomarenko O.I. Study of the properties of regenerated mixtures based on OFOS // *Compressor and Power Engineering.* 2013. 4 (34). P. 48-51. (in Russian).
9. Berlizeva T.V., Ponomarenko O.I., Kachanova N.A. Modeling the properties of CTS based on chromite sand and cyclocarbonates // *Compressor and Power Engineering.* 2015. 1 (39). P. 48 ... 51. (in Russian).
10. Usenko R.V., Khrychikov V.E., Seliverstov V.Yu., Mazorchuk V.F. The use of secondary materials in new compositions of iron-phosphate cold-hardening mixtures // *Eastern European Journal of Advanced Technologies.* 2006. 6/1 (24). P. 40-42. (in Russian).
11. Selivyorstov V.Yu., Dotsenko Yu.V., Bikova A.S. Investigation of the technological properties of the phosphate molding sums to avenge the high-dispersion ash of TES // *Molodiy Vcheniy.* 2016. 8 (35). P. 156-161. (in Ukrainian).
12. Liutyi R.V., Solonenko L.I., Osypenko I.O., Fedorov M.M., Moroz B.I. Physicochemical structure features of refractory compositions with inorganic binders // *Physics and Chemistry of Solid State.* 2022. 23. 3, pp. 612-619. DOI: <https://doi.org/10.15330/pcss.23.3.612-619>
13. Liutyi R., Liuta D., Petryk I. Structural Construction of Binders Based on Orthophosphoric Acid and Refractory Materials // *Advances in Materials Science and Engineering.* 2021. DOI: <https://doi.org/10.1155/2021/6667769>
14. Keush D.V. Patterns of the formation of binders from phosphoric acid and refractory fillers // *Casting Processes.* 2015. 4 (112). P. 40-46. (in Russian).
15. Liutyi R., Tyshkovets M., Liuta D. Foundry core mixtures with orthophosphoric acid and different aluminum-containing compounds // *Physics and Chemistry of Solid State.* 2020. – V. 21. 1, pp. 176-184. DOI: <https://doi.org/10.15330/pcss.21.1.176-184>
16. Liutyi R.V., Tyshkovets M.V., Yamshinskij M.M., Selivyorstov V. Yu., Ivanov V.G., Synthesis of phosphosulphate substance and properties of its structured mixture with quartz sand // *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu.* 2022. 4. P. 59-65. DOI: <https://doi.org/10.33271/nvngu/2022-4/059>
17. Doroshenko S. P. Molding mixtures / S. P. Doroshenko. Kiev : IZMN. 1997. 140 p. (in Ukrainian).

Liutyi R., Fedorov M., Dyachenko Yu., Kocheshkov A., Demchuk H., Liuta D. Technological properties of core mixtures with phosphates of aluminum, zirconium and silicon for the production of cast blanks of a stamping tool.

In world practice, 70% of die inserts are made by casting methods, while there is a tendency to decrease the use of forgings and graded rolled products. From the point of view of foundry production, the process of obtaining these parts presents a number of difficulties. For their manufacture, medium- and high-alloyed, often complex alloyed steels are used. They predetermine high requirements for thermal and physical-chemical resistance of casting molds. Therefore, the creation of new materials, primarily highly effective binding components for casting molds, is an urgent task. Both the properties of the metal are formed on the basis of its crystal structure, and the properties of the molding (core) mixture are formed at the micro level, as a result of the interaction of the grain base and the films of the binding component with each other. Thus, ensuring the proper level of properties of mixtures for casting cores is a way to ensure the quality of the mold as a whole and the quality of the resulting cast blanks. The article is devoted to the study of properties of core mixtures containing binding components synthesized by original technologies from orthophosphoric acid and a number of additives. Among them are dusty refractory fillers (quartz, zircon, pyrophyllite, disten-sillimanite), as well as aluminum sludge concentrate and aluminum sulfate. The mixtures solidify when heated in the range from 200 to 300 °C. In the work, the strength in compression and at break of the samples of these mixtures was determined, and the relationship between these characteristics was established. The important properties of the proposed mixtures from the point of view of elimination of gas and surface defects of cast blanks are also determined - gas permeability and gas formation. The properties of the studied core mixtures were determined by standard methods and on standard samples accepted for foundry production. The gas-forming ability was determined by an indirect method, by heating samples of mixtures to 1000°C with subsequent fixation of the volume of gaseous substances released from the sample. It has been established that, based on the set of properties, the presented mixtures can be recommended for the production of casting cores in the production of castings from iron-carbon alloys, incl. cast blanks of a stamping tool from alloy steels.

Keywords: die tool, cast blank, core mixture, binder component, gas permeability, compressive strength, tensile strength.

Лютий Ростислав Володимирович – канд. техн. наук, доц. НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»
Liutyi Rostislav – PhD, docent of the NTUU "Igor Sikorsky KPI"
E-mail: rvl2005@ukr.net
ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6655-6499>

Федоров Микола Миколайович – канд. техн. наук, доц. ДДМА
Fedorov Mikola – PhD, docent of the DSEA
E-mail: nikolay.fedorov@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2149-5861>

Дьяченко Юрій Григорович – канд. техн. наук, доц. ДДМА
Dyachenko Yury – PhD, docent of the DSEA
E-mail: dyachenko.yurij.1978@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0711-8354>

Кочешков Анатолій Сергійович – канд. техн. наук, доц. НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»
Kocheshkov Anatoly – PhD, docent of the NTUU "Igor Sikorsky KPI"
E-mail: asko@iff.kpi.ua
ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6923-1403>

Демчук Гліб Вікторович – канд. техн. наук, доц. ТОВ «Технічний університет «Метінвест Політехніка»
Demchuk Hlib – PhD, docent of the «Technical University «Metinvest Polytechnic», LLC
E-mail: Hlib.Demchuk@mipolytech.education
ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-3939-5516>

Люта Дар'я Вікторівна – канд. техн. наук, НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»
Liuta Dar'ya – PhD, NTUU "Igor Sikorsky KPI"
E-mail: dawusikya@gmail.com
ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-5247-4713>

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» (НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»), м. Київ
National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute" (NTUU "Igor Sikorsky KPI"), Kyiv

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

ТОВ «Технічний університет «Метінвест Політехніка» (МІП), м. Запоріжжя
LLC Technical University "Metinvest Polytechnic" (MIP), Zaporizhzhia

Стаття надійшла до редакції 12.07.23 р.

MODERN EDUCATIONAL TRENDS AND TECHNOLOGIES FOR TRAINING ENGINEERS FOR INDUSTRY 4.0

The fourth industrial revolution, also known as Industry 4.0, is transforming the manufacturing industry and creating a demand for highly skilled process engineers. To meet this demand, educational institutions must adapt to the changing needs of environmental science and provide education that prepares students for the challenges of Industry 4.0. This article discusses modern educational trends and technologies for training materials processing engineers for Industry 4.0. One of the trends in modern education is the adoption of interdisciplinary curricula. Interdisciplinary curricula also prepare materials processing engineers to work in cross-functional teams. Project-based learning, an approach to education that emphasizes learning through projects rather than traditional lectures, is an effective way to prepare material processing engineers for Industry 4.0 as it allows students to apply their knowledge and skills to real-world problems. Virtual and augmented reality technologies are becoming more and more popular in education. These technologies provide immersive learning. Artificial intelligence is another technology that is transforming the manufacturing industry. Materials processing engineers must have a basic understanding of artificial intelligence in order to work effectively in Industry 4.0. Educational institutions can incorporate artificial intelligence into their curricula by teaching courses in machine learning, data analysis, and robotics. Schools should partner with industry to provide students with hands-on experience and familiarity with real manufacturing processes. Educational institutions must adapt to the changing demands of industry and provide training that prepares students for the future of work.

Key words: *training of materials processing engineers, educational technologies, Industry 4.0, project-based learning, interdisciplinary curriculum, virtual and augmented reality, artificial intelligence, digitalization.*

The world is rapidly changing, and so is the industry. The fourth industrial revolution, also known as Industry 4.0, is characterized by the integration of advanced technologies such as artificial intelligence, robotics, and the Internet of Things (IoT) into the manufacturing process. This transformation is creating new opportunities and challenges for engineers, who must be trained to work with these technologies and adapt to the changing demands of the industry. The problem we face today is how to train engineers for Industry 4.0. The traditional engineering curriculum is no longer sufficient, as it does not address the skills and knowledge required for working with advanced technologies. Therefore, we need to develop new educational trends and technologies that can provide engineers with the necessary skills and knowledge to succeed in the Industry 4.0.

The task at hand is to design an educational system that can meet the demands of Industry 4.0. This system should be based on a multidisciplinary approach that combines engineering, computer science, and other related fields. It should also incorporate emerging technologies such as virtual and augmented reality, gamification, and simulation tools to create an engaging and interactive learning experience for students. The relevance of this task cannot be overstated. The success of Industry 4.0 depends on having a skilled workforce that can design, implement, and maintain the advanced technologies that are driving this revolution. Therefore, it is crucial to invest in the education and training of engineers who will play a key role in shaping the future of the industry. This task is also connected with important scientific and practical tasks. From a scientific perspective, it involves research into the best practices for teaching advanced technologies and how to integrate them into the curriculum. From a practical perspective, it requires collaboration between academia and industry to ensure that the skills and knowledge taught in universities align with the demands of the industry.

Analysis of the Latest Research and Publications. In the last ten years, several articles have been published on the topic of training engineers for Industry 4.0 [1-6]. The article discusses the challenges that Industry 4.0 presents to companies and the education system. It proposes solutions such as developing new curricula, promoting lifelong learning, and collaborating with industry partners. Due to Industry 4.0, the Industrial and Systems Engineering (ISE) undergraduate programs are changing; likewise, the complexity in organizations is increasing. Moreover, international competition, rising market volatility, and the demand for highly complexity in organizations is increasing.

Moreover, international competition, rising market volatility, and the demand for highly customized products are challenging enterprises. Against this scenario, the ISE educational programs should develop creative ways to quickly adequate new requirements.

In another article [7] this analysis aims at providing support for further consolidated recommendations to enable the development of higher education engineering curriculum for enhancing I4.0 applications for smart organisations and industrial companies within the digital supply chains. Also, the paper provides an analysis of advancement from digitalization in engineering education to the implementation of Education 4.0 and related practices of smart labs and simulation of smart factories leading at the learning factory.

The new industry 4.0 developments have created requirement of new cross-functional roles on the emerging knowledge and skills combining information technology (IT) and production. Therefore, it is important to understand the characteristics of knowledge and skills required for the future of jobs and engineering profiles to determine the emerging patterns in the delivery of new education requirements of Industry 4.0 [8].

Unresolved Parts of the Problem. While these articles provide valuable insights into the issue of training engineers for Industry 4.0, there are still unresolved parts of this problem that need to be addressed. One such part is the lack of standardization in engineering education for Industry 4.0. Different countries and institutions have different approaches to preparing engineers for Industry 4.0, which can lead to a lack of consistency in skills and knowledge among engineers. Another unresolved part is the need for lifelong learning in engineering education. Industry 4.0 is a rapidly evolving field, and engineers need to keep up with the latest technologies and trends to remain relevant. Therefore, engineering education needs to provide opportunities for lifelong learning and professional development.

Unresolved Parts of the Problem. While these articles provide valuable insights into the issue of training engineers for Industry 4.0, there are still unresolved parts of this problem that need to be addressed. One of the unresolved parts is the need for lifelong learning in engineering education. Industry 4.0 is a rapidly evolving field, and engineers need to keep up with the latest technologies and trends to remain relevant. Therefore, engineering education needs to provide opportunities for lifelong learning and professional development. Industry 4.0 presents a significant challenge to engineering education. The latest research and publications suggest that engineering education needs to be more interdisciplinary, industry-focused, flexible, and collaborative to prepare engineers for Industry 4.0 successfully. By addressing these issues, we can ensure that engineers are adequately prepared to meet the demands of Industry 4.0 and contribute to its continued growth and success.

The goal of this article is to explore the modern educational trends and technologies that are being used to train engineers for Industry 4.0. As the world becomes increasingly digital, the skills required for engineers to succeed in the workplace are changing rapidly. It is therefore essential that educational institutions keep up with these changes and equip their students with the necessary skills to thrive in the new digital age.

To achieve this goal, we will first examine the concept of Industry 4.0 and its impact on the engineering profession. We will then discuss the specific skills that engineers need to succeed in this new era, and the challenges that educational institutions face in providing this training. Finally, we will explore some of the emerging trends and technologies in engineering education that are helping to bridge this gap. Industry 4.0 refers to the fourth industrial revolution, which is characterized by the integration of advanced technologies such as artificial intelligence, robotics, and the Internet of Things (IoT) into traditional manufacturing processes. This new era is expected to bring about significant changes in the way that goods are produced and consumed, as well as in the skills required for workers to succeed in the workplace.

One of the key skills that engineers need to succeed in Industry 4.0 is digital literacy. This includes not only a basic understanding of computer programming and data analysis, but also an ability to work with advanced technologies such as machine learning algorithms and virtual reality

systems. Engineers must also be able to collaborate effectively with colleagues from different disciplines, as well as with machines and robots. However, many educational institutions are struggling to keep up with these changes. Traditional engineering programs often focus on theoretical knowledge rather than practical skills, and may not provide students with the hands-on experience they need to succeed in the workplace. Additionally, many instructors may not have the necessary expertise to teach these new technologies effectively.

To address these challenges, a number of emerging trends and technologies are being used in engineering education.

Emphasis on Interdisciplinary Learning in Engineering Education. Engineering is a field that has been traditionally associated with technical knowledge and skills. However, with the changing times, the role of engineers has expanded beyond just technical expertise. Today, engineers are expected to possess a range of skills such as critical thinking, problem-solving, communication, and collaboration. To prepare engineers for this changing landscape, there is a growing emphasis on interdisciplinary learning in engineering education. Interdisciplinary learning involves the integration of knowledge and skills from multiple disciplines to solve complex problems. It is an approach that recognizes that real-world problems do not exist in isolation and require a multidisciplinary approach to find solutions. In the context of engineering education, interdisciplinary learning involves the integration of technical knowledge with other disciplines such as social sciences, humanities, business, and design.

One of the key benefits of interdisciplinary learning is that it helps students develop a broader perspective on the world. By exposing students to different disciplines, they are able to understand the interconnectedness of various fields and appreciate the diversity of viewpoints. This exposure helps students develop critical thinking skills and the ability to analyze problems from multiple perspectives. In addition, interdisciplinary learning helps students develop skills that are essential for success in today's workforce. Employers are increasingly looking for candidates who possess a range of skills beyond just technical expertise. These skills include communication, collaboration, creativity, and adaptability. Interdisciplinary learning provides students with opportunities to develop these skills by working on projects that require them to collaborate with others from different disciplines.

Another benefit of interdisciplinary learning is that it helps students develop a more holistic approach to problem-solving. By integrating knowledge from different disciplines, students are able to approach problems from multiple angles and develop more comprehensive solutions. This approach is particularly important in today's complex and rapidly changing world where problems are often interconnected and require multidisciplinary solutions. To facilitate interdisciplinary learning in engineering education, universities are adopting a range of strategies. One approach is to offer interdisciplinary courses that bring together students from different disciplines to work on common projects. These courses are designed to expose students to different perspectives and help them develop skills in collaboration and communication.

Focus on hands-on learning. Hands-on learning is an essential component of engineering education. It involves practical experience that allows students to apply theoretical knowledge in real-world scenarios. This approach to learning has gained popularity in recent years due to its effectiveness in producing competent engineers who are ready to tackle the challenges of the industry. The benefits of hands-on learning are numerous. Firstly, it helps students to develop problem-solving skills. By working on real-world projects, students are exposed to a range of challenges that require them to think critically and come up with innovative solutions. This process helps to hone their analytical skills and prepares them for the complex problems they will face in their future careers. Secondly, hands-on learning helps to bridge the gap between theory and practice. In traditional classroom settings, students learn theoretical concepts that may not always be applicable in real-world scenarios. However, hands-on learning provides students with the opportunity to apply these concepts in practical situations, thereby reinforcing their understanding of the subject matter. Thirdly, hands-on learning promotes teamwork and collaboration. In engineering, teamwork is essential as projects often

involve multiple disciplines working together towards a common goal. Hands-on learning provides students with the opportunity to work in teams, thereby promoting effective communication, collaboration, and problem-solving skills.

Another approach is experiential learning. This involves students gaining hands-on experience through internships, co-op programs, or industry placements. This approach provides students with the opportunity to work alongside industry professionals, learn from their experiences, and gain practical skills that are highly valued by employers.

Project-Based Learning: Preparing Materials Processing Engineers for Industry 4.0. The advent of Industry 4.0 has brought about significant changes in the way industries operate. With the introduction of advanced technologies like automation, artificial intelligence, and the Internet of Things (IoT), there is a growing need for skilled professionals who can manage and optimize these systems. Materials processing engineers play a crucial role in this new era of manufacturing, and it is essential to equip them with the necessary skills to succeed in Industry 4.0.

To meet this demand, educational institutions are adopting project-based learning (PBL) as a teaching methodology. PBL is an innovative approach that emphasizes hands-on experience, critical thinking, and problem-solving skills. It involves students working on real-world projects that simulate industry scenarios, allowing them to apply their knowledge in practical situations.

One of the key advantages of PBL is that it prepares students for the challenges they will face in the workplace. By working on complex projects, students learn to collaborate effectively, communicate their ideas clearly, and develop solutions to real-world problems. PBL also encourages students to take ownership of their learning, as they are responsible for planning, executing, and evaluating their projects.

In the context of materials processing engineering, PBL can be particularly effective in developing skills related to process optimization, quality control, and supply chain management. For example, students could be tasked with designing a production line that maximizes efficiency while minimizing waste. They could also work on improving the quality of materials by developing new testing methods or implementing statistical process control techniques.

Another benefit of PBL is that it allows students to develop their creativity and innovation skills. In Industry 4.0, there is a growing emphasis on using technology to create new products and services that meet customer needs. By working on projects that require them to think outside the box, students can develop their ability to innovate and come up with novel solutions.

Virtual and Augmented Reality: Modern Educational Trends for Processing Engineers in Industry 4.0. In today's rapidly evolving technological landscape, Industry 4.0 is transforming the way we live, work, and learn. As a result, educational institutions and training programs are turning to modern technologies to prepare students for the demands of the future workforce. Virtual and Augmented Reality (VR/AR) are two such technologies that are revolutionizing the way we teach and learn. VR/AR technologies provide immersive, interactive experiences that allow students to explore complex concepts and processes in a safe, controlled environment. These technologies have been used in a variety of industries, from healthcare to entertainment, and are now being adopted in education and training programs to enhance learning outcomes.

For processing engineers, VR/AR technologies offer a unique opportunity to explore complex manufacturing processes in a virtual environment. By simulating real-world scenarios, students can develop the skills and knowledge required to operate machinery and equipment safely and efficiently. This not only improves learning outcomes but also reduces the risk of accidents and injuries in the workplace. One example of how VR/AR technologies are being used in processing engineering education is through the development of virtual laboratories. These laboratories allow students to experiment with different processes and materials without the need for expensive equipment or hazardous chemicals. This not only reduces costs but also provides a safe and controlled environment for students to explore new ideas and concepts.

Another example is the use of AR technologies to enhance traditional classroom learning. By overlaying digital information onto real-world objects, students can visualize complex concepts and processes in a more tangible way. This not only improves understanding but also makes learning more engaging and interactive. In addition to improving learning outcomes, VR/AR technologies also have the potential to transform the way we assess student performance. By tracking student movements and interactions within a virtual environment, educators can gain valuable insights into how students are learning and identify areas for improvement. This data can then be used to personalize learning experiences and provide targeted feedback to individual students.

Gamification in engineering education refers to the use of game design principles and mechanics to enhance the learning experience. It can involve incorporating elements such as points, badges, leaderboards, and challenges into engineering coursework to make it more engaging and interactive. Gamification can help students stay motivated and interested in their studies, and can also provide opportunities for hands-on learning and problem-solving. In recent years, gamification has emerged as a powerful tool for enhancing the learning experience. While traditionally, education has been seen as a serious and often tedious process, gamification has made learning more engaging, interactive and fun. This approach has been particularly successful in engineering education, where students are often faced with complex and abstract concepts that can be difficult to grasp.

Gamification involves the use of game design elements such as point systems, badges, leaderboards, and challenges to motivate and engage learners. In the context of engineering education, gamification can be used to enhance the learning experience by making it more interactive, immersive, and enjoyable. By incorporating game-like elements into the learning process, students are more likely to stay engaged, retain information better, and develop a deeper understanding of the subject matter. One of the key benefits of gamification in engineering education is that it provides students with a safe environment to experiment and make mistakes. In traditional classroom settings, students are often afraid to make mistakes for fear of being judged or losing marks. However, gamification allows students to experiment and learn from their mistakes without any negative consequences. This not only enhances learning but also fosters a growth mindset where students are encouraged to take risks and learn from their failures. Gamification also provides instant feedback to students, which is essential for effective learning. By providing immediate feedback on their progress, students can identify areas where they need to improve and adjust their learning strategies accordingly. This allows students to stay on track and achieve their learning goals more efficiently.

Another advantage of gamification in engineering education is that it promotes collaboration and teamwork. Many gamified learning platforms incorporate social features that allow students to interact with each other and work together on challenges. This not only enhances the learning experience but also develops essential teamwork skills that are essential for success in the workplace. Gamification has also been shown to improve student motivation and engagement. By incorporating game-like elements into the learning process, students are more likely to be motivated to learn and stay engaged throughout the course. This is particularly important in engineering education, where the subject matter can be complex and challenging.

Online Courses and Tutorials in Engineering Education. The world of engineering is constantly evolving and as such, it is important for engineers to keep up with the latest trends and technologies. One way to do this is by taking online courses and tutorials. Online courses and tutorials offer engineers the opportunity to learn at their own pace and on their own schedule. In this article, we will explore the benefits of online courses and tutorials in engineering education. Flexibility. One of the biggest benefits of online courses and tutorials is flexibility. Engineers can take courses and tutorials at their own pace and on their own schedule. This means that they can fit learning into their busy schedules without having to sacrifice work or family time. Online courses and tutorials also allow engineers to learn from anywhere in the world. This is especially beneficial for engineers who live in remote areas or who are unable to travel. Cost-effective. Online courses and tutorials are also cost-effective. Traditional classroom-based courses can be expensive, with tuition fees, textbooks,

and travel costs adding up quickly. Online courses and tutorials, on the other hand, are often much cheaper. Many online courses and tutorials are free, while others charge a nominal fee. This makes it easier for engineers to access high-quality education without breaking the bank. Learn from industry experts. Online courses and tutorials also provide engineers with the opportunity to learn from industry experts. Many online courses and tutorials are taught by professionals who are experts in their field. This means that engineers can learn from the best of the best, gaining valuable insights and knowledge that they might not be able to get elsewhere. Interactive learning. Online courses and tutorials also offer interactive learning experiences. Many online courses and tutorials use videos, quizzes, and other interactive tools to engage learners. This makes learning more fun and engaging, which can help engineers retain information better.

Platforms for Collaborative Learning in Engineering Education. Collaborative learning has become an increasingly popular approach to education in recent years, and for good reason. By working together, students can share ideas, build on each other's strengths, and improve their critical thinking and problem-solving skills. In the field of engineering education, collaborative learning is particularly important, as it allows students to tackle complex problems that require a range of different skills and perspectives.

Fortunately, there are now a wide range of platforms available that can facilitate collaborative learning in engineering education. In this article, we will explore some of the most popular platforms and discuss their benefits and drawbacks.

1. Learning Management Systems (LMS). Learning Management Systems (LMS) are perhaps the most well-known platform for collaborative learning. LMS platforms such as Blackboard, Moodle, and Canvas allow instructors to create online courses and provide students with access to a range of resources, including readings, videos, quizzes, and discussion forums. LMS platforms can be particularly useful for engineering courses that require students to work on group projects. Instructors can create groups within the LMS and assign tasks to each group. Students can then collaborate on these tasks using the platform's discussion forums, file sharing tools, and other features.

2. Social Media Platforms. Social media platforms such as Facebook, Twitter, and LinkedIn can also be used for collaborative learning in engineering education. Instructors can create groups or pages on these platforms and invite students to join. Students can then use the platform's messaging and discussion features to collaborate on projects or discuss course materials. One advantage of social media platforms is that they are often more familiar and user-friendly than LMS platforms. Students may already be using these platforms for personal or professional purposes, which can make it easier for them to engage with course materials.

3. Project Management Platforms. Project management platforms such as Trello, Asana, and Basecamp can also be useful for collaborative learning in engineering education. These platforms allow users to create tasks, assign them to team members, and track progress over time. Instructors can use project management platforms to create group projects and assign tasks to each team member. Students can then use the platform to collaborate on these tasks, share files, and communicate with each other. One advantage of project management platforms is that they are designed specifically for collaboration, which can make them more effective than more general-purpose platforms such as LMS or social media. However, these platforms may have a steeper learning curve than other options, which could make it more difficult for students to get started.

4. Video Conferencing Platforms. Video conferencing platforms such as Zoom, Microsoft Teams, and Google Meet have become increasingly popular in recent years due to the COVID-19 pandemic. These platforms allow users to communicate with each other in real-time using video and audio. Instructors can use video conferencing platforms to hold virtual office hours or group meetings. Students can also use these platforms to collaborate on group projects or discuss course materials. One advantage of video conferencing platforms is that they allow for real-time communication, which can be particularly useful for group projects that require rapid feedback or decision-making. However,

these platforms may not be as effective for asynchronous collaboration, which could be a disadvantage in some contexts.

5. Virtual Labs. Virtual labs are web-based platforms that enable students to conduct experiments and simulations online. Virtual labs are particularly useful for engineering students who do not have access to physical labs or equipment. These platforms can be used to simulate real-world scenarios and enable students to develop practical skills in a safe and controlled environment.

Creating Immersive Simulations and Learning Environments. In today's world, technology has revolutionized the way we learn and acquire knowledge. With the advent of immersive simulations and learning environments, students can now experience a more engaging and interactive learning process. These tools have been designed to provide an immersive experience that allows students to learn through exploration, experimentation, and problem-solving. In this article, we will explore the importance of creating immersive simulations and learning environments and how they can enhance the learning process.

What are Immersive Simulations and Learning Environments? Immersive simulations and learning environments are computer-based tools that simulate real-world scenarios to create an engaging and interactive learning experience. These simulations can be designed to replicate anything from a laboratory experiment to a complex medical procedure. They are created using advanced computer graphics, virtual reality, and augmented reality technologies to create a realistic environment that students can interact with.

The Importance of Immersive Simulations and Learning Environments. Immersive simulations and learning environments have become increasingly popular in recent years due to their ability to enhance the learning process. Here are some of the key benefits of using these tools:

1. **Increased Engagement:** Immersive simulations and learning environments provide a more engaging learning experience by allowing students to interact with the subject matter in a more meaningful way. This increased engagement can lead to better retention of information and a deeper understanding of the subject matter.

2. **Realistic Scenarios:** Simulations can be designed to replicate real-world scenarios, allowing students to practice skills and procedures in a safe and controlled environment. This is particularly useful in fields such as medicine and engineering, where mistakes can have serious consequences.

3. **Personalized Learning:** Immersive simulations and learning environments can be tailored to each student's individual needs, allowing them to work at their own pace and focus on areas where they need more practice.

4. **Cost-Effective:** Simulations can be used to replace expensive equipment or materials, reducing the cost of training and education.

Creating Immersive Simulations and Learning Environments. Creating immersive simulations and learning environments requires a multidisciplinary approach that involves experts from various fields such as education, technology, and design. Here are some key considerations when creating these tools:

1. **Define Learning Objectives:** The first step in creating an immersive simulation or learning environment is to define the learning objectives. What skills or knowledge do you want students to acquire? What are the key concepts that need to be covered?

2. **Choose the Right Technology:** There are many different technologies that can be used to create immersive simulations and learning environments, including virtual reality, augmented reality, and gamification. It is important to choose the technology that best fits the learning objectives.

3. **Design for User Experience:** The user experience is critical in creating an effective simulation or learning environment. The design should be intuitive and easy to use, with clear instructions and feedback.

4. **Test and Iterate:** Once the simulation or learning environment has been created, it is important to test it with users to identify any issues or areas for improvement. Iteration is key to creating an effective tool that meets the needs of learners.

Interactive textbooks have emerged as a powerful tool in engineering education. These textbooks are designed to engage students in a more active and participatory learning process. They provide students with an opportunity to interact with the content and receive immediate feedback on their progress. This article explores the benefits of interactive textbooks in engineering education and how they can be used to enhance the learning experience. One of the primary benefits of interactive textbooks is that they provide students with a more engaging learning experience. Traditional textbooks can be dry and difficult to read, which can lead to disengagement and lack of interest in the subject matter. Interactive textbooks, on the other hand, use multimedia elements such as videos, animations, and interactive simulations to make the content more engaging and easier to understand. This can help students stay focused and motivated throughout the learning process.

Another benefit of interactive textbooks is that they provide students with immediate feedback on their progress. Traditional textbooks often require students to complete exercises or assignments and then wait for the teacher to grade them and provide feedback. With interactive textbooks, students can receive immediate feedback on their work, allowing them to identify areas where they need to improve and make corrections in real-time. This can help students learn more effectively and efficiently. Interactive textbooks can also be customized to meet the needs of individual students. Traditional textbooks are often one-size-fits-all, with the same content and exercises for all students. Interactive textbooks, on the other hand, can be personalized based on the student's learning style, interests, and abilities. This can help students learn at their own pace and in a way that works best for them.

Another advantage of interactive textbooks is that they can be updated more easily than traditional textbooks. The field of engineering is constantly evolving, with new technologies and techniques being developed all the time. Traditional textbooks can quickly become outdated, leaving students with inaccurate or incomplete information. Interactive textbooks, however, can be updated in real-time, ensuring that students have access to the most up-to-date information. Interactive textbooks also promote collaboration and communication among students. Traditional textbooks are often read individually, with little opportunity for discussion or interaction among students. Interactive textbooks, on the other hand, can include features such as discussion forums, group projects, and collaborative activities that encourage students to work together and share their ideas. This can help students develop important teamwork skills that will be valuable in their future careers.

Artificial Intelligence in Engineering Education. Artificial Intelligence (AI) has become an increasingly important field of study in recent years, with applications in a wide range of industries. One area where AI is particularly relevant is in engineering education. In this article, we will explore the ways in which AI is being integrated into engineering curricula and how it is changing the way we approach engineering education.

The integration of AI into engineering education has the potential to revolutionize the way we teach and learn about engineering. AI can be used to enhance the learning experience for students, providing them with new tools and techniques that can help them to better understand complex engineering concepts. One way in which AI is being used in engineering education is through the development of intelligent tutoring systems. These systems use AI algorithms to provide personalized feedback to students as they work through engineering problems. By analyzing the student's responses and performance, the system can adapt its feedback to provide targeted guidance and support.

AI can also be used to create simulations and virtual environments that allow students to explore and experiment with engineering concepts in a safe and controlled setting. These simulations can be used to teach everything from basic engineering principles to more advanced topics like robotics and automation. Another area where AI is having an impact on engineering education is in the development of new tools and technologies. For example, AI algorithms can be used to analyze large amounts of data and identify patterns and trends that would be difficult or impossible for humans to detect. This can be particularly useful in fields like civil engineering, where large amounts of data are generated from sensors and other monitoring devices.

While there are many opportunities to integrate AI into engineering education, there are also challenges that must be addressed. One of the biggest challenges is the need for faculty and staff to develop new skills and knowledge in order to effectively incorporate AI into their teaching practices. Another challenge is the need for high-quality data to train AI algorithms. In order for these algorithms to be effective, they must be trained on large amounts of relevant data. This can be difficult in fields like engineering, where data may be scarce or difficult to obtain. Despite these challenges, there are many opportunities for AI to transform engineering education. By providing students with new tools and techniques, we can help them to better understand complex engineering concepts and prepare them for careers in a rapidly changing field.

Collaboration with Industry in Industry 4.0 Engineering Education. The fourth industrial revolution, or Industry 4.0, is transforming the way we live and work. With advancements in technology such as artificial intelligence, the Internet of Things, and automation, the demand for skilled engineers has never been higher. However, traditional engineering education may not be sufficient to prepare students for the rapidly changing landscape of Industry 4.0. This is where collaboration with industry becomes crucial.

Collaboration with industry allows engineering educators to keep up with the latest trends and technologies in the field. By working closely with industry partners, educators can gain insight into the skills and knowledge that are in high demand in the workforce. This information can then be used to update and enhance engineering curricula to better prepare students for the real-world challenges they will face in their careers. Industry partnerships can also provide students with valuable hands-on experience. By working on real-world projects alongside industry professionals, students can gain practical skills that are difficult to teach in a classroom setting. This type of experiential learning is highly valued by employers, as it demonstrates that students have the ability to apply their knowledge to real-world problems. In addition to benefiting students and educators, collaboration with industry can also have a positive impact on the industry partners themselves. By working with educational institutions, industry partners can identify and recruit top talent early on, giving them a competitive advantage in the job market. They can also use these partnerships to stay up-to-date with the latest developments in the field and gain access to cutting-edge research.

However, collaboration with industry is not without its challenges. One of the biggest challenges is ensuring that the partnership is mutually beneficial. Educational institutions must be careful not to become too focused on meeting the needs of their industry partners at the expense of their students' education. At the same time, industry partners must be willing to invest time and resources into the partnership, and not simply view it as a way to recruit cheap labor.

Another challenge is ensuring that the partnership is sustainable over the long term. Industry partners may have changing needs and priorities, and educational institutions must be prepared to adapt to these changes in order to maintain a successful partnership.

Despite these challenges, collaboration with industry is essential for preparing students for careers in Industry 4.0. By working together, educational institutions and industry partners can ensure that students are equipped with the skills and knowledge they need to succeed in this rapidly evolving field. They can also help to bridge the gap between academia and industry, ensuring that research and innovation are translated into practical applications that benefit society as a whole.

Emphasis on Lifelong Learning in Engineering Education. Engineering is a field that is constantly evolving, with new technologies and techniques being developed all the time. As such, it is essential for engineers to embrace lifelong learning in order to stay up to date with the latest advancements and remain competitive in the job market. Lifelong learning refers to the process of acquiring knowledge and skills throughout one's entire life, rather than just during formal education. This can take many different forms, from attending conferences and workshops to reading industry publications and pursuing advanced degrees. In the field of engineering, lifelong learning is particularly important due to the rapid pace of technological change. Engineers who fail to keep up with the latest

developments risk becoming obsolete and losing their competitive edge in the job market. By contrast, those who embrace lifelong learning are able to stay ahead of the curve and remain at the forefront of their field. There are many different ways that engineers can engage in lifelong learning. One popular option is to attend conferences and workshops, which provide opportunities to learn from experts in the field and network with other professionals. Many engineering organizations also offer continuing education courses and certification programs, which allow engineers to deepen their knowledge and skills in specific areas.

Another important aspect of lifelong learning for engineers is staying up to date with industry publications and research. This can involve reading academic journals, attending webinars, and following industry blogs and social media accounts. By staying informed about the latest developments in their field, engineers can identify new opportunities and stay ahead of the competition. In addition to these formal avenues for lifelong learning, engineers can also benefit from informal learning opportunities such as mentoring and peer-to-peer collaboration. By working with colleagues and mentors who have different perspectives and experiences, engineers can gain new insights and expand their knowledge in ways that might not be possible through more traditional forms of learning.

CONCLUSION

Interdisciplinary learning is becoming increasingly important in engineering education. It provides students with a broader perspective on the world, helps them develop essential skills for success in today's workforce, and enables them to approach problems more holistically. Universities are adopting a range of strategies to facilitate interdisciplinary learning, including offering interdisciplinary courses, incorporating interdisciplinary projects into existing courses, and creating interdisciplinary programs. By embracing interdisciplinary learning, engineering education can prepare students for the complex and rapidly changing world of tomorrow. Hands-on learning is an essential component of engineering education. It helps students to develop problem-solving skills, bridge the gap between theory and practice, and promote teamwork and collaboration. There are several approaches to hands-on learning, including project-based learning and experiential learning. Incorporating hands-on learning into engineering education requires a significant investment in resources and infrastructure but is essential in producing competent engineers who are ready to tackle the challenges of the industry. Project-based learning is an effective teaching methodology for preparing materials processing engineers for Industry 4.0. By emphasizing hands-on experience, critical thinking, and problem-solving skills, PBL can help students develop the skills they need to succeed in a rapidly changing industry. To support PBL, it is essential to have access to modern educational trends and technologies, as well as industry experts who can provide guidance and support. With these resources in place, we can ensure that our future materials processing engineers are well-equipped to meet the challenges of Industry 4.0.

VR/AR technologies offer a unique opportunity to enhance processing engineering education and prepare students for the demands of Industry 4.0. By providing immersive, interactive experiences, these technologies can improve learning outcomes, reduce risk in the workplace, and transform the way we assess student performance. While there are challenges that need to be addressed, the potential benefits make it clear that VR/AR technologies have an important role to play in modern educational trends for processing engineers. Gamification has emerged as a revolutionary approach to learning that has transformed the way we think about education. In engineering education, gamification has been particularly successful in enhancing the learning experience by making it more engaging, interactive, and enjoyable. By providing a safe environment for experimentation, instant feedback, promoting collaboration and teamwork, and improving student motivation and engagement, gamification has become an essential tool for educators looking to improve student outcomes. As we continue to explore the potential of gamification in education, we can expect to see even more innovative approaches to teaching and learning in the years ahead. Online courses and tutorials offer a

range of benefits for engineers looking to further their education. They provide flexibility, cost-effectiveness, access to a wider range of courses, the opportunity to learn from industry experts, and interactive learning experiences. With so many benefits on offer, it's no wonder that more and more engineers are turning to online courses and tutorials to enhance their skills and knowledge.

There are many different platforms available for collaborative learning in engineering education. Each platform has its own benefits and drawbacks, and the best choice will depend on the specific needs and goals of the course. By carefully considering the options available and selecting the right platform for their course, instructors can help their students develop the skills they need to succeed in the field of engineering. Immersive simulations and learning environments have the potential to revolutionize the way we learn and acquire knowledge. By providing a more engaging and interactive learning experience, these tools can enhance retention of information and improve understanding of complex concepts. Creating effective simulations and learning environments requires a multidisciplinary approach that involves experts from various fields. By considering key factors such as learning objectives, technology, user experience, and testing, we can create tools that provide a more effective and efficient way of learning. Interactive textbooks are a powerful tool for enhancing the learning experience in engineering education. They provide students with a more engaging and personalized learning experience, immediate feedback on their progress, and the ability to collaborate and communicate with their peers. As technology continues to advance, we can expect to see even more innovative and effective interactive textbook solutions in the future.

AI is rapidly transforming many industries, including engineering education. By integrating AI into our curricula and teaching practices, we can provide students with new tools and techniques that can help them to better understand complex engineering concepts. While there are challenges that must be addressed, the opportunities for AI in engineering education are vast and exciting. As we continue to explore this field, we can look forward to a future where AI plays an increasingly important role in shaping the way we teach and learn about engineering.

Collaboration with industry is crucial for engineering education in the age of Industry 4.0. By working closely with industry partners, educational institutions can stay up-to-date with the latest trends and technologies, provide students with valuable hands-on experience, and help bridge the gap between academia and industry. While there are challenges to overcome, the benefits of collaboration with industry far outweigh the costs. It is up to educators and industry partners alike to work together to ensure that future generations of engineers are prepared for the challenges and opportunities of Industry 4.0. Industry 4.0 is transforming the world we live in, and engineering education must keep up with the pace of change in order to prepare students for the challenges and opportunities of the future. By emphasizing interdisciplinary learning, integrating digital technologies into curricula, focusing on hands-on learning and lifelong learning, developing soft skills, emphasizing sustainability, and collaborating closely with industry partners, engineering education can help ensure that the engineers of tomorrow are ready to tackle the challenges of Industry 4.0 head-on.

REFERENCES

1. Bertha Leticia Treviño-Elizondoa and Heriberto García-Reyesa. What does Industry 4.0 mean to Industrial Engineering Education? *Procedia Computer Science* 217 (2023) 876–885.
2. Prancutè, Raminta. (2021) “Web of Science (WoS) and Scopus: The Titans of Bibliographic Information in Today’s Academic World.” *Publications* 9 (1): 12.
3. Hernandez-de-Menendez, Marcela, Ruben Morales-Menendez, Carlos A. Escobar, and Megan McGovern. (2020) “Competencies for Industry 4.0.” *International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM)* 14 (4): 1511–1524.
4. Himmetoglu, Beyza, Damla Aydug, and Coskun Bayrak. (2020) “Education 4.0: Defining the teacher, the student, and the school manager aspects of the revolution.” *Turkish Online Journal of Distance Education* 21 (Special Issue-IODL): 12–28.
5. Massachusetts Institute of Technology (MIT). (2022) “Professional Certificate Program in Industry 4.0.” MIT Professional Education. Accessed: Jan. 16, 2022. [Online]. Available: <https://professional.mit.edu/programs/certificate-programs/professional-certificate-programindustry-40>

6. National University of Singapore (NUS). (2022) “MSc in Industry 4.0.” NUS School of Continuing and Lifelong Education. Accessed: Jan. 16, 2022. [Online]. Available: <https://scale.nus.edu.sg/programmes/graduate/msc-in-industry-4.0> [27] Universidad Carlos III de Madrid (uc3m). (2022) “MASTER IN CONNECTED INDUSTRY 4.0.” Universidad Carlos III de Madrid (uc3m) MASTERS. Accessed: Jan. 16, 2022. [Online]. Available: <https://www.uc3m.es/master/connected-industry-4.0#home>
7. I. Neaga Applying INDUSTRY 4.0 and EDUCATION 4.0 to engineering education. Proceedings 2019 Canadian Engineering Education Association (CEEA-ACEG19) Conference. Proceedings 2019 Canadian Engineering Education Association (CEEA-ACEG19) Conference CEEA19; Paper 001 University of Ottawa; June 9 – 12, 2019
8. K. Vikas, E. Banu Y. Engineering education towards industry 4.0. 10th Annual International Conference on Industrial Engineering and Operations Management (IEOM). Mar. 2020. <http://ieomsociety.org/ieom2020/proceedings/>

Подлесний С. В. Сучасні освітні тенденції та технології підготовки інженерів з обробки матеріалів для Індустрії 4.0.

Четверта промислова революція, також відома як Індустрія 4.0, трансформує обробну промисловість та створює попит на висококваліфікованих інженерів-технологів. Щоб задовольнити цей попит, освітні установи повинні адаптуватися до мінливих потреб економіки та забезпечити навчання, яке готує студентів до викликів Індустрії 4.0. У цій статті розглянуто сучасні освітні тренди та технології підготовки інженерів із обробки матеріалів для Індустрії 4.0. Однією з тенденцій у сучасній освіті є прийняття міждисциплінарних навчальних програм. Міждисциплінарні навчальні програми також готують інженерів з обробки матеріалів для роботи у крос-функціональних командах. Проектне навчання - це підхід до освіти, при якому особлива увага приділяється навчанню за допомогою проектів, а не традиційних лекцій, це ефективний спосіб підготовки інженерів з обробки матеріалів для Індустрії 4.0, оскільки він дозволяє студентам застосовувати свої знання та навички для вирішення реальних проблем. Технології віртуальної та доповненої реальності стають все популярнішими в освіті. Ці технології забезпечують іммерсивне навчання. Штучний інтелект – це одна технологія, яка трансформує обробну промисловість. Інженери з обробки матеріалів повинні мати базове уявлення про штучний інтелект, щоб ефективно працювати в Індустрії 4.0. Освітні установи можуть включити штучний інтелект у свої навчальні програми, викладаючи курси з машинного навчання, аналізу даних та робототехніки. Навчальні заклади повинні встановити і підтримувати партнерські відносини з промисловістю, щоб надати студентам практичний досвід та познайомитись із реальними виробничими процесами. Освітні установи повинні адаптуватися до мінливих вимог виробництва та забезпечувати навчання, яке готує студентів до майбутньої роботи.

Ключові слова: підготовка інженерів з обробки матеріалів, освітні технології, Індустрія 4.0, проектне навчання, міждисциплінарна навчальна програма, віртуальна та доповнена реальність, штучний інтелект, цифровізація.

Подлесний Сергій Володимирович – канд. техн. наук, доц. ДДМА.

Podlesny Sergey – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor DSEA

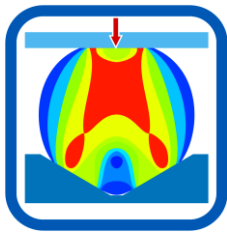
E-mail: spodlesny2318@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-8271-4004>

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

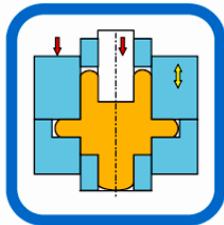
The article was received by the editors on 27.06.23

ЗМІСТ



РОЗДІЛ I МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ ТИСКОМ

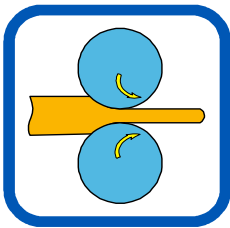
<i>Марков О. Є., Хващинський А. С., Мусорін А. В., Лисенко А. А.</i> Дослідження МСЕ способу протяжки пустотілих поковок з дном без оправки	3
<i>Калюжний В. Л., Ситник С. В., Савченко Д. В., Чучин О. В.</i> Напівгаряче та гаряче зворотне видавлювання з роздачою осесиметричної порожнистої деталі	10
<i>Алієв І. С., Левченко В. М., Чучин О. В., Картамишев Д. О., Коцюбівська К. І.</i> Верхня оцінка силових параметрів поперечно-кутового видавлювання	20
<i>Калюжний О. В., Горностай В. М., Левченко В. М.</i> Використання профільованого деформуючого інструменту при гарячому обтиску осесиметричних порожнистих заготовок	32
<i>Тітов В. А., Максимів І. М., Герасимов В. О.</i> Аналіз процесу обтиску товстостінної циліндричної заготовки.....	42



РОЗДІЛ II ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МАШИНОБУДУВАННІ

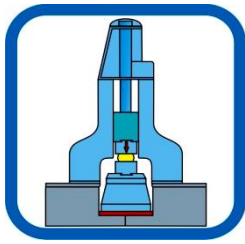
<i>Бейгельзімер Я. Ю., Кулагін Р. Ю., Естрін Ю. З., Давиденко О. А., Дмитренко В. Ю.</i> Литоподібні архітектури, сформовані методами інтенсивної пластичної деформації.....	50
<i>Тарасов О. Ф., Васильєва Л. В., Грибков Е. П., Мирошниченко Д. В.</i> Прогнозування напружено-деформованого стану заготовки для нового методу інтенсивної пластичної деформації з використанням CAE-системи та нейронної мережі.....	55
<i>Тітов А. В., Корева В. О., Тимошенко О. В.</i> Оцінка подовження ресурсу пластичності конструкційного алюмінієвого сплаву системи Al-Mg-Sc методами термомеханічної обробки.....	64

Марков О. Є., Станков В. Ю., Панов В. В., Зінський В. М. Дослідження способу деформування пустотілих заготовок з дном бойками зі скосами	71
Марков О. Є., Молодецький В. В., Зінський В. М., Абхарі П. Б. Експериментальне дослідження нового процесу деформування поковок типу гільз	79
Гавриш П. А., Абхарі П. Б., Малигін М. О., Кассов В. Д. Штамування базових вузлів станин верстатів	86
Левченко В. М., Алієва Л. І., Абхарі П. Б., Сивак Р. И. Радіально-поздовжнє видавлювання деталей з фланцем і відростком	95
Тараненко М. Є., Наріжний О. Г. Розвиток та особливості використання електрогідравлічного ефекту для штампування високоточних великогабаритних листових деталей	107
Ковалевський С. В., Ковалевська О. С., Коваленко О. М. Вплив широкосмугових мікроамплітудних вібрацій на процес штампування	118



РОЗДІЛ III ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МЕТАЛУРГІЇ

Гогаєв К. О., Воропаєв В. С., Подрезов Ю. М., Мінаков М. В., Вдовиченко О. В. Вплив технологічних параметрів асиметричної прокатки на фізико-механічні властивості порошкових титанових стрічок	126
Грибков Е. П., Доброносів Ю. К., Коваленко А. К. Експериментальне дослідження процесу правки прокату на багатороликових правильних машинах	138
Кухар В. В., Малій Х. В., Штода М. М., Грудкіна Н. С., Бойко І. О., Спічак О. Ю. Визначення впливу геометрії штрипса, режимів стикового зварювання та валкового формування на міцність зварного шву холодногнутих коритних профілів	145
Радченко О. К., Гогаєв К. О., Аскеров М. Г., Воропаєв В. С. Кутові параметри осередку деформації під час прокатування металевих порошків (огляд)	154



РОЗДІЛ IV ОБЛАДНАННЯ ТА УСТАТКУВАННЯ ОБРОБКИ ТИСКОМ

Карнаух С. Г., Чоста Н. В.

Розробка перспективних технологій і конструкцій обладнання для безвідхідного розділення прокату 170

Кінденко М. І.

Дослідження впливу магнітного стану пробивних пуансонів з швидкорізальної сталі на стійкість 182

Кравченко В. М., Іщенко А. О., Рассохін Д. О., Носовська О. В., Капустін С. В.

Методика визначення оптимального часу діагностування елементів прокатного обладнання..... 189

Гринь О. Г., Трембач І. О., Жаріков С. В.

Підвищення ресурсу пресового інструменту шляхом комбінованої технології відновлення 197

Лютій Р. В., Федоров М. М., Дьяченко Ю. Г., Кочешков А. С., Демчук Г. В., Люта Д. В.

Технологічні властивості стрижневих сумішей з фосфатами алюмінію, цирконію та кремнію для виготовлення литих заготовок штампового інструменту 207

Podlesny S. V.

Modern educational trends and technologies for training engineers for Industry 4.0 216

ВИМОГИ
ДО ОФОРМЛЕННЯ СТАТЕЙ ДЛЯ ПУБЛІКАЦІЇ У ЗБІРНИКУ
«ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ ТИСКОМ»

До публікації у збірнику приймаються статті обсягом від 6 до 12 повних сторінок. Усі матеріали надсилаються в електронному вигляді на адресу: igramaliev@gmail.com, herald@dgma.donetsk.ua з позначкою теми <прізвище автора, місто> (Ivanov Kiev).

До статті додаються:

– акти експертизи (для авторів з України);

– **рецензія**, підписана рецензентом звичайним або цифровим електронним підписом, виписка із засідання кафедри або відділу.

Стаття має відповідати тематиці збірника та сучасному стану науки та техніки, містити новий науковий результат. **Структура статті** повинна містити такі необхідні елементи:

• **анотації (обсягом 1800–2300 знаків, 17–18 рядків розміром 10 пт)**, українською, англійською та російською мовами (анотація має відображати актуальність, мету, завдання, методи, висновки, перспективи даного дослідження, ключові моменти, результати та новизну роботи);

• **ключові слова (5–10 слів)** українською, англійською та російською мовами;

• **постановка проблеми**, завдання у загальному вигляді, її актуальність та зв'язок із важливими науковими чи практичними завданнями;

• **аналіз останніх досліджень та публікацій** (не менше 3-х статей, що вийшли за останні 10 років), у яких розпочато вирішення даної проблеми та на які спирається автор;

• виділення невирішених раніше частин загальної проблеми, яким присвячується ця стаття;

• **формулювання мети статті** та постановка приватних завдань, які вирішені у статті (3 нового рядка – «Метою роботи є»);

• **викладення основного матеріалу дослідження** з обґрунтуванням отриманих наукових результатів;

• **висновки** з отриманих наукових результатів з конкретними рекомендаціями та перспективи подальших робіт у даному напрямку (із заголовком **ВИСНОВКИ**, розташованим по центру рядка).

Текст розмістити на білому папері формату А4 (210 × 297 мм) із полями 20 мм з усіх боків. Листи не нумерувати. Орієнтація сторінки розміщення тексту – книжкова. Для розміщення табличних даних, графіків, схем, малюнків за необхідності допускається альбомна орієнтація сторінки. **Текст статті** оформити у редакторі Word 7.0-10.0 шрифтом Times New Roman Суг (звичайний) розміром 12 пунктів; між рядками – одинарний інтервал; абзацний відступ – 1,25 см; вирівнювати по ширині сторінки із переносами.

Текст анотацій оформити шрифтом Times New Roman Суг (курсив) розміром 10 пт; між рядками – одинарний інтервал. У тексті статті не допускається вирівнювання пробілами.

Ілюстративний матеріал монтується у тексті. Встановлюється *обтікання малюнків у тексті*. За потреби допускається використання кольорових малюнків. Всі рисунки, особливо скановані (*роздільна здатність – не менше 200 dpi*), повинні бути чіткими, без стиснення. Рисунок у статті повинен бути розміщений після посилання на нього у тексті. Кожен рисунок забезпечується підписом, що містить номер малюнка та його назву. Підпис починається з нового рядка (відступ 1,25 см), вирівнювання по ширині.

Таблиці виконують відповідно до вимог стандарту та розміщуються у тексті статті або на окремих сторінках у тій послідовності, в якій вони наводяться у статті. Обов'язково у тексті мають бути посилання на таблиці. Графічний матеріал та таблиці не повинні виходити за поля сторінки. Сумарний обсяг малюнків та таблиць **не повинен перевищувати 50 %** обсягу статті.

Формули набираються в редакторі Microsoft Equation з параметрами: стандартний - 12 пунктів; великий індекс - 10 пунктів; дрібний індекс – 8 пунктів; великий символ – 14 пунктів; дрібний символ – 8 пунктів, вирівнювання по центру сторінки без абзацного відступу. Нумерацію формул виконують з вирівнюванням номера по правому полю.

Структура оформлення статті: на першій сторінці статті у першому рядку з абзацу набирається УДК. У наступному рядку праворуч з абзацу – прізвища та ініціали авторів. Нижче з абзацу шрифтом Times New Roman Суг (простий) розміром 12 пунктів **ВЕЛИКИМИ ЛІТЕРАМИ** – назва статті. **Анотація** – з абзацу мовою статті, обсягом 1800–2300 знаків (17–20 рядків). Після анотації – **ключові слова**.

Анотації та ключові слова двома іншими мовами (обсягом 1800–2300 знаків кожного) наводяться після розділу REFERENCES. Текст анотацій та ключові слова (укр., англ., рус.) оформити шрифтом *Times New Roman Суг (курсив)* розміром 10 пунктів; між рядками – одинарний інтервал.

Далі розмістити **основний текст статті**, що закінчується розділом **ВИСНОВКИ**.

Розділ **ВИСНОВКИ** починається з нового рядка, озаглавлюється словом **ВИСНОВКИ** (шрифт Times New Roman (звичайний)), розмір 12 пунктів, великі літери, вирівнювання по центру). Вирівнювання основного тексту висновків по ширині сторінки.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ, набраний шрифтом Times New Roman Суг (звичайний) розміром 12 пт великими літерами, розмістити по центру сторінки через рядок від **ВИСНОВКІВ**. Список літератури оформити згідно з **ДСТУ 8302:2015** шрифтом Times New Roman розміром 10 пт; між рядками – одинарний інтервал. **REFERENCES** оформлюється після **СПИСКУ ЛІТЕРАТУРИ**: латиницею транслітерація прізвищ авторів; назви статей, журналів, конференцій, власні імена, видавництва, місце видання перекласти на англійську мову. Після REFERENCES наводяться анотації та ключові слова двома іншими мовами (обсягом 1800–2300 знаків кожна).

Відомості про авторів вказуються наприкінці всього поданого матеріалу українською, англійською та російською мовами: повністю вказати ПІБ, вчений ступінь та вчене звання, місце роботи, посада, електронну адресу кожного автора (e-mail) для листування, ORCID.

Як приклад з оформлення можна розглядати статті цієї збірки.

Наукове видання

ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ ТИСКОМ

Збірник наукових праць

MATERIALS WORKING BY PRESSURE

Collection of science papers

Технічне редагування, коректування, макетування:
Катюха О. Л.

Формат 60 × 90/8.
Ум. друк. арк. 26,97.
Тираж 100 прим.

Адреса редакції:
84313, м. Краматорськ, вул. Академічна, 72, каб. 1322,
тел.: (0626) 41-69-42, 41-67-88,
e-mail: herald@dgma.donetsk.ua, elenakel12@gmail.com

Видавець і виготівник
Донбаська державна машинобудівна академія
84313, м. Краматорськ, вул. Академічна, 72
Свідоцтво про внесення до Державного реєстру
серія ДК № 1633 від 24.12.03