



ISSN 2076-2151

**O**

**M**

**T**

**БРОБКА**

**АТЕРІАЛІВ**

**ИСКОМ**



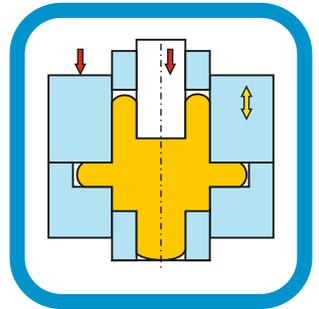
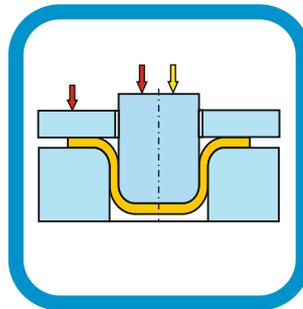
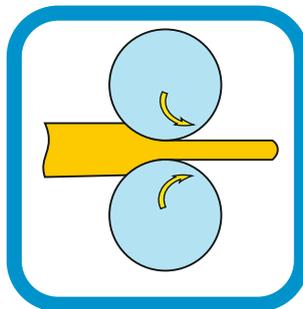
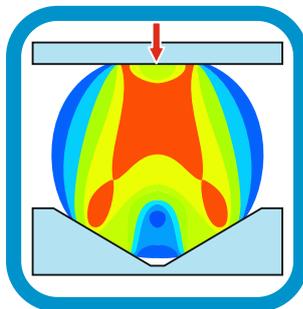
**MATERIALS WORKING BY PRESSURE**



**UMFORMTECHNIK**



**ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ ДАВЛЕНИЕМ**



**№ 1(53 )**



**2024**

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 (53) 2024

Краматорськ – Тернопіль  
ДДМА

2024

**ОБРОБКА  
МАТЕРІАЛІВ  
ТИСКОМ**

**Збірник наукових праць  
№ 1 (53) 2024**

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 (53) 2024**

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

**ОБРАБОТКА  
МАТЕРИАЛОВ  
ДАВЛЕНИЕМ**

**Сборник научных трудов  
№ 1 (53) 2024**

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 26.09.2024 р.).

**Редакційна колегія:**

Алієв І. С., д-р техн. наук, проф. (голова редакційної колегії); Таган Л. В., канд. техн. наук, (відповідальній 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); Абхари 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, 2024. – № 1 (53). – 226 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 та інженерних працівників, аспірантів і студентів.

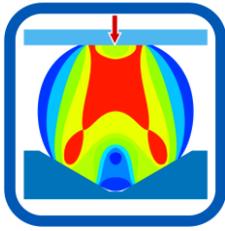
Different articles of various directions of processes and machines of materials forming, prepared by the faculty, scientific employees, post-graduate students, competitors, experts are placed in this collection. The collection is intended for scientific and engineering workers, post-graduate students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

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

**ISSN 2076-2151**

© **Донбаська державна машинобудівна академія, 2024**

© **Donbas State Engineering Academy, 2024**



## РОЗДІЛ I МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ ТИСКОМ

УДК 621.735.3

DOI: 10.37142/2076-2151/2024-1(53)3

Марков О. Є.  
Молодецький В. В.  
Зінській В. М.  
Алдохін М. Д.  
Мусорін А. В.

### РОЗРОБКА МОДЕЛІ ДЛЯ ВРАХУВАННЯ РОЗМІЦНЕННЯ СТАЛІ ДЛЯ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ БАГАТОПЕРЕХІДНОГО ГАРЯЧОГО ШТАМПУВАННЯ

*Технологічні процеси багато перехідного гарячого об'ємного штампування потребують оптимізації технологічних режимів задля зниження силових параметрів процесів деформування. Це обумовлено зниженням енергетичних витрат при серійному виробництві крупногабаритних штампвок масою від 20 до 100 кг. Знизити силові параметри багатоперехідних процесів штампування можливо за рахунок точного встановлення та зниження рівня напружень, які виникають у заготовці під час її деформації. Штампування крупногабаритних поковок у серійному виробництві є дороговартісним процесом, тому ці технологічні процеси вимагають проведення скінчено-елементного моделювання та аналізу напруженого стану металу заготовки та силових режимів деформування на кожному переході. Це моделювання потребує точного визначення напруженого стану заготовки під час штампування. Спираючись на аналіз літератури за останній час було визначено, що основний метод при моделюванні штампування крупногабаритних поковок проводиться з використанням методу скінчених елементів (МСЕ). В основному приділяли увагу змінню форми заготовки у процесі штампування за новими способами та впливу форми деформуючого інструменту на розподіл деформації у тілі заготовки. Відомі програмні комплекси задля моделювання процесів гарячого штампування на основі МСЕ не мають можливості враховувати процеси розміцнення матеріалу, що відбувається при високотемпературній деформації. Це викликано відсутністю моделі, які зв'язує швидкості деформації та компоненти напружень для врахування процесів розміцнення. Облік релаксації внутрішніх напружень дозволить встановити скорегований напружений стан металу заготовки та силові характеристики операцій штампування. У статті представлено, що при розрахунку операцій штампування слід приймати до уваги не тільки процеси зміцнення сталі, але й розміцнення матеріалу, що має місце у процесах гарячого багатоперехідного штампування. На базі пружно-в'язкої моделі Максвелла був визначений зв'язок тензору швидкостей деформації та напружень. Ця модель може враховувати релаксацію внутрішніх напружень. Встановлена аналітична модель була перевірена експериментально на сталі С-60 при температурах гарячого штампування. Доведено, що встановлена модель на 90...95 % відтворює реологію сталі при гарячому штампуванні. Встановлений аналітичний зв'язок тензорів напружень та швидкостей деформації дозволить проводити прямий чисельний розрахунок процесів багатоперехідного штампування без додаткових ітераційних процедур МСЕ. Це дало можливість точніше враховувати дійсні характеристики сталі, що значно знизило чисельність ітерацій, а відповідно і час моделювання.*

**Ключові слова:** штампування, гаряча обробка, напруження, силові параметри, зміцнення, релаксація, МСЕ, крива течії.

При дослідженні МСЕ операцій штампування у гарячому стані виникають труднощі, що пов'язані з нелінійністю характеристик сталі при деформуванні при високих температурах [1, 2]. Основна гіпотеза існуючих методів врахування нелінійності механічних характеристик полягає у рішенні задачі у пружній формі та за рахунок додаткових ітерацій (метод О. А. Ільюшина) вийти на пружно-пластичні характеристики металу, який деформується [3]. Як результат відбудеться збільшення часу розрахунку навіть на ПЕОМ, що знижує можливості МСЕ [4]. Точніше врахування реологічних властивостей сталі що деформується є важливим резервом підвищення точності результатів моделювання переходів гарячого штампування [5].

При гарячому штампуванні сталь зміцнюється, при цьому одночасно проходять процеси рекристалізації, що призводять до релаксації внутрішніх напружень (розміцнення) у сталі під час гарячого штампування [6]. Врахування процесів температурного розміцнення сталі дозволить підвищити технічні показники виготовлення штамповок методами гарячого пластичного деформування [7]. При гарячому багатоперехідному (калібрування, прошивання, протягування) штампуванні з паузами між операціями можна реалізувати штампування з меншими витратами електроенергії [8]. У зв'язку з цим визначення точної реології сталі, яка розміцнюється при гарячій обробці тиском для визначення напружено та відповідно деформованого стану металу заготовки є актуальною проблемою у машинобудуванні [9].

Метою дослідження є розробка аналітичної моделі, яка б відтворювала реологію сталі при гарячому штампуванні, що дозволить підвищити точність встановлення напружено-деформованого стану та силових параметрів при штампуванні масивних поковок.

Для досягнення зазначеної мети були поставлені наступні задачі:

- винайти математичну модель релаксації внутрішніх напружень у сталі С - 60 при гарячій обробці тиском;
- верифікувати розроблену модель з експериментальною поведінкою сталі при гарячому штампуванні.

При розв'язанні завдань МСЕ слід враховувати дійсний зв'язок між компонентами швидкостей деформації  $\{\dot{\epsilon}\}$  та компонентами тензора напружень при різних температурних та швидкісних умовах гарячого деформування. В цьому разі у сталі проявляються в'язкі властивості [10]. Це математичний зв'язок потрібен для визначення матриці жорсткості  $[K]$  при SE моделюванні і визначення компонент тензора напружень  $\{\sigma\}$  [11]

$$[K]=[B] [D] [B]^T \quad (1)$$

$$\{\sigma\}=[D] \cdot \{\dot{\epsilon}\} \quad (2)$$

Різниця в'язких деформацій твердого тіла від пластичних виражається в тому, що на пластичні чинить вплив швидкість деформування, у тому числі і при високій температурі [12]. Сплав має властивостями, якщо швидкість деформації є функцією напружень  $\sigma = \sigma(\dot{\epsilon})$ . В'язкість проявляється в тім, що після зняття зовнішніх сил внутрішні напруження знижуються у часі. Для операцій штампування, коли разом з процесами зміцнення відбуваються процеси розміцнення сталі, більш точною моделлю, що повніше відтворює реологію, є в'язко-пружна релаксуюча модель Максвелла.

За цією моделлю ступінь деформації, розкладається на пружно  $\bar{\epsilon}^e$  та в'язку  $\bar{\epsilon}^v$  складову:

$$\bar{\epsilon} = \bar{\epsilon}^e + \bar{\epsilon}^v \quad (3)$$

Диференціюючи вираз (3), отримаємо:

$$\dot{\bar{\epsilon}}^e = \frac{d\bar{\epsilon}^e}{dt} = \frac{d\left(\frac{\sigma_{xx}}{E}\right)}{dt} = \frac{\left(d\sigma_{xx}/dt\right)}{E}; \quad (4)$$

$$\dot{\bar{\epsilon}}^v = \frac{d\bar{\epsilon}^v}{dt} = \frac{\sigma_{xx}}{\nu} \quad (5)$$

Тоді

$$\frac{d\bar{\epsilon}}{dt} = \frac{1}{E} \frac{d\sigma_{xx}}{dt} + \frac{\sigma_{xx}}{\nu} \quad (6)$$

де  $\nu$  – динамічна в'язкість, МПа·с;  
 $E$  – модуль пружності Юнга, МПа.

При фіксованій деформації ( $\frac{d\bar{\varepsilon}}{dt} = 0$ ) рівняння (6) можна перетворити

$$\sigma = \sigma(0) \exp\left[-\frac{t}{T}\right]$$

де  $T$  – час паузи, (с), за який напруження знижуються в  $e = 2,718$  разів

$$T = \nu / E, \quad (7)$$

В результаті, можна помітити, що модель Максвелла враховує дійсну реологію сталі при температурах гарячого пластичного деформування, а саме зміцнення при деформуванні та розміцнення під час переключення заготовки із штампа у штамп. Релаксація призводить до зменшення опору по експонентній залежності, при незмінній деформації [13].

Відносно  $\sigma_{xx}$  при умові, коли час  $t = 0$ ,  $\sigma_{xx}^0 = 0$  та якщо тіло деформується зі постійною швидкістю, то рівняння (6) має вигляд

$$\sigma_{xx} = E \cdot \bar{\varepsilon} \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right). \quad (8)$$

У процесах штампування швидкість деформації не стала [14], тому для розв'язання рівняння (8) слід врахувати функцію зміни ступеня деформації. Ця функція буде зростаючою, так як у процесі штампування ступінь деформації накопичується. Такою функцією може бути зростаюча експонентна функція, (рис. 1)

$$\bar{\varepsilon} = \frac{T}{A} \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \left(1 - e^{-\frac{At}{T}}\right). \quad (9)$$

Швидкість деформації

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\bar{\varepsilon}}{dt} = \frac{T}{A} \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \left(-e^{-\frac{At}{T}}\right) \cdot \left(-\frac{A}{T}\right) = \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot e^{-\frac{At}{T}}. \quad (10)$$

За наведеними функціями побудовані графіки зміни ступеня ( $\varepsilon$ ) та швидкості ( $\dot{\varepsilon}$ ) деформації в часі (рис. 1). Вихідними даними для розрахунків були: час паузи ( $T$ ) становив 2,0 с; швидкість деформації ( $\dot{\varepsilon}$ ) дорівнювала  $0,002 \text{ с}^{-1}$ ; час деформування ( $t$ ) змінювався від 0 до 6 секунд. Ці вихідні параметри відповідають реальним процесам штампування. А саме, зі збільшенням ступеня деформації відбувається зміцнення матеріалу й збільшення розмірів осередку деформації, що призводить до підвищення зусилля деформування [15]. В результаті по експоненті зменшується швидкість деформації [16].

Для розв'язання неоднорідного рівняння (8) використовуємо метод варіації сталої, замінивши  $C$  функцією  $\varphi(t)$  та диференціюємо її

$$\frac{d\sigma_x}{dt} = \frac{d\varphi}{dt} \cdot e^{-\frac{dt}{T}} - \frac{\varphi(t)}{T} \cdot e^{-\frac{dt}{T}}. \quad (11)$$

Після підстановки (11) у рівняння (8) та інтегрування

$$\varphi(t) = \int E \cdot \frac{d\varepsilon}{dt} \cdot e^{\frac{dt}{T}} dt + C_1. \quad (12)$$

Після підстановки одержуємо

$$\sigma_x(t) = e^{-\int_{t_0}^t \frac{dt}{T}} \left[ C_1 + \int_{t_0}^t E \frac{d\varepsilon}{dt} \cdot e^{\int_{t_0}^t \frac{dt}{T}} dt \right],$$

де  $t_0$  і  $t$  – границі інтегрування:  $t_0$  – час начала паузи, а  $t$  – завершення паузи.

Після перетворень і використання умови  $\sigma_{xx}^0 = 0$  отримуємо

$$\sigma_{xx} = E \cdot \varepsilon_{xx} \cdot t \cdot e^{-\frac{t}{T}}. \quad (13)$$

Проведена математична процедура при  $A \rightarrow 1$  не змінила вигляд функцій ступенів й швидкості деформації (рис. 1). Аналіз визначеної моделі (13) дозволив встановити наступні важливі для обробки тиском результати:

– на пік внутрішніх напружень чинить вплив модуля пружності Юнга при температурах гарячого деформування та швидкості деформування;

– максимум функції (13) відповідає часу  $T = \nu/E$ , тобто це буде час при якому настає пауза (зняття зовнішніх навантажень). Час  $T$  слід розраховувати при певних ступенях й швидкостях деформації, які є вихідними параметрами для розв'язання задачі.

Більш цього, модель дозволяє встановити в'язкість  $\nu$  сталі з використанням співвідношення (7) через добуток  $T \cdot E$  або методом перебору. При відомому часі штампування, швидкістю та величиною деформації, підбираємо модуль пружності Юнга до співпадіння значень функції (13) з експериментальними даними. Врахування в'язкості сталі зводиться до визначення значення модуля пружності Юнга від температури.

Рішення цього завдання є простим при відомій діаграмі розтягування або при використанні діаграми зміцнення при різних температурах. Або визначити модуль пружності Юнга можна скориставшись довідковими даними. Модуль пружності Юнга при високих температурах штампування знижується за експонентою.

Зменшення напружень у сталі при паузі, згідно з встановленою моделлю, відбувається по експоненті, а це не суперечить дійсній поведінці сталі після розвантаження.

Для перевірки розробленої моделі реології сталі при гарячому деформуванні необхідно провести експериментальні дослідження і порівняти їх з аналітичною моделлю. В цьому випадку необхідно встановити механічні властивості матеріалу, який деформується. Основні фактори, які впливають на механічні властивості досліджуваного матеріалу: температура, ступінь і швидкість деформації. Досліджувана сталь –С-60. Температура сталевих зразків варіювалась у діапазоні від 800 до 1200°C з кроком 100°C. Ступінь деформації варіювалась від 0 до 0,4, швидкість деформації у діапазоні  $(2...6) \times 10^{-3} \text{с}^{-1}$ , що охоплює деформаційний і швидкісний режим технологічних процесів штампування. Проводилось планування експериментальних досліджень при використанні плану ПФЕ по типу 3<sup>3</sup>. Дослідження механічних властивостей сталей при високих температурах проводилися в умовах Донбаської державної машинобудівної академії на установці, що представлена на рисунку 1.

Після проведення експериментальних досліджень і обробки отриманих результатів із застосуванням теорії планування експерименту були встановлені коефіцієнти рівнянь регресії, що визначають залежність опору деформації від ступеня, швидкості деформації та температури. Після виключення незначущих коефіцієнтів отримали

$$\begin{aligned} \sigma_s(\varepsilon, \xi, T) = & 38 + 38 \cdot X_1 + 18 \cdot X_2 - 46 \cdot X_3 + 21 \cdot X_2^2 + 29 \cdot X_3^2 + 39 \cdot X_1^2 \cdot X_2^2 \cdot X_3^2 - \\ & - 26 \cdot X_1^2 \cdot X_2^2 - 39 \cdot X_2^2 \cdot X_3^2 - 19 \cdot X_1^2 \cdot X_3^2, \end{aligned} \quad (14)$$

$$\text{де } X_1 = \frac{\varepsilon - 0,1}{0,1}, \quad X_2 = \frac{\xi - 6 \times 10^{-3}}{4 \times 10^{-3}}, \quad X_3 = \frac{T - 1000}{200}.$$

Для порівняння та перевірки теоретичних та експериментальних результатів за

рівняннями (13) та (14) були побудовані залежності опору деформації при деформуванні з паузою при температурах гарячої обробки тиском (рис. 3). Експериментальні данні показані пунктирною лінією, а теоретичні – суцільною лінією.

Співставлення отриманих експериментальних та теоретичних даних підтверджує їх кількісну та якісну відповідність, відмінність складає 5...10 %.

Аналіз отриманих результатів дозволив визначити, що встановлена аналітична модель відтворює реологію сталі С-60, що деформується у гарячому стані, а саме зміцнення та релаксація внутрішніх напружень. На основі встановленої моделі було визначено, що пік напружень можна визначити за модулем пружності Юнга при певній температурі та швидкості деформації при відомому часі деформування. Цей максимум відповідає  $T = \nu/E$ . Ця залежність наближається до стану, при якому напруження будуть знижуватися до нуля, а експериментальна крива наближається до напруження, яке є границею плинності сталі С-60. Таку відмінність можна пояснити тим, що при експериментальному розтягуванні зразок після деформації залишався під навантаженням, що обумовлене методикою дослідження. В цьому разі напруження не можуть зменшитися до нуля. Різниця теоретичних й експериментальних даних напружень на ділянці релаксації напружень відповідає границі плинності сталі С-60 при заданій температурі. Таким чином, була виявлена причина відмінності теоретичних й експериментальних даних та значень зміцнення й релаксації напружень, що підтверджує, що встановлена модель є прийнятною, тому що вона на 90...95 % повторює реологічну поведінку сталі при гарячому деформуванні.

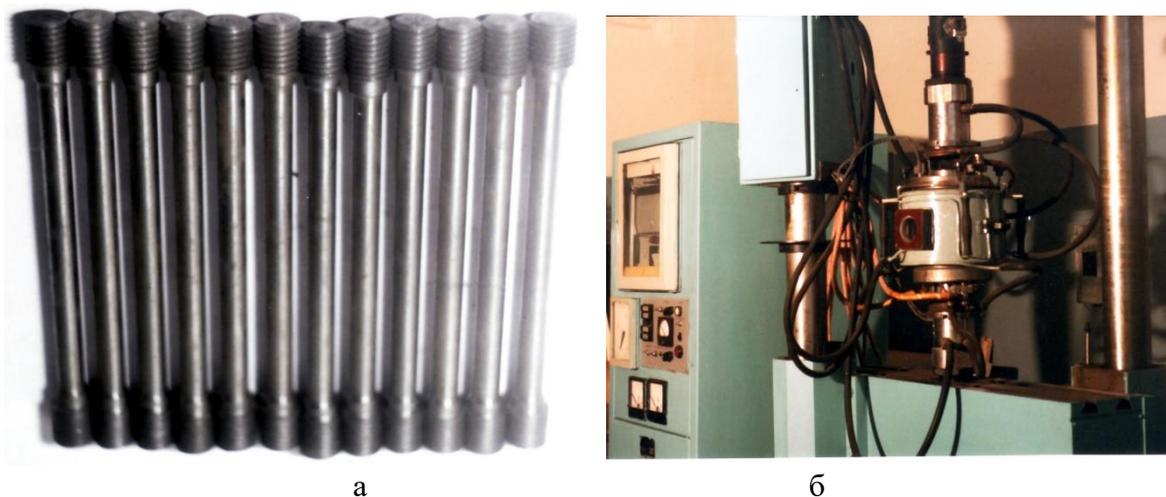


Рис. 1. Зразки (а) та установка (б) для випробувань сталі у гарячому стані

На відміну від відомих способів врахування реологічних властивостей сталі при моделюванні МСЕ розроблена модель дозволяє не проводити додаткові ітераційні перерахунки. Особливістю встановленої моделі зв'язку компонент тензора швидкостей деформацій та тензора напружень при гарячій обробці тиском є врахування релаксації напружень у сталі у паузі між операціями. Це розкриває широкі можливості для її застосування в СЕ моделюванні.

Недоліком даного підходу є потреба вказувати модуль пружності Юнга для певної температури. Цих даних на сьогодні мало у літературі. Крім цього, встановлену модель слід перевірити на інших сталях.

## ВИСНОВКИ

На основі в'язко-пружній реологічній моделі Максвелла встановлений зв'язок швидкості деформацій та напружень. Це дозволило встановлювати пряме чисельне розв'язання нелінійної задачі гарячого пластичного деформування при моделюванні методом скінчених елементів з урахуванням дійсних властивостей сталі при температурах гарячої обробки тиском. В результаті використання розробленої моделі реології матеріалу при

деформації в гарячому стані час розрахунку знизився у 4 рази у порівнянні з використанням пружної та пружно-пластичної моделей матеріалу, які використовуються у комерційних програмних продуктах на основі МСЕ за рахунок опору деформації матеріалу для певних термо-швидкісних умов деформування. Розроблена модель враховує не тільки процеси зміцнення матеріалу при деформації, але й розміцнення (релаксацію напружень) в паузі між різними операціями.

Експериментально встановлено опір гарячому деформуванню та релаксацію напружень після деформації сталі С-60 при різних температурах, ступенях та швидкостях деформації. Релаксація напружень після гарячої деформації пояснюється процесами рекристалізації. Отримані результати порівнювалися з теоретичними даними, встановленими на основі розробленої моделі реології матеріалу при гарячій деформації. Експериментально доведено, що розроблена модель на 90...95 % повторює реологію сталі при гарячому деформуванні.

## REFERENCES

1. Markov O.E., Zlygoriev V.N., Gerasimenko O.V., Hrudkina N.S., Shevtsov S.A. 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. Buckingham R.C., Argyrakis C., Hardy M.C., Biroscu S. The effect of strain distribution on microstructural developments during forging in a newly developed nickel base super alloy. *Materials Science & Engineering*. 2016. A654, pp. 317–328. <http://doi:10.1016/j.msea.2015.12.042>
3. Ma F., Lu W., Qin J., Zhang D., Ji B. The effect of forging temperature on microstructure and mechanical properties of in situ TiC/Ti composites. *Mater. and Des.* 2007. 28, pp. 1339–1342. <http://doi:10.1016/j.matdes.2006.02.004>
4. Ma Q., Lin Z., Yu Z. Prediction of deformation behavior and microstructure evolution in heavy forging by FEM. *International Journal Advanced Manufactory Technology*. 2009. 40(3-4), pp. 253-260. <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-007-1337-9>
5. Pantalé, O., Gueye, B. Influence of the constitutive flow law in FEM simulation of the radial forging process. *Journal of Engineering*. 2013. Article ID 231847, 8 pp. <http://dx.doi.org/10.1155/2013/231847>
6. Yunjian, W., Xianghuai, D., Qiong, Y. Upper bound analysis of axial metal flow inhomogeneity in radial forging process. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2015. 93, pp. 102–110. <http://doi:10.1016/j.ijmecsci.2015.01.012>
7. Kukhar V., Burko V., Prysiashnyi A., Balalayeva E., Nahnibeda M. Development of alternative technology of dual forming of profiled workpiece obtained by buckling. *East-European Journal of Enterprise Technology*. 2016. 3/7(81), pp. 53–61. <https://doi:10.15587/1729-4061.2016.72063>
8. Dobrzański L.A., Grajcar A., Borek W. Influence of hot-working conditions on a structure of high-manganese austenitic steels. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. 2008. 29/2, pp.139-142.
9. Weides G., Blaes N., Bokelmann D. Optimisation of the forging process of profiled discs for low pressure turbine rotors by FEM simulation. *17 International Forgemasters Meeting*, Santander, Spain, (3–7 Nov. 2008).
10. Erman E., Medei N. M., Roesch A. R., Shah D. C. Physical modeling of the upsetting process in open-die press forging. *Journal Mechanoc Working Technology* 1989. 19, pp.195–210. [http://doi:10.1016/0378-3804\(89\)90004-1](http://doi:10.1016/0378-3804(89)90004-1)
11. Markov O.E. et al. Development of a new process for forging plates using intensive plastic deformation. *International Journal Advanced Manufactory Technology*. 2016. 83(9-12), pp. 2159–2174. <http://doi.org/10.1007/s00170-015-8217-5>
12. Kitamura K., Terano M. Determination of local properties of plastic anisotropy in thick plate by small-cube compression test for precise simulation of plate forging. *CIRP Ann - Manuf Techn.* 2014. 63(1), pp. 293-296. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2014.03.038>
13. Markov O.E. Forging of Large Pieces by Tapered Faces. *Steel in Translation*. 2012. 42(12), pp. 808 – 810. <https://doi.org/10.3103/S0967091212120054>
14. Mitani Y., Mendoza V., Osakada K. Analysis of rotor shaft forging by rigid-plastic FEM. *Journal Material Processes Technology*. 1991. 27, pp. 137–149. [http://doi:10.1016/0924-0136\(91\)90049-K](http://doi:10.1016/0924-0136(91)90049-K)
15. Markov O.E. et al. A new process for forging shafts with convex dies. Research into the stressed state. *International Journal Advanced Manufactory Technology*. 2017. 90, pp. 801 – 818. <http://doi.org/10.1007/s00170-016-9378-6>
16. Markov O., Khvashchynskyi A., Musorin A., Lysenko, A. FEM study of the drawing method of hollow forgings with a bottom without a mandrel. *Materials Working by Pressure*. 2023. 1(52), pp. 3-9. DOI: [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)3](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)3) (in Ukrainian).
17. Markov O., Stankov V., Panov V., Zynskyi V. Study of deformation method of hollow workpieces with bottom by dies with chamfer. *Materials Working by Pressure*. 2023. 1(52), pp. 71-78. DOI: [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)71](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)71) (in Ukrainian).

18. Markov O., Molodetskyi V., Zinskyi V., Abhari P. Experimental study of a new process of deformation of forgings such as sleeves. *Materials Working by Pressure*. 2023. (1(52)), pp. 79-85. DOI: [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)79](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)79) (in Ukrainian).

**Markov O., Molodetskyi V., Zinsky V., Aldokhin M., Musorin A. Development of a model for accounting for steel softening for modeling multi-transition hot stamping processes.**

*Technological processes of multi-transition hot die forging require optimization of technological modes to reduce the force parameters of deformation processes. This is due to a decrease in energy costs during the serial production of large-sized stampings weighing from 20 to 100 kg. The force parameters of multi-transition stamping processes can be reduced by accurately determining the level of stresses that arise in the workpiece during its deformation. Stamping of large-sized forgings in mass production is an expensive process, therefore technological processes require finite element modeling and analysis of the stress state of the workpiece metal and force deformation modes at each transition. This modeling requires an accurate determination of the stress state of the workpiece during stamping. Based on an analysis of the recent literature, it was determined that the main method for modeling the stamping of large-sized forgings was carried out using the finite element method (FEM). Mainly attention was paid to changing the shape of the workpiece during stamping using new methods and the influence of the shape of the deforming tool on the distribution of deformations in the body of the workpiece. Known software packages for simulating hot stamping processes based on FEM cannot take into account the processes of material hardening that occurs during high-temperature deformation. This is due to the lack of models connecting strain rates and stress components to take into account softening processes. Taking into account the relaxation of internal stresses will allow us to establish the corrected state of the workpiece metal and the power characteristics of stamping operations. The article presents that when calculating stamping operations, one should take into account not only the processes of steel hardening, but also the softening of the material that occurs in the processes of hot multi-transition stamping. Based on Maxwell's elastic-viscous model, the relationship between the strain rate tensor and stress was determined. This model can take into account the relaxation of internal stresses. The established analytical model was tested experimentally on S-60 steel at hot stamping temperatures. It has been proven that the installed model reproduces the rheology of steel during hot stamping by 90...95%. The established analytical connection between stress tensors and strain rates made it possible to carry out direct numerical calculations of multi-junction stamping processes without additional iterative MSE procedures. This made it possible to more accurately take into account the actual characteristics of steel, which significantly reduced the number of iterations and, accordingly, the modeling time.*

**Keywords:** stamping, hot working, stress, power parameters, strengthening, relaxation, MSE, yield curve.

**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.omd@gmail.com](mailto:oleg.markov.omd@gmail.com)

ORCID: [0000-0002-2467-9607](https://orcid.org/0000-0002-2467-9607)

**Молодецький Віталій Васильович** – аспірант ДДМА

**Molodetskyi Vitalii** – Graduate student DSEA

E-mail: [molvet2876@gmail.com](mailto:molvet2876@gmail.com)

ORCID: [0000-0002-2690-8354](https://orcid.org/0000-0002-2690-8354)

**Зінський Володимир Миколайович** – аспірант ДДМА

**Zinskyi Volodymyr** – Graduate student DSEA

E-mail: [dolomit.prodam@gmail.com](mailto:dolomit.prodam@gmail.com)

ORCID: [0000-0002-4145-9665](https://orcid.org/0000-0002-4145-9665)

**Алдохін Максим Денисович** – аспірант ДДМА

**Aldokhin Maksym** – Graduate student DSEA

E-mail: [maksimaldokhin84@gmail.com](mailto:maksimaldokhin84@gmail.com)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-3187-7521>

**Мусорін Антон Володимирович** – аспірант ДДМА

**Musorin Anton** – Graduate student DSEA

E-mail: [anton.m.95@mail.ru](mailto:anton.m.95@mail.ru)

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

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

Стаття надійшла до редакції 12.07.24 р.

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

## МОДЕЛЮВАННЯ СИЛОВОГО РЕЖИМУ ПРИ БОКОВОМУ ВИДАВЛЮВАННІ У МАТРИЦІ ІЗ ЗАКРУГЛЕНИМИ ДІЛЯНКАМИ

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

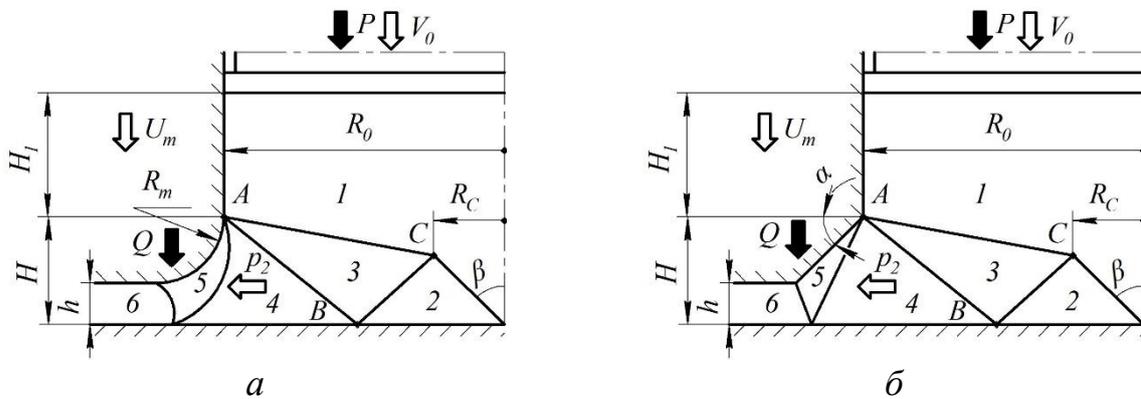


Рис. 1. Розрахункові схеми процесу бокового видавлювання з криволінійним (а) та трикутним (б) кінематичними модулями для плоского деформування

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

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

де  $R$  – ширина пуансону (активного інструменту);

$V_0$  – швидкість поступального руху пуансона;

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

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

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

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

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

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

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

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

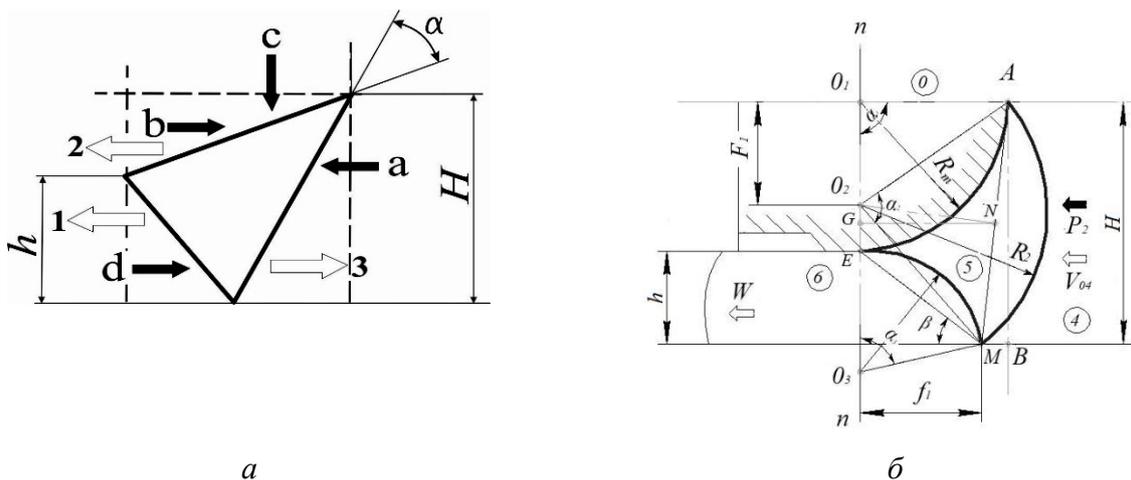


Рис. 2. Кінематичні модулі для деформування металу на перехідній кромці матриці

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

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

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

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

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

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

де  $\gamma = h/H$ ;

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

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

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

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

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

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

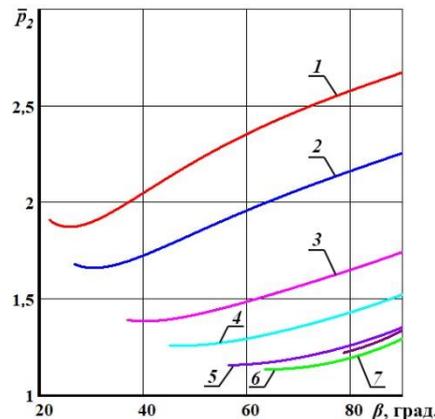


Рис. 3. Графіки залежності  $\bar{p}_2$  від  $\beta$  при  $\mu = 0,1$  для  $\varepsilon$ :  
 1 – 0,4; 2 – 0,5; 3 – 0,75; 4 – 1,0; 5 – 1,5; 6 – 3; 7 – 5

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

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

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

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

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

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

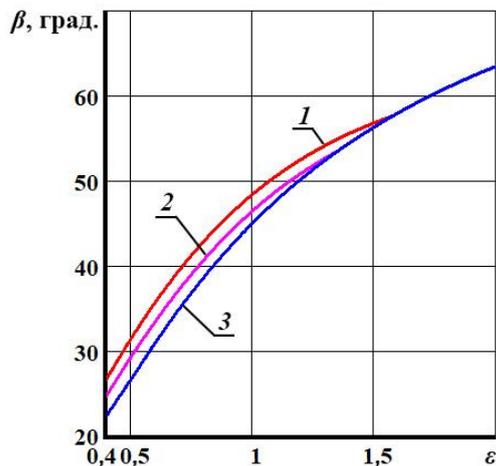


Рис. 4. Графіки залежностей оптимальних значень  $\beta$  від  $\varepsilon$  для  $\bar{p}_2$  при  $\mu$ : 0,05 (1); 0,15 (2) та 0,3 (3)

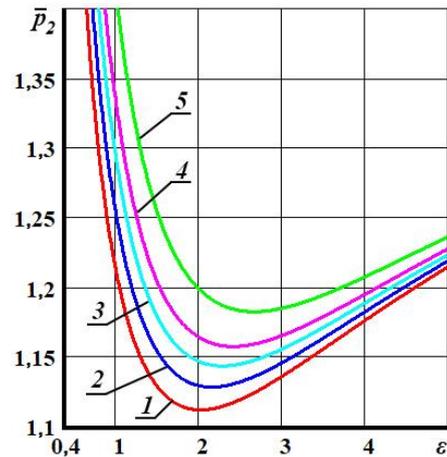


Рис. 5. Графіки залежностей  $\bar{p}_2$  від  $\varepsilon$  за оптимальних  $\beta$  при  $\mu$ : 0,05 (1); 0,01 (2); 0,15 (3); 0,2 (4) та 0,3 (5)

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

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

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

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

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

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

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

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

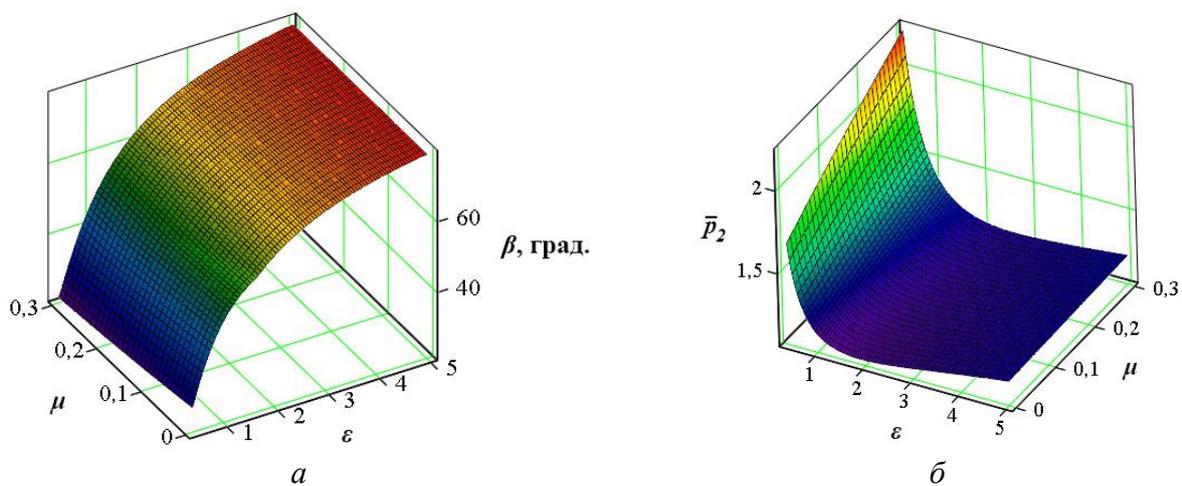


Рис. 6. Залежності оптимального значення  $\beta$  (а) та  $\bar{p}_2$  при оптимальних значеннях  $\beta$  (б) від  $\varepsilon$  та коефіцієнта тертя  $\mu$

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

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

Приведений тиск розкриття в цьому випадку запишеться у вигляді:

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

а також в параметричному вигляді шляхом віднесення до радіусу  $R_m$ :

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

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

Знаходимо значення кута  $\theta$ , виходячи з подібності трикутників  $DAT$  і  $AO_2K_1$ :  

$$\operatorname{tg}\angle DAT = \frac{DT}{AT} = \frac{R_m - h \cdot \operatorname{ctg}(\beta)}{R_m + h}$$
, отже, значення кута при вершині  $O_2$  становить:  

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

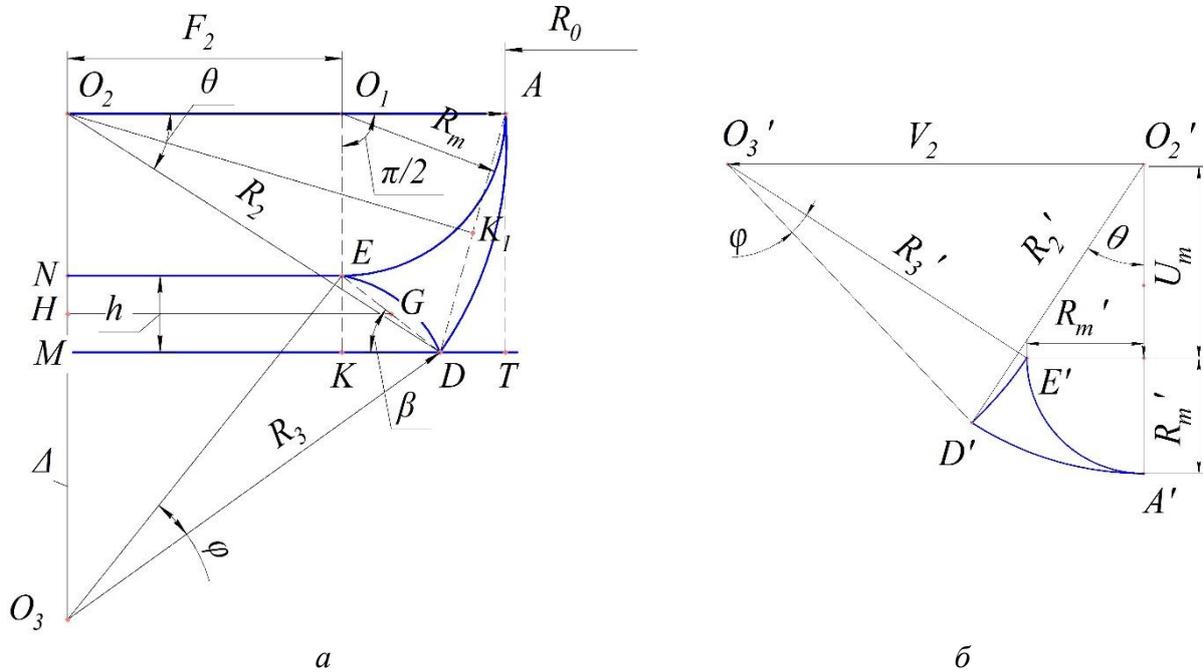


Рис. 7. Розривне поле (а) і годограф швидкостей (б) для криволінійного трикутного модуля

З трикутника  $O_2MD$  знайдемо:

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

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

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

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

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

Величина куту при центрі  $O_3$  радіусу  $R_3$ :

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

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

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

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

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

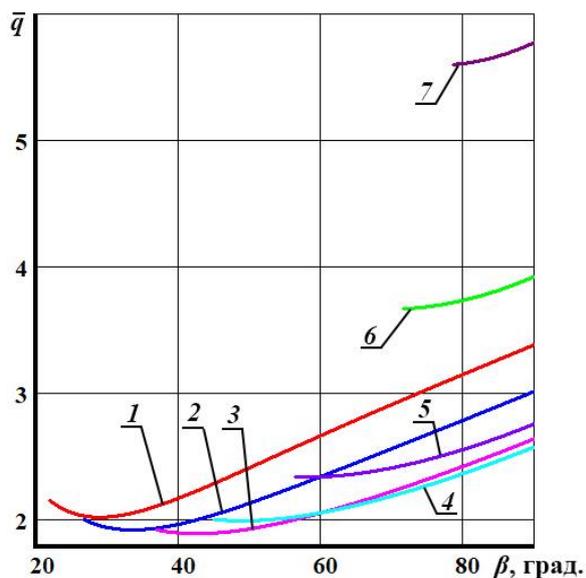


Рис. 8. Графіки залежностей  $\bar{q}$  від  $\beta$  при  $\mu = 0,1$  для  $\varepsilon$ : 1 – 0,4; 2 – 0,5; 3 – 0,75; 4 – 1,0; 5 – 1,5; 6 – 3; 7 – 5,0

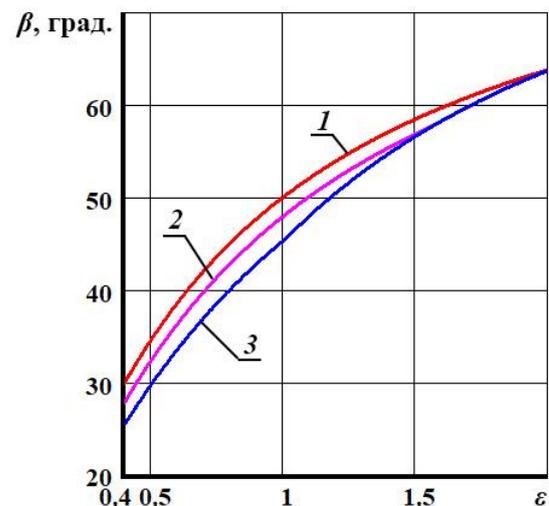


Рис. 9. Графіки оптимальних значень  $\beta$  від  $\varepsilon$  для  $\bar{q}$  при  $\mu$ : 0,05 (1), 0,15 (2) та 0,3 (3)

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

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

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

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

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

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

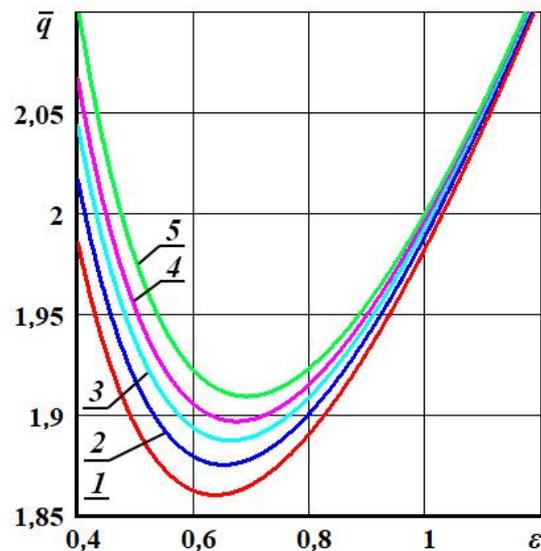


Рис. 10. Графіки залежностей  $\bar{q}$  від  $\epsilon$  для різних  $\mu$  при оптимальних  $\beta$  при  $\mu$ : 0,05 (1); 0,01 (2); 0,15 (3); 0,2 (4) та 0,3 (5)

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

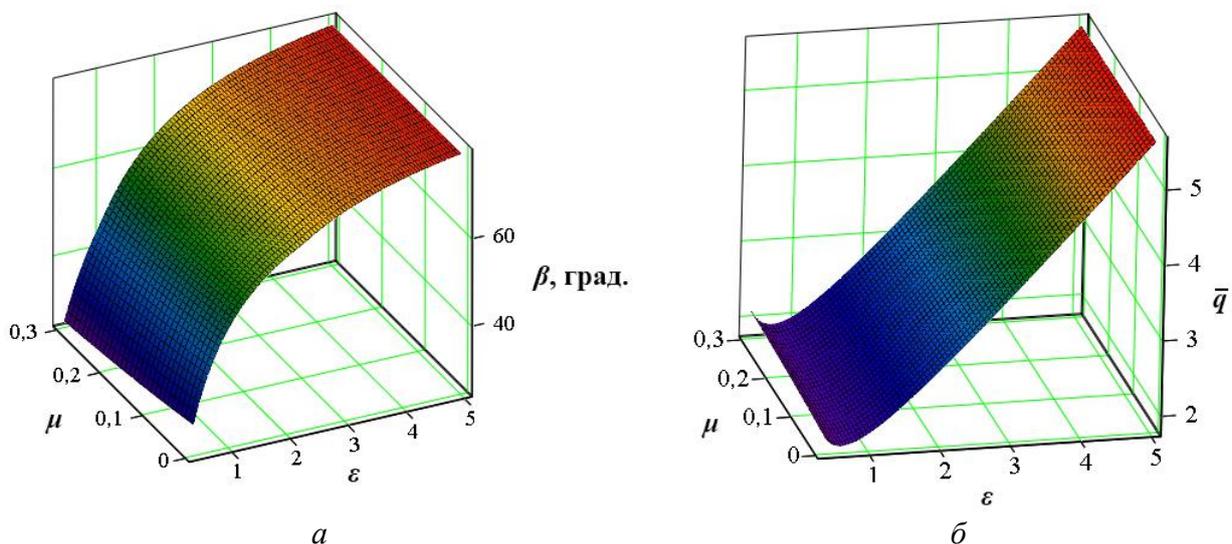


Рис. 11. Залежності оптимального значення  $\beta$  (а) та  $\bar{q}$  при оптимальних значеннях  $\beta$  (б) від  $\epsilon$  та коефіцієнта тертя  $\mu$

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

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

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

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

### ВИСНОВКИ

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

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

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

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

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

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

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

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

#### СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

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

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

## REFERENCES

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

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

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

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

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

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

E-mail: [goldangel271@gmail.com](mailto:goldangel271@gmail.com)

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

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

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

E-mail: [leyliali2017@gmail.com](mailto:leyliali2017@gmail.com)

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

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

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

E-mail: [payharies@gmail.com](mailto:payharies@gmail.com)

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

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

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

E-mail: [avt.kpi@gmail.com](mailto:avt.kpi@gmail.com)

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

**Чепеленко Олексій Юрійович** – аспірант, ДДМА

**Chepelenko Oleksiy** – Graduate student DSEA

E-mail: [chepelenkoalexey@gmail.com](mailto:chepelenkoalexey@gmail.com)

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

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

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

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

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

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

Levchenko V. M.  
Aliiev I. S.  
Chepelenko O. Yu.  
Kartamyshev D. O.  
Malii O. G.

## SIMULATION OF THE PROCESS OF TRANSVERSE-FORWARD EXTRUSION WITH EXPANSION

*Combined extrusion methods are a competitive solution for the production of complex-profiled and hollow parts in optimal power mode. By simulation of the combined transverse-forward extrusion process with using the energy method of kinematic modules, calculated correlations were obtained and an assessment of the influence of technological parameters on the deformation pressure was given. The possibility of considering the process of combined extrusion as sequentially composed one of two plane modules with the addition of normalized pressures of transverse and forward extrusion with expansion has been confirmed.*

*For the transverse extrusion module the correlations obtained by the upper bound method and showing results close to experimental data and similar solutions for problems of plane upsetting (final stage of die forming) and differing in two types of discontinuous velocity field were used. For a rectangular module of forward extrusion with expansion, a discontinuous velocity field was constructed and the correlation for calculating the pressure components on the velocity discontinuity lines was obtained. It has been found that there is an optimal value for the angle of the triangular module in the range of 42–45°, according to which it is recommended to tilt the semi-die wall. A graphical analysis of the dependence of the normalized combined extrusion pressure has allowed to identify that the relative parameters have the greatest influence on the pressure level: the height of the transverse extrusion deformation zone  $h/R_0$  and the thickness of the ledge  $h/s$ , which characterize the degree of metal deformation.*

*The correlations that make it possible to evaluate the influence of the relative wall thickness of a hollow product  $h/s$  on the normalized deformation pressure were experimentally confirmed on workpieces made of aluminum alloy AA1135.*

**Key words:** *transverse-forward extrusion with expansion, method of kinematic modules, normalized pressure, hollow parts, parts with ledges.*

Modern tasks of machine building, in particular workpiece production, are the design of new technologies for working by pressure that make it possible to increase the productivity, complexity and quality of manufactured parts, including those made from new materials [1, 2]. Ensuring the necessary law of forming and the quality of parts of a complicated design with the required performance properties is possible with optimization and active control of plastic deformation modes [3, 4]. The creating and researching new methods of extrusion and simulations for calculating the processes of deformation of parts under complicated loading conditions are important directions in the development of precision die forming technologies [5]. At the same time, the prospects for the improvement of these technologies are associated with the development of deformation methods that are formed by combining longitudinal and transverse extrusion schemes and make it possible to obtain complex-profile hollow and rod parts in one operation [4, 6]. This is especially true for precision complicated parts such as crosspieces and deep sleeves (Fig. 1, *a*). A variation of transverse-forward extrusion with elements of radial metal flow is the method of sequential forward extrusion combined with expansion (Fig. 1, *b*), the use of which may lead to decreasing deformation forces on the punch and an increasing its stability [7, 8].

To analyze technological (force and deformation) modes, computer (numerical) and analytical simulating methods are used. In particular, the finite element method (FEM) made it possible to study the patterns of the stress-strain state of parts, evaluate the unevenness of the deformed state of the workpiece and heat dissipation during plastic flow, and predict the deformability and form changing of workpieces in extrusion [9, 10].

To obtain engineering formulas needed for operative design calculations of power modes of processes, energy methods are most often used [2, 11]. At the same time, operative and approximate analysis of the patterns of process parameters influence on the power mode can be provided using the

energy upper bound method (UBM) [12]. The modular approach in the energy method of kinematic modules (MKM) is aimed at increasing the efficiency of analysis and obtaining engineering correlations for calculating energy-power parameters [13]. By constructing kinematically possible velocity fields of various configurations, namely triangular or trapezoidal modules with curved surfaces of discontinuity, it is possible to obtain calculated correlations that take into account the features of the geometry of the part, the method, kinematics and stages of deformation [2, 6]. Using the MKM method, approximate correlations were obtained for the force mode of extrusion in a plane-deformed state, including for combined extrusion [14, 15]. In [15], a simulation of transverse-corner extrusion process was carried out, the design scheme of which was composed of autonomous modules for up-setting and corner deformation.

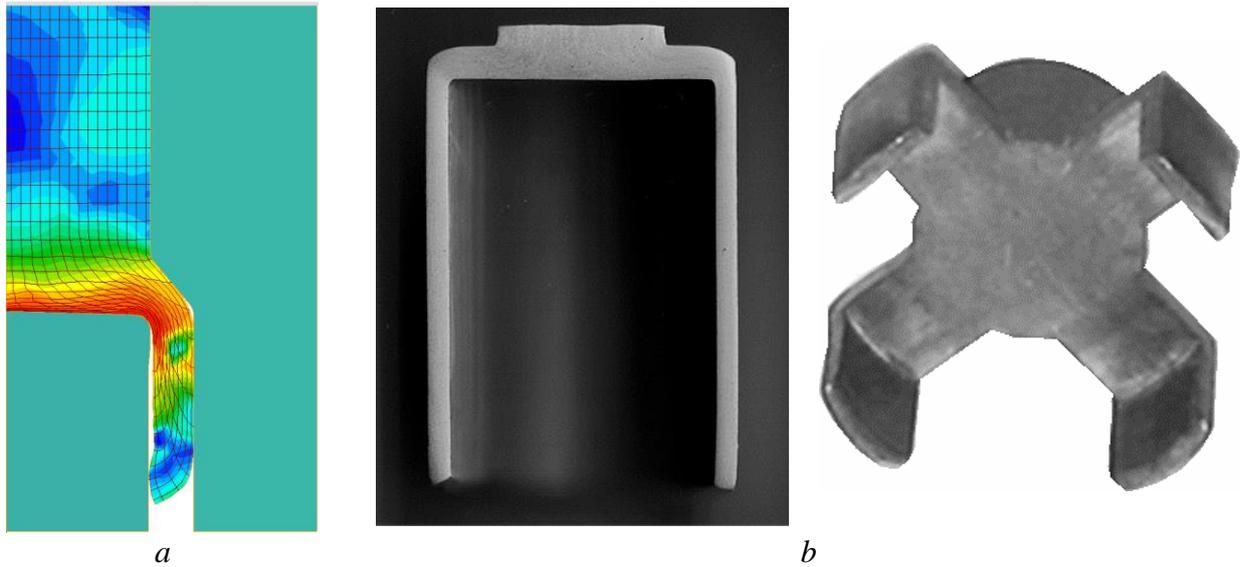


Fig. 1. Scheme of the process of combined transverse-forward extrusion with expansion (based on the results of FEM simulation) (a) and typical parts obtained experimentally (b)

The purpose of the study is to create a mathematical model of the process of sequential transverse-forward extrusion combined with expansion and to determine the influence of the tool geometry on the value of the normalized deformation pressure.

The design scheme of the process (Fig. 2, a) for the case of plane deformation according to the MKM method is composed of two kinematic modules for the characteristic plastic zones of the part: in the central zone (with rigid elements 2, 3–6), where compression and transverse extrusion of the metal occur, and in the transition zone (with elements 7 and 8), where the metal is turned on the inclined section of the semi-die towards the forward direction.

We believe that the friction of the semi-finished product on the tool occurs along the contact surfaces of the central zone with the lower semi-die and the transition zone with the upper semi-die, as well as within the input and output zones 1 and 8.

In module I of transverse extrusion (elements 2–6), the height of the deformation zone does not exceed the height of the output hole  $h$ . In addition to the height of the central module  $h$ , the main process parameters include the angle of inclination of the semi-die  $\beta$ , as well as the thickness of the ledge or the wall thickness of the hollow product  $s$ .

To find the upper estimate of the normalized (dimensionless) deformation pressure of the metal in module I  $\bar{p} = p/(2 \cdot k)$  applying the UBM method, the formula [12] was used:

$$\bar{p} = \frac{1}{2 \cdot h \cdot V_1} \cdot \left( \sum_1^n V_{i,j} \cdot l_{i,j} + 2 \cdot \mu \cdot \sum_1^n V_{i,k} \cdot l_{i,k} \right), \quad (1)$$

where  $V_0$  – the velocity of translational movement of the punch;  
 $V_{i,j}$  and  $V_{i,k}$  – velocities on the contact surfaces (boundaries) of module;

$l_{i,j}$  and  $l_{i,k}$  – lengths of the velocity discontinuity lines;  
 $\mu$  – friction coefficient (Siebel's),  $0 \leq \mu \leq 0.5$ .

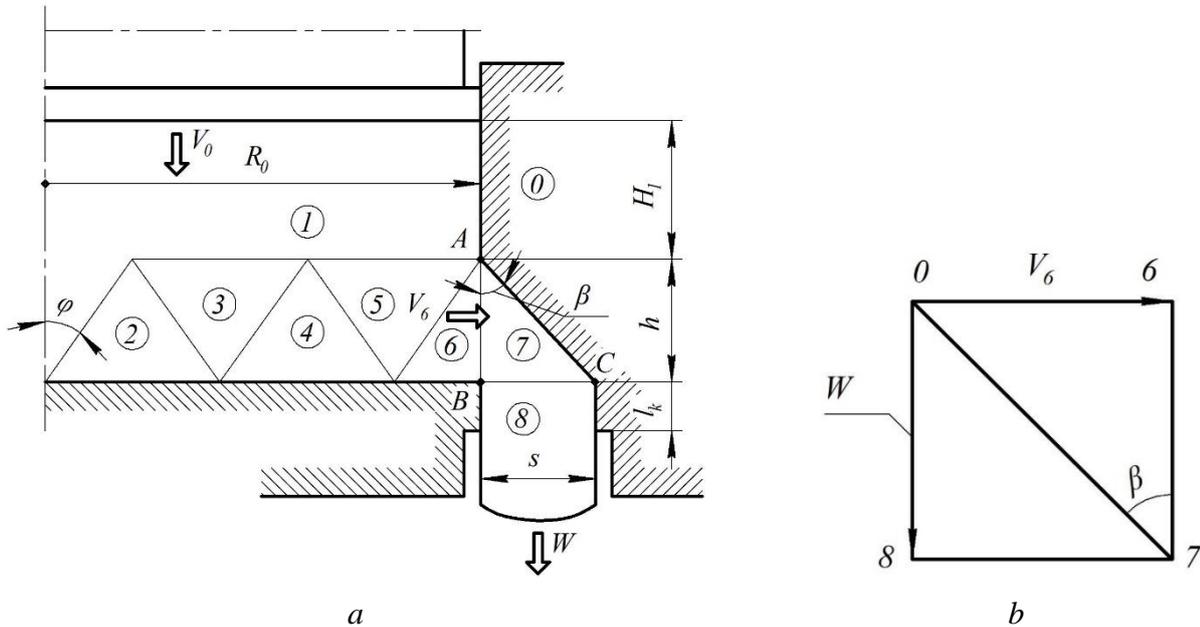


Fig. 2. Design scheme of the transverse-forward extrusion process with expansion (a) and velocity hodograph for the reversal zone of the metal flow direction (b)

For extrusion with small values  $h/R_0 (\leq 0.6)$ , the shape of the deformation area in zone 1 is similar to a strip, and the number of rigid elements increases (see Fig. 2, a). Thus, for the central module I of transverse extrusion, we have taken as a basis the kinematically possible field developed for the bilateral symmetrical upsetting of a strip (disk) by counter-moving punches and consisting of several rigid elements [12].

The difference is that it is necessary to use different values of the contact friction coefficients on the upper and lower boundaries of the zone, and on the upper boundary with zone 1, moving at velocity  $V_0$ , the friction coefficient will take the limit value  $\mu_1 = 0.5$ , since the upper limit of the upsetting zone (2–6) is the shear boundary. The formula for the normalized deformation pressure will take the form:

$$\bar{p}_1 = 1 + \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot \bar{h}} + \mu \cdot \frac{1}{\bar{h}} \right), \quad (2)$$

where  $\bar{h} = h/R_0$ .

A graphical analysis of the obtained correlation (2) for the normalized transverse extrusion pressure vs the geometric parameters of the process is given in Fig. 3.

As the parameter  $\bar{h} \leq 0.6$  decreases, the value of the normalized pressure increases rapidly, which is expected, since the degree of deformation increases. When  $\bar{h}$  decreases threefold, the pressure increases almost fourfold. The increase in deformation pressure with increasing friction coefficient is not as intense as for strip upsetting. This is explained by the fact that boundary friction is observed only on one boundary (1–2) of the deformation zone.

The solution was separately obtained for the reversal module II (zones 7 and 8) also by the upper bound method by constructing a discontinuous field and a velocity hodograph. Zone 7 is a triangle with a friction surface on a generatrix semi-die inclined at an angle  $\beta$ . This design scheme of the process corresponds to the plane problem of a hollow part extrusion with wall thickness  $s$  and bottom thickness  $h$ . The calculation of a triangular module is simplified because it is rectangular one. The velocity hodograph for the triangular zone was constructed, according to the known rules [12],

under the condition that the figures of field and hodograph are similar (see Fig. 2, b). The parameters of boundary lines and shear velocities are given in Table. 1.

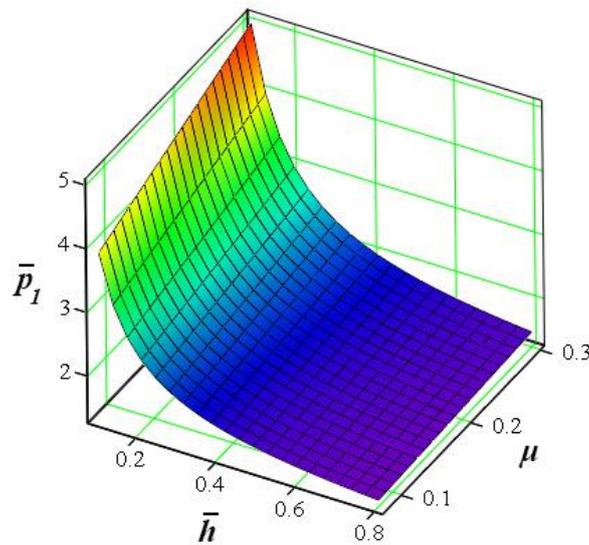


Fig. 3. Graph of dependence of the normalized transverse extrusion pressure  $\bar{p}_1$  vs parameters  $\bar{h}$  and  $\mu$

Table 1

Length of boundary lines and values of velocity discontinuities

$i, j$	$l_{i,j}$	$V_{i,j}$
6-7	$h$	$V_1 \cdot h/s$
0-7	$\sqrt{h^2 + s^2}$	$V_1 \cdot \sqrt{h^2 + s^2}/s$
7-8	$s$	$V_1$
0-8	$l_k$	$V_1 \cdot h/s$

Using the data from Table 1 and the energy balance formula (1), after transformations we have found the correlation for the metal deformation pressure in the reversal module (without taking into account the influence of contact friction within zone 8):

$$\bar{p}_2 = \frac{1}{2} \cdot \left[ \frac{h}{s} + \frac{s}{h} + 2 \cdot \mu_s \cdot \left( \frac{h}{s} + \frac{s}{h} \right) \right]. \tag{3}$$

At  $\frac{s}{h} = \text{tg}\beta$ , expression (3) through the angle  $\beta$  has the form:

$$\bar{p}_2 = \frac{1}{2} \cdot [\text{tg}\beta + \text{ctg}\beta + 2 \cdot \mu_s \cdot (\text{tg}\beta + \text{ctg}\beta)] \tag{4}$$

At  $\beta = 45^\circ$ ,  $\text{tg}\beta = 1$ , and

$$\bar{p}_2 = 1 + 2 \cdot \mu_s. \tag{5}$$

At maximum friction  $\mu = 0.5$ :

$$\bar{p}_2 = 2.0. \tag{6}$$

When studying the mathematical model (4), the values of the relative geometric parameter  $s/h$  of module, corresponding to certain values of the angle  $\beta$  ( $\text{tg}\beta = s/h$ ), were used. In the normalized pressure formula (4), the value  $\beta$  is an optimizing one. The optimization criterion is the minimum normalized pressure. Optimization was carried out using a computer in the MathCAD environment

by enumerating the numerical values of the optimizing parameters from the minimum to the maximum possible ones with a certain specified step. The optimization results for parameter  $\beta$  are presented in the form of graphs in Fig. 4.

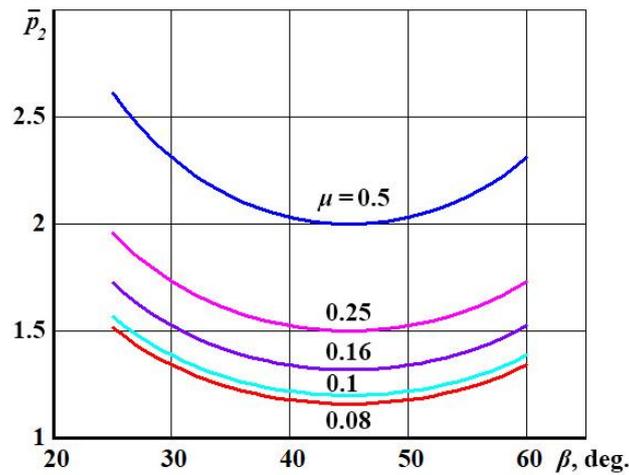


Fig. 4. Correlations of the normalized deformation pressure of the metal in a triangular module  $\bar{p}_2$  vs the value of the angle  $\beta$  for different values of the friction coefficient  $\mu$

The  $h/s$  parameter, on which the degree of deformation for metal flow within the module depends, has the greatest influence on the force mode of extrusion. Doubling the value of  $h/s$  from 1.0 to 2.0 (and, corresponding, decrease in  $\beta$ ) leads to increasing deformation pressure by 30–40 %. At the same time, it was found from graphs the presence of a stable minimum of normalized pressure values, regardless of friction conditions, at optimal values of the  $h/s$  parameter close to 1.0. That is, there is a certain value of the optimal angular parameter  $\beta$ , at which the normalized pressure of the process is minimal one and the lower points of the curves correspond to these values. Apparently, the optimal value of the inclination angle of the generatrix of the semi-die  $\beta$  from the point of view of the minimum normalized pressure is in the range of 42–45°.

The influence of contact friction on the force parameters is significant, since the friction surface is almost equal to the shear surfaces in this module. Increasing the friction coefficient values from 0.08 to 0.16 leads to a corresponding increase in deformation pressure by 17 %, and from 0.08 to 0.5 – by 60 % (see Fig. 4).

The obtained correlations for the deformation pressure within the considered modules were used in the general scheme of combined extrusion with expansion. Assembling a general design scheme involves summing up the normalized pressures of the component modules and does not cause difficulties. It should be noted that the combination of modules is possible not only according to the variant shown in Fig. 2, although it is the main one. In the first main variant, the pressures calculated using formulas (2) and (3) are summed up.

When calculating the normalized combined extrusion pressure, the energy consumption for contact friction in zones 1 and 8 was additionally taken into account, using the following summands:

$$\bar{H}_1 \cdot \mu, \text{ where } \bar{H}_1 = H_1/R_0;$$

$$\mu \cdot 2 \cdot \bar{l}_k / \bar{s}, \text{ where } \bar{l}_k = l_k/R_0 \text{ and } \bar{s} = s/R_0.$$

In calculations, the value  $\bar{l}_k$  according to experimental data is taken equal to 0.25.

As a result, the correlation was obtained for the normalized pressure of combined extrusion with expansion:

$$\bar{p} = \bar{p}_1 + \bar{p}_2 + \bar{H}_1 \cdot \mu + \mu \cdot 2 \cdot \bar{l}_k / \bar{s}. \tag{7}$$

The nature of the change in the normalized pressures of plane sequential extrusion according to the described variant can be considered using the graphs shown in Fig. 5.

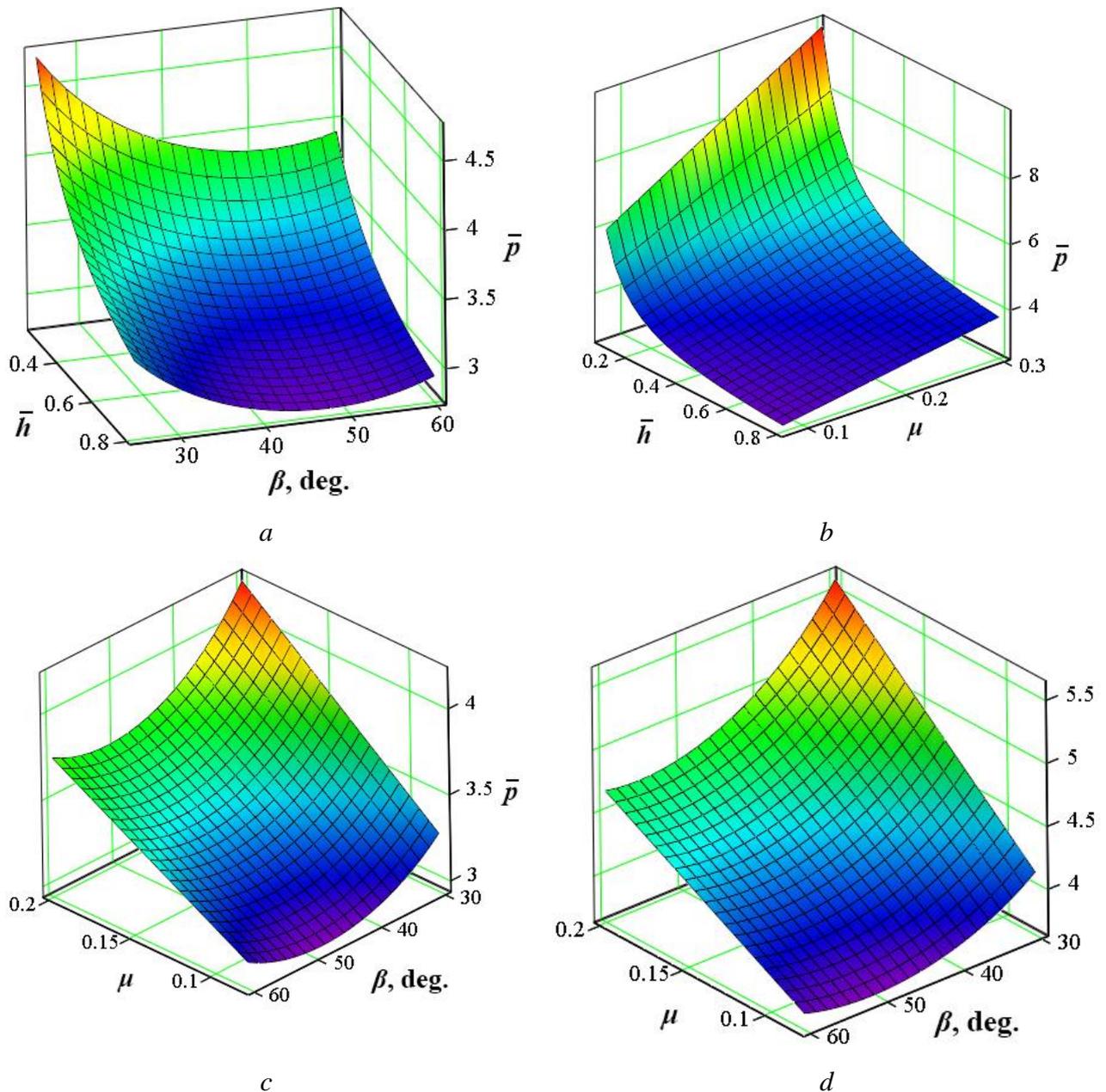


Fig. 5. Graphs of the correlation of normalized extrusion pressure vs the process parameters at  $\bar{H}_1 = 1.0$ ;  $\bar{l}_k = 0.25$  and for  $\mu = 0.1$  (a);  $\beta = 45^\circ$  (b);  $\bar{h} = 0.5$  (c);  $\bar{h} = 0.25$  (d)

The parameter  $\bar{h}$  has a significant influence on the normalized pressure even at small values of the friction coefficient  $\mu$  (see Fig. 5, a–d). Decreasing the parameter  $\bar{h}$  in the combined process causes a sharp increase in the required values of the normalized pressure. As for the influence of such parameters as the coefficient of friction  $\mu$  and the thickness of the wall (process)  $s$  (within  $h/s = 0.5–1.0$ ), no significant changes were seen in the combined process compared to the pressure characteristic of the modules separately. However, when calculating the process of combined extrusion in an extended range of thicknesses  $s$ , the influence of the parameter  $h/s(\beta)$  on the force parameters is significant (see Fig. 5, a, c). Thus, decreasing  $\beta$  from  $40^\circ$  ( $h/s = 0.84$ ) to  $10^\circ$  ( $h/s = 0.176$ ) leads to a twofold increase in the pressure of sequential combined transverse-forward extrusion. The angle  $\beta$  (and the parameter  $s/h$ ) is thus a more significant parameter, especially for friction coefficients  $\mu$  approaching 0.2 (see Fig. 5, c), and its optimal value is close to  $45^\circ$  (see. Fig. 5, c, d).

It should be noted that for extrusion with a large value of the parameter  $\bar{h}$  ( $h/R_0 \geq 0.6$ ), the shape of the deformation area in zone 1 is similar to a lens, and the number of rigid elements decreases. In this case, for the transverse extrusion module, the expression obtained for transverse extrusion in [15] can be used:

$$\bar{p}_1 = \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{1}{\bar{h}} + \bar{h} \right) + \mu_s \cdot (2 - \bar{h} + \bar{H}_1), \tag{8}$$

where  $\bar{h} = h/R_0$ .

At this value  $\bar{p}_1$  in formula (7), the pressure of combined extrusion with expansion also depends on  $\bar{h}$  and  $h/s$  (Fig. 6). This variant of combining modules with relatively large values of  $h/R_0$  is characterized by increasing the influence of the degree of compression in the zone of the reversal-forward extrusion module. As the relative height  $h/R_0$  increases from 0.6 to 1.0, the normalized pressure decreases from 2.7 to 2.48 units. This trend continues when the ratio of height to wall thickness of the product (ledge)  $h/s$  changes. It is also clear that the smaller the wall thickness  $s$  of the extruded part, the higher the normalized process pressure, which is explained by increasing the degree of deformation. As the  $h/s$  parameter increases from 1.0 to 1.4 ( $\bar{h} = 0.6$ ), the pressure increases from 2.7 to 2.82 (see Fig. 6).

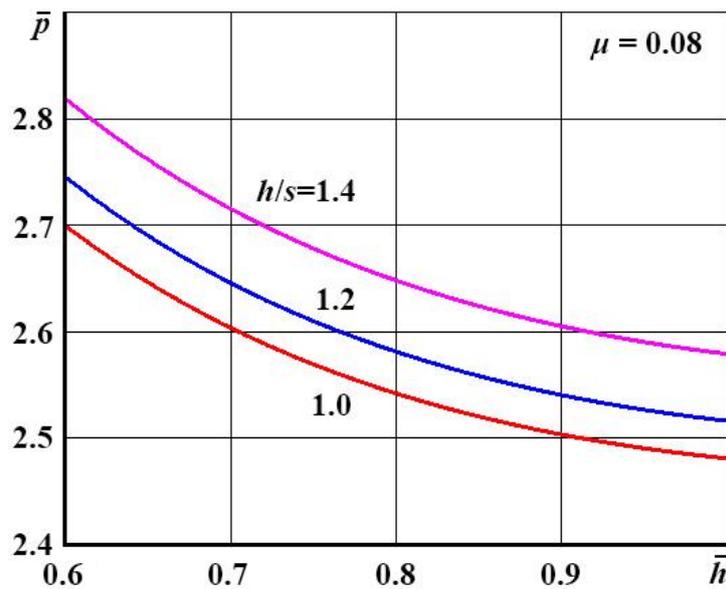


Fig. 6. Graph of the correlation of the sequential extrusion normalized pressure vs the process parameters

For contact friction conditions characteristic of cold plastic deformation processes ( $\mu_s = 0.08$ ) with different ratios of geometric parameters of the deformation process, the value of the normalized deformation pressure has an optimal value at the angle  $\beta = 44^\circ$ . Based on this value, it should be recommended to tilt the generatrix of the semi-die wall.

If excluding in formula (7) the friction at the exit (at a length  $\bar{l}_k = l_k/R_0$ ) from the deformation zone, then we obtain a formula for an approximate calculation of the upper estimate of the pressure in the process of “die-free” extrusion. At the same time, on an inclined boundary it is also advisable not to take into account the influence of friction forces on the force regime of the process. A comparison of experimental and theoretical values of force parameters under such conditions was made for hollow parts made of alloy AA1135 with parameters  $R_0 = 21.2$  mm;  $\bar{h} = 0.28$ ;  $\bar{s} = 0.188$  (Fig. 7). The

degree of deformation is determined by the amount of material upsetting in the zone of the first module (2–6) with a maximum stroke of the counter punch  $S = 17$  mm.

The excess of the calculated data in deformation forces over the experimental ones is 3–5 % for die-free extrusion (A) and 15–17 % for sequential transverse-forward extrusion with expansion (B), which confirms the possibility of using the developed models for technological and design calculations.

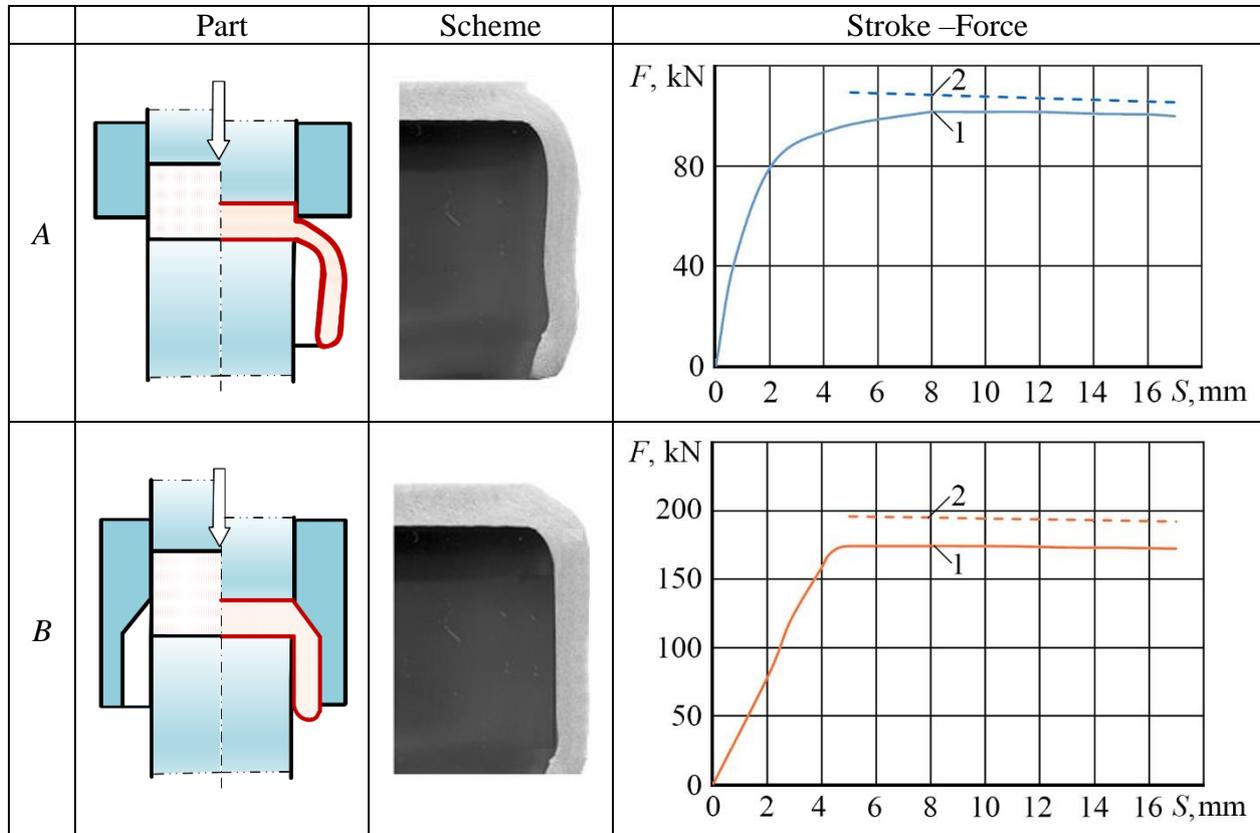


Fig. 7. Comparison of calculated results (curve 2) with experimental data (curve 1) on deformation forces for die-free (A) and transverse-forward (B) extrusion with expansion

The use of triangular kinematic modules in the design schemes of the process of sequential transverse-forward extrusion with the expansion helps to simulate the process of deformation of hollow parts or parts of complicated shape with ledges in the die (see Fig. 1, b).

### CONCLUSIONS

By simulating the force mode of the combined transverse-forward extrusion process using the energy method of kinematic modules, calculated correlations were obtained and an assessment of the influence of technological parameters on the deformation pressure was given.

The possibility of considering the process of combined extrusion as sequentially composed of two plane modules with the addition of the normalized pressures of transverse and forward extrusion with expansion has been confirmed.

For the transverse extrusion module, expressions were used, which has been obtained by the upper bound method and show results that are close to experimental data and similar solutions for problems of plane upsetting (final stage of die forming) and differ in two types of discontinuous velocity field.

For the second rectangular module of forward extrusion with expansion, a discontinuous velocity field was constructed and the correlation for calculating the pressure components on the velocity discontinuity lines was obtained. It has been found that there is an optimal value for the angle of

the triangular module in the range of 42–45°, according to which it is recommended to tilt the semi-die wall.

A graphical analysis of the correlation for the normalized combined extrusion pressure has shown that the relative parameters have the greatest influence on the pressure level: the height of the transverse extrusion zone  $h/R_0$  and the wall thickness  $h/s$ , which characterize the degree of metal deformation. The influence of friction is especially significant within the reversal-forward extrusion module.

The adequacy of the calculated correlations, which make it possible to evaluate the influence of the relative wall thickness of the product  $h/s$  on the normalized deformation pressure, was experimentally confirmed on workpieces made of aluminum alloy AA1135.

Correlations for calculating the force parameters of combined transverse-forward extrusion with expansion can be used to design extrusion processes for both hollow cylindrical products and parts with lateral ledges.

## 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. Forging and stamping. Handbook in 4 t. T. 3. Cold die forging. Ed. E.I. Semenov, et al. Moscow: Mechanical Engineering. 1987. 384 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. 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
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. 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>
8. 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>
9. 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>
10. 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>
11. 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.
12. 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).
13. 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).
14. 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).
15. Aliiev I.S., Levchenko V.M., Chuchin O.V., Kartamyshev D.A., Kotsiubivska K.I. Upper bound estimate of the power parameters of transverse-corner extrusion. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA. 2023. 1 (52), pp. 20–31. (in Ukrainian).

**Левченко В. М., Алієв І. С., Чепеленко О. Ю., Картамішев Д. О., Малій О. Г. Моделювання процесу поперечно-прямого видавлювання з роздачею.**

Способи комбінованого видавлювання є конкурентоспроможним рішенням для виготовлення складнопрофільованих та порожнистих деталей в оптимальному силовому режимі. Моделюванням процесу комбінованого поперечно-прямого видавлювання енергетичним методом кінематичних модулів отримано розрахункові залежності і дана оцінка впливу технологічних параметрів на тиск деформування. Підтверджено можливість розгляду процесу комбінованого видавлювання як послідовно складеного з двох плоских модулів з додаванням приведених тисків поперечного та прямого видавлювання з роздачею.

Для модулю поперечного видавлювання використано залежності, що отримані методом верхньої оцінки і які показують результати, близькі до експериментальних даних і до аналогічних рішень для задач плоского осадження (доштампування) і відрізняються двома видами розривного поля швидкостей. Для прямокутного модуля прямого видавлювання з роздачею побудовано розривне поле швидкостей та отримано залежності для розрахунку компонентів тиску на лініях розриву швидкостей. Встановлено, що існує оптимальне значення для куту трикутного модуля в межах  $42-45^\circ$ , за яким рекомендовано виконувати нахил стінки напівматриці. Графічним аналізом залежності приведенного тиску комбінованого видавлювання встановлено, що найбільший вплив на рівень тиску мають відносні параметри: висота осередку поперечного видавлювання  $h/R_0$  та товщина відростка  $h/s$ , які характеризують ступінь деформування металу.

Залежності, які дозволяють оцінити вплив відносної товщині стінки порожнистого виробу  $h/s$  на приведений тиск деформування, отримали експериментальне потвердження на заготовках з алюмінієвого сплаву АД1.

**Ключові слова:** поперечно-пряме видавлювання з роздачею, метод кінематичних модулів, приведений тиск, порожнисті деталі, деталі з відростками.

**Левченко Володимир Миколайович** – канд. техн. наук, молод. 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>

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

**Чепеленко Олексій Юрійович** – аспірант, ДДМА  
**Chepelenko Oleksiy** – Graduate student, DSEA  
E-mail: chepelenkoalexey@gmail.com;  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5229-152X>

**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>

**Малій Олександр Геннадійович** – аспірант, ДДМА  
**Malii Olexandr** – Graduate student, DSEA  
E-mail: a.maliy28081987@gmail.com  
ORCID: <https://orcid.org/0009-0009-1352-3867>

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ-Тернопіль.  
DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

Стаття надійшла до редакції 12.07.24 р.

Грибков Е. П.  
Малигін С. О.  
Бережна О. В.

## МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ПІД ЧАС ВОЛОЧІННЯ ПОРОШКОВОГО ДРОТУ З МЕТАЛЕВИМ СЕРДЕЧНИКОМ

*На основі спільного рекурентного розв'язання скінченно-різницевої форми умови статичної рівноваги виділеного елементарного об'єму та умови пластичності порошкового середовища розроблено чисельну математичну модель напружено-деформованого стану, що враховує реальний характер розподілів геометричних параметрів, механічних властивостей і умов контактної тертя під час волочіння порошкового дроту з металевим сердечником. У рамках розглянутої математичної моделі напружено-деформованого стану під час волочіння порошкового дроту було прийнято, що поточні значення швидкості переміщення порошкового матеріалу, його механічні властивості і нормальні осьові напруження у межах кожного окремого поперечного перерізу залишаються величинами постійними по всій довжині вогнища деформації, зміни діаметрів, контактних напружень мають лінійний характер, кількісні оцінки дотичних напружень на поверхні контакту порошкової та монометалевої складових відповідають закону Амонтона-Кулона. За умови статистичної рівноваги відокремленого  $i$ -го елементарного об'єму порошкового матеріалу, з урахуванням кусочно-лінійної апроксимації, з урахуванням умови пластичності для порошкових матеріалів при осесиметричному навантаженні та впливу значення показника відносної щільності на значення коефіцієнтів, які враховують специфіку деформації порошкового композиту, отримані розрахунки співвідношення показників швидкостей пластичної деформації, головними напруженнями та співвідношення показників ступеня деформації. Розроблена математична модель дозволяє більш точно визначати геометричні та фізико-механічні характеристики отриманих виробів. Отримані залежності відносної щільності порошкового осердя в залежності від діаметру металевого сердечника, обтиснення та натягнення порошкового дроту, що дозволяють знайти раціональні значення цих технологічних параметрів при проектуванні технологічних режимів волочіння.*

**Ключові слова:** моделювання, напружено-деформований стан, порошковий дріт з металевим сердечником, волочіння, умова пластичності для пористих матеріалів, натягнення, пластична деформація, режими обтиснення.

Якість зварювального шва залежить від безлічі чинників, включно з характеристиками електрода - порошкового дроту, які визначаються на етапі його виробництва. Для виготовлення таких електродів спочатку формується дріт шляхом згинання металевий стрічки із заповненням порошком. Параметри обтиснення під час волочіння визначаються необхідними характеристиками електрода: діаметром, товщиною оболонки та щільністю сердечника [1]. Порошковий дріт, який представляє собою порошковий сердечник у металевій оболонці, може використовуватися як кінцевий продукт під час зварювання та легування рідкої сталі, так і заготовлею для виготовлення порошкових стрічок [2].

Процес ущільнення порошкового дроту під час волочіння є динамічним і змінюється з кожним проходом. У перших п'яти проходах матеріал порошку в центрі дроту спочатку розпушується через вплив тиску та деформації. Однак, починаючи з шостого проходу, відбувається процес ущільнення. Це може бути пов'язано з тим, що при досягненні певного рівня деформації структура матеріалу починає адаптуватися до нових умов, що призводить до ущільнення. Було встановлено, що під час волочіння по маршруту з шести проходів з коефіцієнтом обтиснення 8 – 14 % відбувається постійне ущільнення матеріалу оболонки. У той же час, матеріал порошку в центрі дроту спочатку розширюється, а потім після шостого проходу починає ущільнюватися. [3]. Також важливо відзначити, що кількість проходів та коефіцієнт обтиснення можуть варіюватися в залежності від властивостей конкретного матеріалу та вимог до кінцевого продукту. У роботі [4] на основі моделі пружно-пластичного деформування ізотропних пористих матеріалів, що характеризуються різним опором при стисі та розтязі, за допомогою комп'ютерного моделювання досліджено процес ущільнення сердечника порошкового дроту під час його волочіння і встановлена залежність характеру ущільнення порошкового сердечника від початкової пористості та частки плоских дефектів.

Волочіння забезпечує високу продуктивність і точність виготовлення електродів, дає змогу створювати різні конструкції оболонок і змінювати кількість переділів. Ці переваги знижують вартість виробництва порошкових електродів. Однак, не завжди можна досягти необхідної ущільненості сердечника в оболонці під час волочіння, особливо коли сердечник містить тверді та великі частинки [5].

Таким чином, вивчення напружень і деформацій у вогнищі деформації дасть змогу оптимізувати процес волочіння, поліпшити структурні та механічні властивості порошкового дроту, знизити ймовірність дефектів і підвищити ефективність виробництва. У результаті будуть досягнуті економічні вигоди та підвищення конкурентоспроможності продукції на ринку.

Для визначення напружено-деформованого стану спільної деформації порошкової оболонки та металевго осердя під час волочіння порошкового дроту необхідно розглянути скінченно-елементну модель цього процесу, яка дасть змогу розрахувати деформації, напруження та інші характеристики процесу залежно від різних умов і параметрів.

Метою роботи є розробка математичної моделі напружено-деформованого стану під час волочіння порошкового дроту з металевим сердечником, що дасть змогу прогнозувати оптимальні технологічні параметри, оптимізувати процес волочіння та отримати потрібні характеристики порошкового дроту.

Розрахункова схема інтегрального осередку деформації процесу волочіння порошкового дроту містить у собі фільтру 1, монометалеву оболонку 2 із зовнішніми та внутрішніми діаметрами в її початковому  $D_0$ ,  $d_0$  і результуючому  $D_1$ ,  $d_1$  станах, а також власне порошкову складову 3, представлена на рис. 1,а. При цьому в першому наближенні, нехтуючи опором порошкового середовища 3 його ущільненню, пластичну деформацію оболонки 2 можна вважати такою, що відповідає процесу безопорного волочіння труб, досить докладно вивченому в роботі [6] та інших.

Дотримуючись методик вищеназваних робіт, результуюче значення діаметра внутрішньої поверхні деформованої оболонки  $d_1$  можна вважати відомим, зважаючи на що поточне за довжиною вогнища деформації значення діаметра тієї самої поверхні  $d_x$  може бути виражене на основі степеневі залежності вигляду:

$$d_x = d_1 + (d_0 - d_1)(x/L)^{a_d}, \quad (1)$$

де  $x$  - геометрична координата, що є паралельною осі волочіння і має свій початок на виході з вогнища деформації (див. рис. 1,а);

$L$  - загальна протяжність осередку деформації, яка визначається, як і в разі традиційних технологічних схем волочіння [6], на основі відомої геометрії волочильного каналу фільтру і заданих значень діаметрів  $D_0$ ,  $D_1$ ;

$a_d$  - степеневий показник, що враховує реальну форму поверхні контакту оболонки з порошковим матеріалом.

З урахуванням відомих геометричних характеристик інтегрального осередку деформації подальше математичне моделювання полягало в розбивці його протяжності  $l$  на скінченну множину  $n$  елементарних об'ємів  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  (див. рис. 1) [7], які мають порядкові номери  $i = 1 \dots n$ , а також геометричні координати початкового  $cd$  ( $x_{1i}$ ) і кінцевого  $ab$  ( $x_{2i}$ ) граничних перерізів, що відповідають:

$$x_{1i} = l - \Delta x(i - 1) \quad x_{2i} = x_{1i} - \Delta x = l - \Delta x_i, \quad (2)$$

де  $\Delta x = l/n$  - крок розбиття всієї протяжності вогнища деформації.

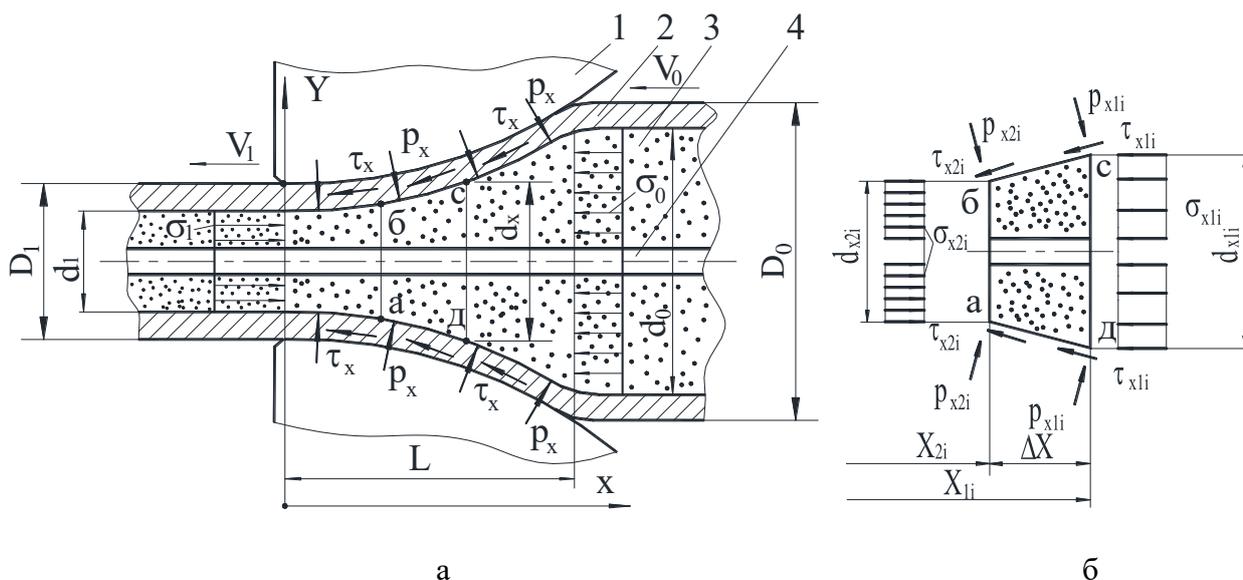


Рис. 1. Розрахункова схема інтегрального вогнища деформації (а) і виділеного елементарного об'єму (б) під час волочіння порошкового дроту

Крім апроксимації геометричних параметрів поверхні контакту порошкового матеріалу і монометалевої оболонки залежністю (1), у рамках розглянутої математичної моделі напружено-деформованого стану під час волочіння порошкового дроту було прийнято ще низку припущень, основними з яких є такі [8]:

- змінюючись по довжині вогнища деформації, поточні значення швидкості переміщення порошкового матеріалу, показники його механічних властивостей і нормальні осьові напруження  $\sigma_x$  у межах кожного окремого поперечного перерізу залишаються величинами постійними;

- зміни діаметрів  $d_{x1i} \dots d_{x2i}$ , а також нормальних  $P_{x1i} \dots P_{x2i}$  і дотичних  $\tau_{x1i} \dots \tau_{x2i}$  контактних напружень у межах кожного  $i$ -го елементарного об'єму порошкового матеріалу мають лінійний характер.

Унаслідок рівності швидкостей переміщення порошкової та монометалевої складових тільки в перерізі на виході з вогнища деформації дотичні напруження на поверхні їхнього контакту  $\tau_x$  спрямовані впродовж ходу процесу волочіння, водночас кількісні оцінки таких напружень відповідають закону Амонтона-Кулона:

$$\tau_x = p_x f_x,$$

а аналітичний опис поточних значень коефіцієнтів зовнішнь:

$$f_x = f_1 + (f_0 + f_1) \left( \frac{x}{l} \right)^{a_f}, \tag{3}$$

де  $f_0, f_1$  - опорні значення коефіцієнтів зовнішнього тертя в перерізах на вході та виході з осередку деформації;

$a_f$  - степеневий показник, що визначає характер розподілу коефіцієнтів зовнішнього тертя по довжині вогнища деформації.

Дотримуючись прийнятих припущень і виразивши компоненти напружено-деформованого стану в їхньому скінченно-різницевому вигляді, як це показано на рис. 1,б, умову статистичної рівноваги відокремленого  $i$ -го елементарного об'єму порошкового матеріалу  $abcd$  за проектування всіх сил на вісь  $x$  можна представити у вигляді [9]:

$$\begin{aligned} \sum F_x &= \frac{\pi\sigma_{x2i}(d_{x2i}^2 - d_c^2)}{4} - \frac{\pi\sigma_{x1i}(d_{x1i}^2 - d_c^2)}{4} + \int_{x_{2i}}^{x_{1i}} \left[ p_{x2i} + (p_{x1i} - p_{x2i}) \left( \frac{x - x_{2i}}{\Delta x} \right) \right] \times \\ &\times \left[ d_{x2i} + (d_{x1i} - d_{x2i}) \left( \frac{x - x_{2i}}{\Delta x} \right) \right] \frac{\sin \alpha_{xi}}{\cos \alpha_{xi}} dx - \int_{x_{2i}}^{x_{1i}} [P_{x2i} f_{x2i} + (P_{x1i} f_{x1i} - P_{x2i} f_{x2i}) \left( \frac{x - x_{2i}}{\Delta x} \right)] \times \\ &\times [d_{x2i} + (d_{x1i} - d_{x2i}) \left( \frac{x - x_{2i}}{\Delta x} \right)] dx + \int_{x_{2i}}^{x_{1i}} (P_{x1i} + P_{x2i}) f_c d_c dx = 0, \end{aligned} \quad (4)$$

де позитивні значення нормальних осьових напружень  $\sigma_x$  відповідають напруженням стиснення, а цифровий індекс 1 свідчить про приналежність цієї компоненти до правого початкового  $cd$ , тоді як цифровий індекс 2 - про приналежність до лівого кінцевого  $ab$  граничного перерізу виділеного  $i$ -го елементарного об'єму (див. рис. 1,б);

$\alpha_{xi}$  - поточне значення кута контакту порошкової та монометалевої складових деформованої композиції.

З урахуванням кусочно-лінійної апроксимації:

$$\begin{aligned} \sum F_x &= \frac{\sigma_{x2i}(d_{x2i}^2 - d_c^2)}{4} - \frac{\sigma_{x1i}(d_{x1i}^2 - d_c^2)}{4} + \frac{p_{x1i} + p_{x2i}}{4} (d_{x1i} + d_{x2i})(d_{x1i} - d_{x2i}) - \\ &- \frac{p_{x1i} f_{x1i} + p_{x2i} f_{x2i}}{4} \Delta x (d_{x1i} + d_{x2i}) - \frac{p_{x1i} + p_{x2i}}{4} f_c \Delta x d_c = 0. \end{aligned} \quad (5)$$

Після інтегрування та подальших математичних перетворень, а також з урахуванням умови пластичності для порошкових матеріалів при осесиметричному навантаженні [8]:

$$\sigma_x = P_x \frac{1 - 2\alpha}{1 + \alpha} \pm \sqrt{\frac{\beta \sigma_{sx}^2}{1 + \alpha} - P_x^2 \frac{9\alpha}{(1 + \alpha)^2}}, \quad (6)$$

де  $\sigma_{sx}$  - поточне значення межі плинності твердої фази порошкової композиції даного складу, рівняння (4) можна представити як:

$$\begin{aligned} \sum F_x &= \frac{\left( \frac{1 - 4\alpha_{x2i}}{1 + \alpha_{x2i}} p_{xc2i} - \sqrt{p_{xc2i}^2 \frac{1 - 4\alpha_{x2i}}{1 + \alpha_{x2i}} \left[ \frac{1 - 4\alpha_{x2i}}{1 + \alpha_{x2i}} - 1 \right]} + \frac{1}{1 + \alpha_{x2i}} \beta_{x2i} \sigma_{sx2i}^2 \right) (d_{x2i}^2 - d_{on}^2)}{4} - \\ &- \frac{\sigma_{x1i}(d_{x1i}^2 - d_c^2)}{4} + \frac{p_{x1i} + p_{x2i}}{4} (d_{x1i} + d_{x2i})(d_{x1i} - d_{x2i}) - \\ &- \frac{p_{x1i} f_{x1i} + p_{x2i} f_{x2i}}{4} \Delta x (d_{x1i} + d_{x2i}) - \frac{p_{x1i} + p_{x2i}}{4} f_c \Delta x d_c = 0. \end{aligned}$$

Ввівши позначення, такі що  $\alpha_x, \beta_x$  - поточні по довжині вогнища деформації значення коефіцієнтів, які враховують специфіку деформації саме порошкового середовища і визначаються залежно від поточного значення показника відносної щільності  $\gamma_x$  як [4], отримуємо:

$$\alpha_x = a_a (1 - \gamma_x)^{\tilde{m}_a}; \beta_x = \gamma_x^{2n_a},$$

де  $a_a, \tilde{m}_a, n_a$  - постійні для кожного конкретного складу значення коефіцієнтів, що характеризують інтенсивність зміни  $\alpha_x$  і  $\beta_x$  залежно від зміни показника відносної щільності  $\gamma_x$ .

Виходячи з аналізу структури рівняння (6), можна дійти висновку, що за відомих згідно з використовуваною рекурентною схемою розв'язування значень геометричних і силових характеристик для правого початкового граничного перетину  $cd$ , отриманих на основі результатів розрахунку попереднього ( $i-1$ ) елементарного об'єму, а також за відомих відповідно до

(1)-(3) значень діаметра  $d_{x2i}$  й коефіцієнта зовнішнього тертя  $f_{x2i}$  для лівого кінцевого граничного перерізу  $ab$  дане рівняння містить лише одну невідому величину, а саме нормальні контактні напруження  $p_{x2i}$ , по відношенню до яких в остаточному вигляді маємо

$$p_{x2i} = \frac{AN \pm B\sqrt{(A^2M + CN^2 - B^2CM)}}{A^2 - B^2C}, \quad (7)$$

де  $A, B, C, M, N$  - допоміжні параметри, що використовуються для спрощення запису і відповідають:

$$A = \frac{1 - 4\alpha_{x2i}}{1 + \alpha_{x2i}} (d_{x2i}^2 - d_c^2) + (d_{x1i}^2 - d_{\sigma 2i}^2) - f_{x2i}\Delta x(d_{x1i} + d_{x2i}) - f_c\Delta x d_c;$$

$$B = d_{x2i}^2 - d_c^2; \quad C = \frac{1 - 4\alpha_{x2i}}{1 + \alpha_{x2i}} \left( \frac{1 - 2\alpha_{x2i}}{1 + 4\alpha_{x2i}} - 1 \right); \quad M = \frac{1}{1 + \alpha_{x2i}} \beta_x \sigma_{sx2i}^2;$$

$$N = (\sigma_{x1i}(d_{x1i}^2 - d_c^2) + p_{x1i}(d_{x1i}^2 - d_{\sigma 2i}^2) - p_{x1i}f_{x1i}\Delta x(d_{x1i} + d_{x2i}) - p_{x1i}f_c\Delta x d_c)$$

З урахуванням відомих згідно з (6) і (7) значень нормальних осьових і нормальних контактних напружень може бути визначено і поточне значення відносної щільності порошкового матеріалу, знання якого необхідне для коректного врахування реального характеру розподілу коефіцієнтів і по довжині осередку деформації.

Так, скориставшись залежностями між головними швидкостями пластичної деформації та головними напруженнями, що їх надає теорія течії пористих матеріалів [10], співвідношення швидкостей, а разом із цим і співвідношення показників відповідних деформацій  $\varepsilon_d / \varepsilon_1$  може бути визначено як:

$$\frac{\varepsilon_{1x}}{\varepsilon_{3x}} = \frac{\sigma_{1x} - (1 - 2\alpha_x)(\sigma_{1x} + \sigma_{2x} + \sigma_{3x})/3}{\sigma_{3x} - (1 - 2\alpha_x)(\sigma_{1x} + \sigma_{2x} + \sigma_{3x})/3}, \quad (8)$$

де з огляду на те, що стосовно розглянутої осесиметричної схеми навантаження в силу прийнятих допускень має місце виконання співвідношень

$$\varepsilon_{2x} = \varepsilon_{3x} = \varepsilon_{dx}; \quad \varepsilon_{1x} = \varepsilon_{lx}; \quad \sigma_{2x} = \sigma_{3x} = p_x; \quad \sigma_{1x} = \sigma_x,$$

шукана величина співвідношення показників ступеня деформації  $\varepsilon_l / \varepsilon_d$  може бути виражена залежністю такого вигляду:

$$\frac{\varepsilon_{lx}}{\varepsilon_{dx}} = \frac{\sigma_x - (1 - 2\alpha) \frac{\sigma_x + 2P_x}{3}}{P_x - (1 - 2\alpha) \frac{\sigma_x + 2P_x}{3}} = \frac{3\sigma_x - (1 - 2\alpha)(\sigma_x + 2P_x)}{3P_x - (1 - 2\alpha)(\sigma_x + 2P_x)}, \quad (9)$$

Дотримуючись залежності (9) може бути визначено показник ступеня деформації  $\varepsilon_{lx2i}$ :

$$\varepsilon_{dx} = \ln \frac{d_{x1i}^2}{d_{x2i}^2}; \quad \varepsilon_l = -2\varepsilon_d \frac{3\sigma_{xi2} - (1 - 2\alpha)(\sigma_{xi2} + 2P_{xi2})}{3P_x - (1 - 2\alpha)(\sigma_{xi2} + 2P_{xi2})}, \quad (10)$$

З урахуванням чого результуюча в рамках кожного окремого  $i$ -го елементарного об'єму відносна щільність порошкового матеріалу відповідатиме:

$$\gamma_{xi2} = \gamma_{xi1} \frac{d_{xi1}^2}{d_{xi2}^2 \exp \varepsilon_{lx2i}}.$$

Тут слід вказати на те, що за суворої математичної постановки спільне розв'язання рівнянь (6)-(10) є досить громіздким. Тому в межах цієї математичної моделі, що ґрунтується на чисельному рекурентному підході, під час обчислення коефіцієнтів  $\alpha_{x_{2i}}$  та  $\beta_{x_{2i}}$  використовували значення відносної щільності  $\gamma_{x_{1i}}$ , що відповідає початковому граничному перерізу кожного окремого виділеного елементарного об'єму [11].

Як векторну спрямованість рекурентного розв'язку використовували напрямок власне процесу волочіння з урахуванням чого початкові умови зв'язку під час переходу від розрахунку  $i$ -го до розрахунку  $(i+1)$  елементарного об'єму відповідали:

$$x_{1i}|_{i=1} = l; d_{x_{1i}}|_{i=1} = d_0; f_{x_{1i}}|_{i=1} = f_0; \sigma_{x_{1i}}|_{i=1} = \sigma_0; p_{x_{1i}}|_{i=1} = 0; \gamma_{x_{1i}}|_{i=1} = \gamma_0 \quad (11)$$

$$x_{1(i+1)} = x_{2i}; d_{x_{1(i+1)}} = d_{x_{2i}}; f_{x_{1(i+1)}} = f_{x_{2i}}; \sigma_{x_{1(i+1)}} = \sigma_{x_{2i}};$$

$$p_{x_{1(i+1)}} = p_{x_{2i}}; \gamma_{x_{1(i+1)}} = \gamma_{x_{2i}}, \quad (12)$$

де  $\sigma_0$  - напруження заднього підпору;

$\gamma_0$  - показник вихідної відносної щільності.

Як приклад реалізації розробленої математичної моделі на Рис. 2 і Рис. 3 наведено розрахункові розподіли залежності відносної щільності порошкового матеріалу від діаметра металевго сердечника і залежності кінцевої відносної щільності та необхідного натяжіння від обтискання порошкового дроту.

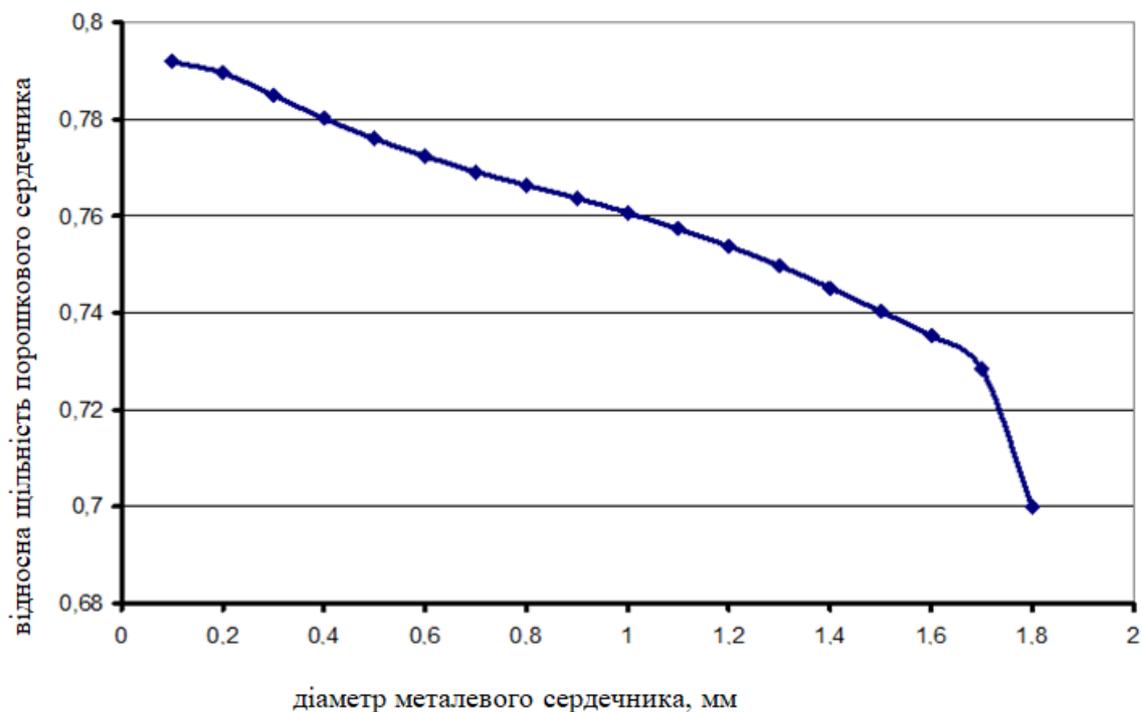


Рис. 2. Розподіл залежності відносної щільності порошкового матеріалу від діаметра металевго сердечника

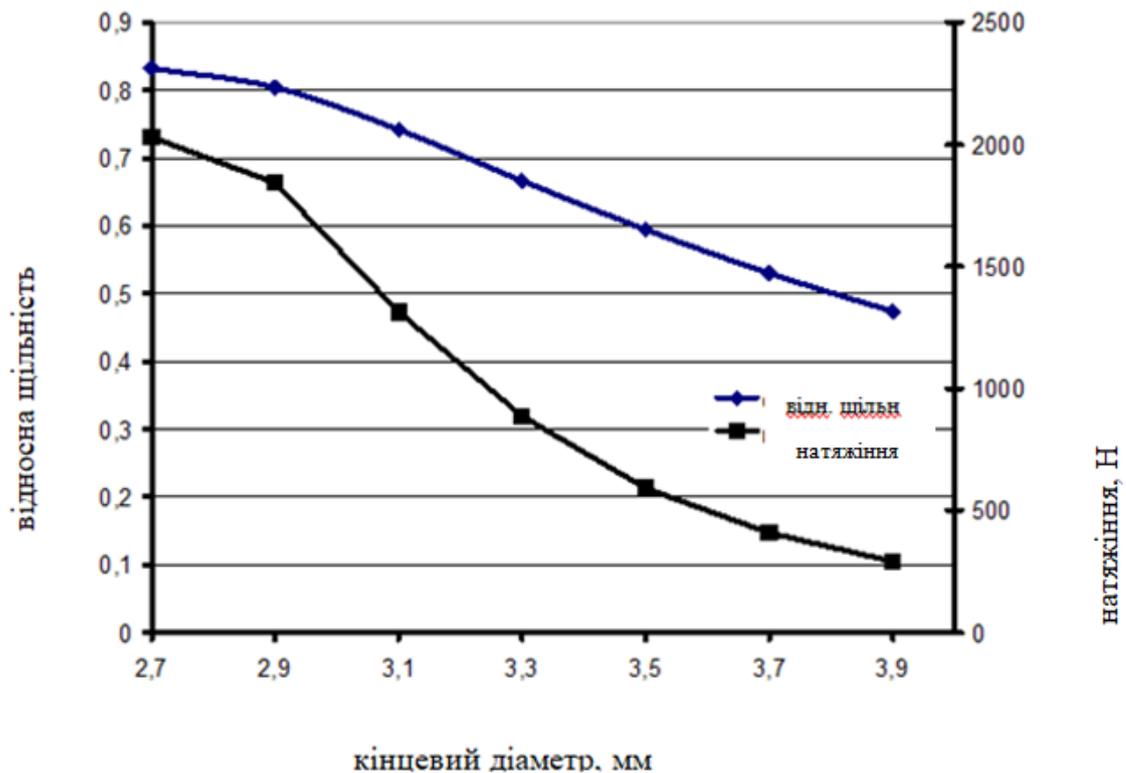


Рис. 3. Розподіл залежності кінцевої відносної щільності порошкового матеріалу та необхідного натяжіння від обтискання порошкового дроту

Загалом, залежності (1)-(12) послужили основою чисельної детермінованої математичної моделі напружено-деформованого стану під час реалізації процесу волочіння порошкового дроту, яка, своєю чергою, була використана як цільова функція під час імітаційного моделювання, а також під час розроблення програмних засобів для автоматизованого проєктування технологій і устаткування цього процесу.

## ВИСНОВКИ

В ході теоретичного аналізу було виявлено вплив матеріалу та товщини оболонки на геометричні параметри зони деформації, а також вплив діаметру металевго сердечника на зміну області пластичної деформації та щільності порошкового матеріалу. Було визначено розподіл нормальних контактних напружень та відносної щільності вздовж зони деформації при різних ступенях обтиснення. Було проведено обчислення складових сил волочіння при деформації порошкового матеріалу та металевго сердечника.

Аналіз представлених результатів показав таке. Зі збільшенням натяжіння під час обтиску відносна щільність порошкового матеріалу змінюється, особливо за великих рівнів обтисків, коли відбувається потоншення оболонки, спостерігається перерозподіл епюри напружень уздовж вогнища деформацій (рис. 1, а). За малих обтиснень порошкового дроту пластична деформація матеріалу оболонки відбувається за рахунок витяжки, а порошкової композиції, як і металевго сердечника, - за рахунок пресування, за умови збільшення обтиснення спостерігається потоншення стінки оболонки, причому порошок і металевий сердечник в цьому разі практично не деформуються (рис. 1, б). Зі збільшенням сили натяжіння під час волочіння відносна щільність порошкового сердечника незначно збільшується, при цьому кінцевий діаметр металевго сердечника зменшується на 30 % (рис. 3), що не припустимо. Очевидно, що підвищення ступеня натяжіння при волочінні призведе до деформації оболонки і порушення форми.

На основі реалізації скінченно-різницевої моделі процесу волочіння порошкового дроту з металевим сердечником сформульовано критерії оптимізації, які дають змогу прогнозувати раціональні технологічні параметри, оптимізувати процес волочіння та отримати потрібні характеристики порошкового дроту з металевим сердечником. Також при цьому вирішується задача з вибору раціональних параметрів з матеріалу та товщини металевої оболонки та діаметру металевого сердечника.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Штерн М. Б., Ткаченко Л. Н., Кіркова О. Г., Кузьмов А. В., Майданюк О. П. До питання оптимізації режимів волочіння порошкового дроту. *Математичні моделі і обчислювальний експеримент в матеріалознавстві*. Київ: ІПМ ім. І. М. Францевича НАН України, 2009. № 11. С. 111–117.
2. Шлепаков В. Н., Гаврилюк Ю. А., Котельчук А. С. Современное состояние разработки и применение порошковых проволок для сварки углеродистых и низколегированных сталей. *Автоматическая сварка*. 2010. № 3 (683). С. 46–51.
3. Ткаченко Л. Н., Кіркова О. Г., Кузьмов А. В., Штерн М. Б. Дослідження процесу ущільнення порошкового осердя під час волочіння порошкового дроту на основі моделі пластичного деформування пористих матеріалів. *Математичні моделі і обчислювальний експеримент в матеріалознавстві*. Київ : ІПМ ім. І. М. Францевича НАН України, 2012. № 14. С. 116–122
4. Kirkova E. G., Tkachenko L. N., Kuz'mov A. V., Shtern M. B., Maidanyuk A. P. Simulation of Powder-Cored Wire Drawing. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*. 2013. № 52 (7). pp. 393–400. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11106-013-9539-1>
5. Грибков Е. П., Різак П. І., Малигін С. О. Скінченно-елементне моделювання напруженодеформованого стану під час волочіння заготовки трубчастої форми з порошковим осердям. *Науковий Вісник ДДМА*. 2017. № 3 (24Е). С. 4–9. [URL:http://www.dgma.donetsk.ua/science\\_public/science\\_vesnik/%E2%84%963\(24%D0%95\)2017/article/3.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963(24%D0%95)2017/article/3.pdf) (дата звернення: 21.10.2017).
6. Перлин И.Л., Ерманок М.З. Теория волочения. Москва: *Металлургия*, 1971. 448с.
7. Грибков Э. П., Серов И. В. Моделирование процесса изготовления сварочной порошковой проволоки. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку : матеріали третьої міжнародної науково-технічної конференції ; під заг. ред. В.Д. Ковальова*. Краматорськ : ДДМА, 2005. С. 22.
8. Chigarev V. V., Gavrish P. A., Gribkov E.P. Investigation of the process of drawing flux-cored wire for welding copper to steel. *Welding International*, № 26(9), 2012. pp. 718-722. ISSN 0950-7116 (Print), 1754-2138 (Online). DOI:10.1080/09507116.2011.653152.
9. Гринь А. Г., Грибков Э. П., Свиридов А. В., Бойко И. А. Математическое моделирование напряженно-деформированного состояния при волочении порошковой проволоки. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* Краматорськ : ДДМА, 2007. С. 522–527.
10. Волкогон Г. М., Дмитриев А. М., Добряков Е. П. Прогрессивные технологические процессы штамповки деталей из порошков и оборудование. Москва: *Машиностроение*, 1991. 320 с.
11. Грибков Э. П., Бережная Е. В., Данилюк В. А., Махмудов К. Д. Математическое моделирование напряжений и деформаций при реализации процесса плющения порошковой проволоки для электродотактной наплавки. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА, 2012. № 1(30). С. 61–64.

## REFERENCES

1. Stern M. B., Tkachenko L. N., Kirkova O. G., Kuzmov A. V. To the issue of optimisation of the modes of drawing cored wire. *Mathematical models and computational experiment in materials science*. Kyiv: IPM named after I. M. Frantzevych of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2009. № 11. pp. 111-117.
2. Shlepakov V. N., Gavrilyuk Y. A., Kotelchuk A. S. The current state of development and application of flux-cored wires for welding carbon and low-alloy steels. *Automatic welding*. 2010. № 3 (683). pp. 46-51. (in Russian).
3. Tkachenko L.N., Kirkova O.G., Kuzmov A.V., Stern M.B. Study of the process of compaction of the powder core during drawing of powder wire on the basis of the model of plastic deformation of porous materials. *Mathematical models and computational experiment in materials science*. Kyiv: I.M. Frantzevych Institute of Materials Science of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2012. № 14. pp. 116-122.
5. Gribkov E. P., Rizak P. I., Malygin S. O. Finite-element modelling of the stress-strain state during drawing of a tubular billet with a powder core. *Scientific Bulletin of the DSEA*, 2017. № 3 (24E). pp. 4-9. [URL:http://www.dgma.donetsk.ua/science\\_public/science\\_vesnik/%E2%84%963\(24%D0%95\)2017/article/3.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963(24%D0%95)2017/article/3.pdf) (in Russian).
6. Perlin I.L., Ermanok M.Z. Theory of drawing. Moscow: *Metallurgiya*, 1971. 448 p.
7. Gribkov E.P., Serov I. V. Modelling of the process of welding flux-cored wire manufacturing. Heavy engineering. *Problems and prospects of development : materials of the third international scientific and technical conference; edited by V.D. Kovalev*. Kramatorsk: DSEA, 2005. pp. 22. (in Russian).

8. Chigarev V. V., Gavrish P. A., Gribkov E.P. Investigation of the process of drawing flux-cored wire for welding copper to steel. *Welding International*, № 26(9), 2012. pp. 718-722. ISSN 0950-7116 (Print), 1754-2138 (Online). DOI:10.1080/09507116.2011.653152.

9. Grin A. G., Gribkov E. P., Sviridov A. V., Boiko I. A. Mathematical modelling of stress-strain state during drawing of cored wire. *Improvement of the processes and equipment of machining by pressing in metallurgy and machine-building : a collection of scientific articles*. Kramatorsk : DSEA, 2007. pp. 522-527. (in Russian).

10. Volkogon G.M., Dmitriev A.M., Dobryakov E.P. Progressive technological processes of stamping of details from powders and equipment. Moscow: *Mashinostroenie*, 1991. 320 p.

11. Gribkov E. P., Berezhnaya E. B., Danilyuk V. A., Makhmudov K. D. Mathematical modelling of stresses and deformations at realization of the process of flattening of a powder wire for electric contact surfacing. *Materials processing by pressure*. Kramatorsk : DSEA, 2012. 1(30). pp. 61-64. (in Russian).

**Gribkov E., Malyhin S., Berezhna O. Mathematical modelling of the stress-strain state during drawing of cored wire with a metal core.**

*On the basis of the joint recurrent solution of the finite-difference form of the condition of static equilibrium of the selected elementary volume and the condition of plasticity of the powder medium, a numerical mathematical model of the stress-strain state was developed, which takes into account the real nature of the distributions of geometric parameters, mechanical properties and contact friction conditions during drawing of a powder wire with a metal core. Within the framework of the considered mathematical model of the stress-strain state during drawing of cored wire, it was assumed that the current values of the speed of movement of the powder material, its mechanical properties and normal axial stresses within each individual cross-section remain constant along the entire length of the deformation focus, changes in diameters, contact stresses are linear, and quantitative estimates of tangential stresses on the contact surface of the powder and monometallic components correspond to Amonton's law Under the condition of statistical equilibrium of the separated i-th elementary volume of the powder material, taking into account the piecewise linear approximation, taking into account the condition of plasticity for powder materials under axisymmetric loading and the influence of the value of the relative density on the values of the coefficients that take into account the specifics of the deformation of the powder composite, calculations of the ratio of plastic deformation rates, principal stresses and the ratio of the degree of deformation were obtained. Calculations of the relative density of the powder material within each individual i-th elementary volume were also obtained. The obtained dependences of the relative density of the powder core depending on the diameter of the metal core, reduction and tension of the powder wire, which make it possible to find rational values of these technological parameters when designing the technological modes of drawing.*

*Key words: modeling, stress-strain state, powder wire with a metal core, drawing, condition of plasticity for porous materials, tension, plastic deformation, reduction modes*

**Грибков Едуард Петрович** – д-р техн. наук, проф. МІП  
**Gribkov Eduard** – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, MIP  
 E-mail: [eduard.gribkov@mipolytech.education](mailto:eduard.gribkov@mipolytech.education)  
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-1565-6294>

**Малигін Сергій Олегович** – аспірант, ДДМА  
**Malygin Sergey** – Graduate student, DSEA  
 E-mail: [svmal5.sm@gmail.com](mailto:svmal5.sm@gmail.com)  
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-6978-6107>

**Бережна Олена Валеріївна** – д-р техн. наук, доц., ДДМА  
**Berezhna Olena** – Doctor of Technical Sciences, Associate Professor, DSEA  
 E-mail: [elena.kassova07@gmail.com](mailto:elena.kassova07@gmail.com)  
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-6205-1987>

МІП – ТОВ «Технічний університет «Метінвест Політехніка», м. Запоріжжя.  
 MIP – Technical University “Metinvest Polytechnic” LLC, Zaporizhzhia

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ-Тернопіль.  
 DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

*Стаття надійшла до редакції 10.08.24.*

Нарижний О. Г.  
Тараненко М. Є.

## МОДЕЛЮВАННЯ ВІЛЬНОГО ДЕФОРМУВАННЯ ТРУБЧАСТОЇ ЗАГОТІВКИ ЗА УМОВ ДІЇ ЕЛЕКТРОГІДРАВЛІЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

*Стаття присвячена дослідженням процесу роздачі трубчастої заготовки в умовах дії електрогідралічного розряду. Такі процеси широко використовуються при виготовленні кінцівок трубопровідних систем у літако-, двигуно- та автомобілебудуванні, при виготовленні перенастроюваних транспортних систем для переміщення сипких матеріалів (зерно, борошно та ін.), для герметизації стиків у теплообмінниках тощо. Цим процесам власний високий ступінь пластичного деформування заготовки за один технологічний перехід, а також складна кінетика формоутворення за участю рідкої та пароплазменної частин технологічної системи. Існує значна потреба розробки методів дослідження таких систем та процесів за допомогою, зокрема, математичного моделювання. Існуючі математичні моделі процесів формоутворення не враховують явища потоншення тонкошарової заготовки, яке є третьою головною деформацією.*

*Мета роботи – удосконалення та уточнення механіко-математичної моделі вільної роздачі трубчастої заготовки при електрогідралічному навантаженні за рахунок використання скінченно-елементної апроксимації теорії оболонок з урахуванням потоншення, а також дослідження закономірностей та особливостей механічних процесів руху елементів технологічної системи та напружено-деформованого стану заготовки з урахуванням цього удосконалення.*

*Наведено структурну схему моделі технологічної системи, розміри, матеріальні властивості, умови збурення техпроцесу, умови механічної взаємодії елементів системи, спосіб удосконалення моделі. Наведені результати моделювання механічних процесів в технологічній системі та напружено-деформованого стану заготовки з використанням удосконаленої математичної моделі.*

*Удосконалення моделі доцільно та відповідає результатам експериментів. Загалом модель адекватна, методика має достатню точність, Потоншення має неоднорідний характер та змінюється в діапазоні 1.2...14 %, Отриманий ККД процесу відповідає даним експерименту. Для підвищення ККД технологічного процесу бажано утилізувати остаточний запас внутрішньої енергії парогазової порожнини, наприклад, повторним навантаженням.*

*В подальшому удосконалена модель може бути використана для дослідження штампування в матрицю, герметизації стиків та аналізу повторного навантаження новим розрядом.*

**Ключові слова:** електрогідралічний розряд, трубчаста заготовка, вільна роздача, потоншення, особливості деформування, математична модель.

Електрогідралічний ефект (ЕГЕ) реалізується при підводному високовольтному електричному розряді. При цьому енергія, що була запасена в конденсаторній батареї, перетворюється в механічну роботу пластичного деформування заготовки. В світовій практиці розрахунків таких процесів використовується теплова модель електричного вибуху – в визначений момент часу у деякій малій області (канал розряду) виділяється велика кількість тепла. Це призводить до утворення в малій області суцільного середовища речовини з дуже високими термодинамічними параметрами. З плином часу ця область інтенсивно розширюється, від неї в незбурене середовище розповсюджуються ударні хвилі, а сама область перетворюється в паро-газову порожнину (ПП), яка дуже швидко поширюється. Утворені ударні хвилі, високошвидкісні потоки рідини та тиск навантажують пружно-пластично деформуємі перешкоди – заготовку та елементи технологічного оснащення.

Загалом, техпроцеси електрогідралічної обробки широко використовуються в машинобудуванні та мають потенціал для поширення і удосконалення. Вони використовуються для штампування великогабаритних деталей із плоских заготовок (літако- та автомобілебудування, виготовленні теплообмінників, дзеркал антен космічного зв'язку), трубчастих заготовок (різноманітні кінцівки трубопроводів літальних апаратів та двигунів, трубопроводів сипких середовищ і таке інше).

З точки зору механіки суцільних середовищ технологічну систему, яка використовує електрогідралічний ефект, можна розглядати як гетерогенне деформівне середовище, яке обмежене вільними, пластично деформуємими та жорсткими границями. Характер перебігу перетворення енергії в корисну роботу деформування заготовки залежить від співвідношення

значень параметрів перерахованих елементів технологічної системи, їх взаємного розташування, геометричної форми та розмірів границь.

В цих умовах аналітичні методи розрахунку параметрів та планування та керування технологічних процесів обробки зустрічає труднощі, що виникають з-за практичної неможливості визначити перебіг деяких внутрішніх процесів, тому використовується метод математичного моделювання механічних процесів обробки, оснований на чисельних розрахунках математичних моделей механічних процесів.

*Огляд літературних джерел.* В роботі [1] зроблений висновок, що дослідження систем, які використовують ЕГЕ, неможливе лише за рахунок експерименту та вказаний альтернативний шлях, а саме – математичне моделювання процесів та систем, які використовують ЕГЕ. В роботі [2] відзначається позитивний вплив високої швидкості деформування, що характерний для електрогідравлічного навантаження, на характеристики деформовності металів. Таким чином існує потреба в розробці та удосконалення методів моделювання.

При моделюванні виготовлення різних деталей [3] – [7] використовується однакові схеми технологічної системи, яка включає парогозову порожнину, рідину, заготівку та оснащення. З цього витікає існування типової схеми, близькість математичних моделей процесів, а також близькість методичних питань, які розглядаються при реалізації моделей.

В статті [8] описана загальна математична модель системи, яка використовує модель ідеального газу для з потоком тепла в ППП, пружностискаєму рідину з можливістю кавітації, пружно-пластичну заготівку за моделлю поведінки Джонсона-Кука [9] та жорстким недеформувним оснащенням, які взаємодіють за контактньо-ударним способом.

В роботах [10] та [11] використані неповні моделі, в яких вплив ППП та рідини на деталь виражений імпульсом тиску, визначеного за допомогою технологічного експерименту. Такий підхід ускладнює, а іноді унеможлиблює моделювання.

В роботах [12], [13] розглянуті неповні моделі з жорсткими прямокутною та циліндричною камерами без заготівки. За рахунок порівняння з експериментом та квазістатичними розрахунками обґрунтована адекватність моделі, а також точність методики в асимптотичному сенсі.

В роботі [14] модель з одноразовим електрогідравлічним розрядом поширено на випадок багатьох послідовних розрядів, що діють на заготівку.

Для дискретизації та рішення рівнянь моделі часто використовується пакет програм LS-DYNA [15], лише для деяких неповних моделей – пакет Abaqus [10], [11]. Це пов'язано з використанням гібридного метода скінченних елементів (ALE) для моделювання ППП та рідини.

У роботі [4] наведено результати експериментальних досліджень вільної роздачі циліндричних тонкостінних оболонок з алюмінієвого сплаву. Наведено залишкові розміри оболонок після деформування, що мають характерну бочкоподібну форму, що відповідають певним електрофізичним параметрам. Ці результати використовуються для порівняння з результатами моделювання та обґрунтування адекватності моделі.

В роботі [6] відзначений великий ступінь потоншення заготівки за умов електрогідравлічного деформування і експериментально визначено його закономірність. В інших розглянутих роботах це питання не розглядається.

Метою роботи є удосконалення математичної моделі процесу та методики моделювання вільної роздачі трубчастої заготівки для аналізу механічних процесів, а в подальшому – для оптимізації технологічного процесу та технологічної системи.

*Опис технологічної системи.* Технологічна система, яка розглядається і використовує ЕГЕ, включає дві частини - електрофізичну та механічну. Перша частина системи забезпечує електричний розряд у рідині та керує ним. Друга частина організує механічний рух і включає чотири елементи, кожен з яких відіграє певну роль: ППП, рідина, технологічний об'єкт та оснащення (рис. 1).

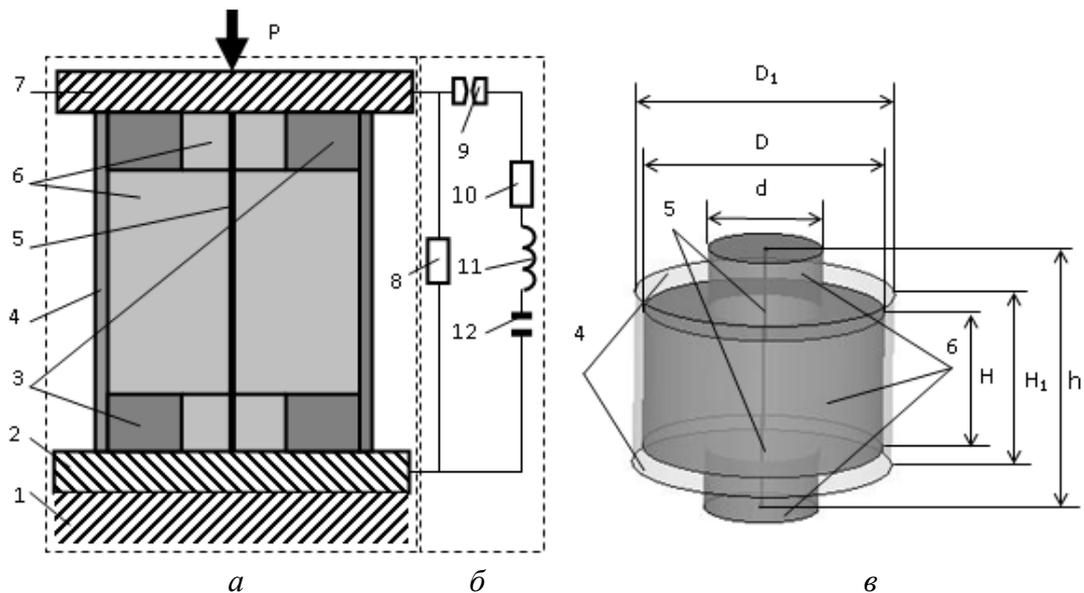


Рис. 1. Схема пристосування ( *a* – механічна частина: 1 – основа, 2, 7 – верхня та нижня плити, 3 – центруючі поліетиленові кільця, 4 – заготівка, 5 – ініціююча дротинка, 6 – технологічна рідина, 8 – електричний опір ланцюга, 9 – повітряний розрядник, 10 – внутрішній електричний опір, 11 – електрична індуктивність ланцюга, 12 – ємність батареї конденсаторів, *б* – електрична частина, *в* – схема заготівки з позначенням розмірів

Кожна частина технологічної системи виконує свою певну функцію. У ПГП виділяється тепло, вона є перетворювачем імпульсу струму в тиск і джерелом імпульсного механічного збурення в системі. Рідина сприймає і розщеплює механічний імпульс від ПГП в три фактори (хвилі тиску, потоки рідини, імпульсне поле тисків), проводить їх і забезпечує об'єднану дію на технологічний об'єкт. Оснащення пов'язує і обмежує елементи, а також каналізує, спрямовує і концентрує дію факторів на об'єкт.

Геометричні параметри системи, показаної на рис. 1, *в*, наступні: малий діаметр камери  $d = 32$  мм, внутрішній діаметр оболонки,  $D = 67$  мм, середній діаметр оболонки  $D_1 = 70$  мм, висота камери  $h = 75$  мм, розмір  $H = 40$  мм, висота оболонки  $H_1 = 50$  мм, товщина оболонки  $\delta = 5$  мм. Поперечні початкові розміри каналу розряду  $0,5 \times 0,5$  мм, довжина каналу розряду  $h = 75$  мм, об'єм каналу  $V = 1,875 \cdot 10^{-8}$  м<sup>3</sup>.

Речовина каналу розряду (в подальшому ПГП) має властивості ідеального газу з сталою адіабати  $\gamma = 1,26$  та густиною за нормальних умов  $1,25$  кг/м<sup>3</sup>.

Технологічна рідина має густину  $\rho = 1000$  кг/м<sup>3</sup> та тиск кавітації  $P_c = 10^5$  Па з об'ємним модулем пружності  $K = 2,25 \cdot 10^9$  Па.

Матеріал заготівки – алюмінієвий пружно-пластичний сплав 7039 з швидкісним зміцненням за Джонсоном-Куком [13] з коефіцієнтами  $B = 3,37 \cdot 10^8$ ,  $C = 3,43 \cdot 10^8$  Па,  $D = 0,01$ ,  $m = 0,41$ , та густиною  $2700$  кг/м<sup>3</sup>. На жаль, в літературі майже немає досліджень механічних параметрів вітчизняних матеріалів для моделі Джонсона-Кука, тому використовується модель з близьким за хімічним складом та технологічним використанням сплаву 7039. Для дискретизації оболонки використані скінченні елементи з потоншенням.

На рис. 2 зображено залежність потоку тепла в ПГП, загальна величина тепла  $28000$  Дж. Від'ємне значення відповідає витратам тепла ПГП на додаткове випарування рідини.

Для рішення системи рівнянь та нерівностей математичної моделі механічних процесів в досліджуємі системі використаний пакет LS-DYNA [8]. Дискретизація твердих елементів

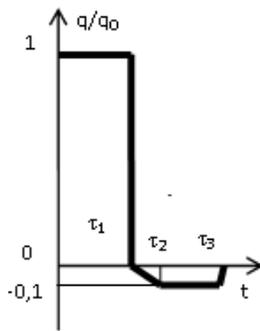


Рис. 2. Залежність потоку тепла від часу

виконана за методом лагранжевих скінченних елементів (МСЕ), а дискретизація ПГП та рідини – за гібридним методом МСЕ-ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian). Дискретизація та рішення за часом виконано за явним методом скінченних різниць.

За умови імпульсного збурення напружено-деформований стан елементів технологічної системи має особливості, які розглянуті нижче.

Розрахунки виконані в системі одиниць СІ.

**Особливості руху ПГП.** Спочатку утворюються розрядний канал завтовшки 0,5×5 мм, який швидко перетворюється в парогазову порожнину (ПГП), що змінює свою форму (рис. 3, а) та об'єм (рис. 4).

ПГП витискає рідину без перемішування, границя між ПГП та рідиною має форму осесиметричної поверхні. Помітний сильний вплив оснастки на форму ПГП (рис. 3, а).

На рис. 4 показано залежність зміни об'єму від часу. Графік має дві майже лінійні ділянки. Перша відповідає періоду притоку тепла, друга – адіабатичному процесу деформування заготовки. За досліджений час об'єм ПГП змінюється від  $1.9 \times 10^{-8} \text{ м}^3$  до  $1,35 \times 10^{-4} \text{ м}^3$ , або в 7105 раз (!), що не можливо для звичайного МСЕ, а отримано завдяки варіанту ALE.

На рис. 5 зображено залежність кінетичної та внутрішньої енергії ПГП від часу. Внутрішня енергія ідеального газу це тепло. За рахунок зовнішнього джерела тепла (омічних втрат електричної енергії) внутрішня енергія зростає з 19 Дж до 23664 Дж, а потім зменшується за рахунок витрати на роботу руху рідини і, особливо, за рахунок деформування заготовки. Остаточна величина внутрішньої енергії є значним фактором зниження ККД техпроцесу. Кінетична енергія ПГП в масштабі рисунка майже дорівнює нулю, її дійсна максимальна величина менше 25 Дж. Графік кінетичної енергії має коливальний характер на початку процесу, що пояснюється сумісними коливаннями швидкості та тиску, але коливання не перевищують величини 120 Дж та в масштабі рисунку не виразні.

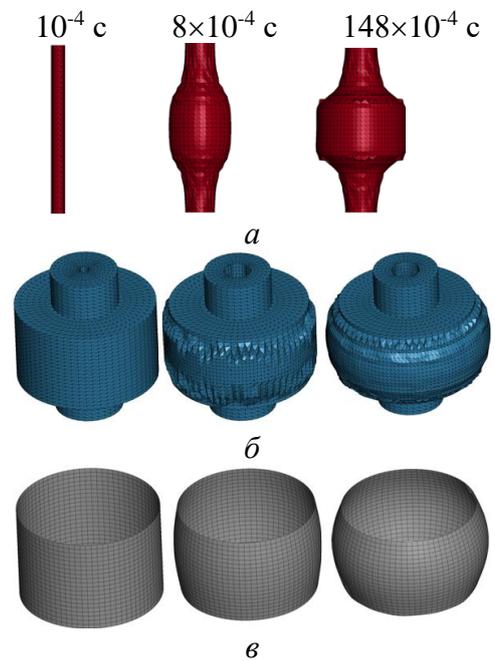


Рис. 3. Вигляд ПГП (а), рідини (б) і заготовки (в) в різні моменти часу

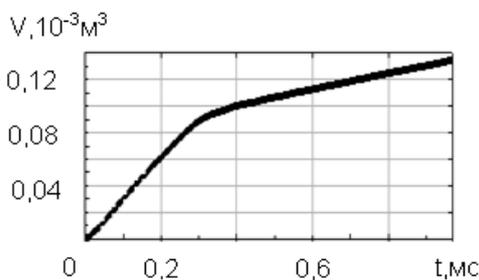


Рис. 4. Зміна об'єму ПГП за часом

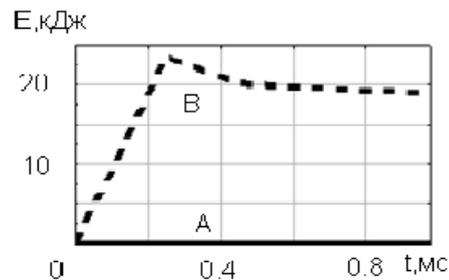


Рис. 5. Залежність кінетичної (А) та внутрішньої (В) енергії ПГП від часу

**Особливості руху технологічної рідини.** На рис. 3, б показано вигляд рідини в різні моменти часу. Внутрішній отвір поступово займає ПГП, а зовнішня поверхня – це контактний

інтерфейс з оболонкою та оснащенням, з часом вона приймає бочковидну форму. Наприкінці розрахунку скрізь рідину проникає ПГП, а сама рідина витікає скрізь щілини, що утворюються між оболонкою та кришками, як показано на рис. 6.

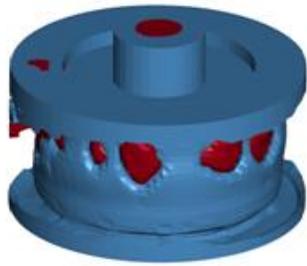


Рис. 6. Вигляд рідини та ПГП наприкінці процесу

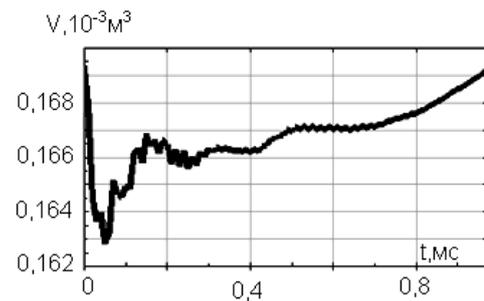


Рис. 7. Зміна об'єму рідини за часом

Під час руху рідина змінює не тільки форму, але й об'єм, як показано на рис. 7, що пояснюється тиском в рідині. Початковий, а також остаточний об'єм дорівнює  $0.1694 \text{ м}^3$ , а мінімальний –  $0.1627 \text{ м}^3$ . Рідина, як і ПГП, відчуває коливання, що пояснюється її пружною стисливістю.

Стисливість рідини разом з імпульсним характером збудження має ще один наслідок – хвильовий характер тиску на початку процесу. На рис. 8 показано складну хвильову картину тиску на початку процесу, яка отримана за допомогою двовимірної осесиметричної моделі з тими ж параметрами. Видно хвильовий фронт на підході до заготівки, справа від якого тиск відсутній (показано синім кольором), а зліва червоні області високого тиску.

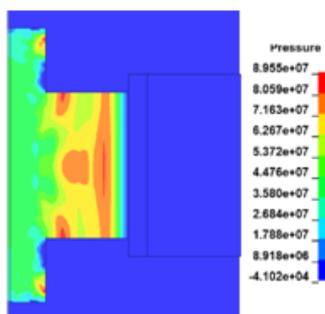


Рис. 8. Хвильова структура поля тиску в рідині, Па (час  $2 \times 10^{-5} \text{ с}$ )

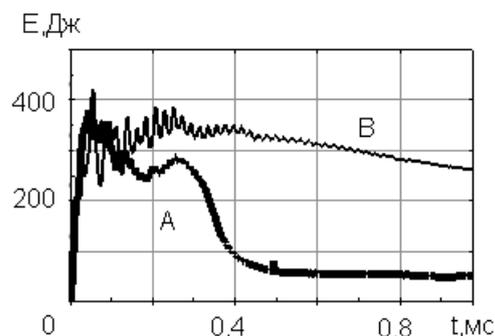


Рис. 9. Залежність кінетичної (B) та внутрішньої (A) енергії рідини від часу

На рис. 9 показано залежність кінетичної та внутрішньої енергії рідини за часом. Видно, що рідина не накопичує енергію в значній мірі, вона лише передає збурення від ПГП до оболонки. Максимальна величина внутрішньої енергії, яка є потенційною енергією пружної деформації, отримана саме в той час коли тиск та стискання рідини (рис. 7) максимальні. Внутрішня та кінетична енергія рідини набуває коливань, що пов'язані з її об'ємними коливаннями (рис. 9). Остаточна величина внутрішньої енергії є фактором зниження ККД техпроцесу. Кінетична енергія має незначну величину, це обґрунтовує висновок, що в дослідженій системі потоки рідини (гідропотік) не можуть розглядатися в якості фактора деформування заготівки. Рух рідини важливий тому, що він забезпечує змочування контактної поверхні оболонки для передачі тиску з боку рідини. Для підвищення ККД потрібно підвищити швидкість гідро потоку.

*Особливості руху заготовки.* На рис. 3, в показано кінетику формоутворення заготовки. Спочатку вона має трубчасту форму, а під кінець отримує бочковидну. Під час деформування зростає внутрішня енергія оболонки, яка є перетвореною сумою робіт пружної та, в основному, пластичної деформації.

На рис. 10 показано залежність від часу внутрішньої та кінетичної енергії оболонки. Видно, що внутрішня енергія починає зростати після закінчення впорскування порції тепла в ПГП, тому не залежить від форми залежності потоку тепла, а тільки від його кількості. Також початок деформування, а, найважливіше, його основна величина відбуваються значно пізніше розповсюдження хвиль тиску (рис. 9). Тому хвилі тиску не можуть бути основним фактором формоутворення при ЕГ деформуванні, вони тільки починають формоутворення. Головним фактором формоутворення заготовки є тиск рідини на протязі всього часу. На графіку внутрішньої енергії (рис. 10) видно плато, яке позначає закінчення зростання роботи пластичної деформації.

Рис. 11. Видля заготовки у різні моменти часу (а)  $10^{-4}$  с; б)  $8 \times 10^{-4}$  с; в)  $148 \times 10^{-4}$  с.

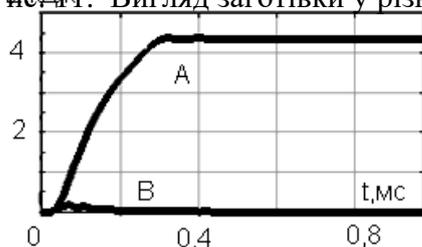


Рис. 10. Залежність кінетичної (В) та внутрішньої (А) енергії оболонки від часу

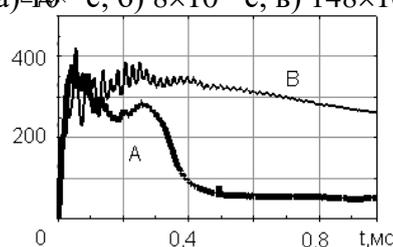
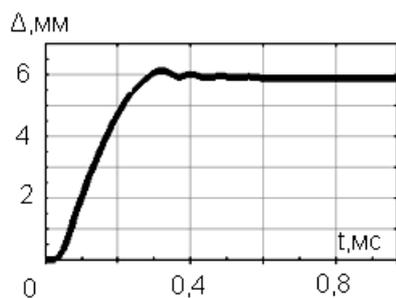


Рис. 11. Залежність середнього значення тиску на внутрішній поверхні оболонки від часу

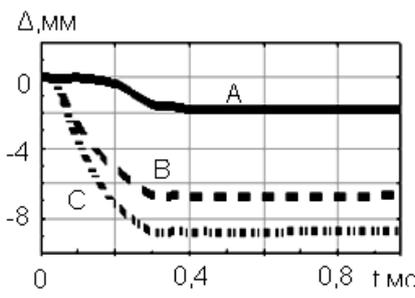
Кінетична енергія заготовки має несуттєво малу величину і також не може розглядатись як важливий фактор формоутворення заготовки.

На рис. 11 показано залежність середнього по площі контакту тиску рідини на внутрішній поверхні оболонки. Видно затримку росту тиску на початку процесу, яка пояснюється скінченною швидкістю розповсюдження хвиль тиску. Потім тиск швидко підвищується до  $65 \cdot 10^6$  Па і деякий час коливається близько цього значення. На рис. 10 видно зростання внутрішньої енергії, яка відповідає початку пружно-пластичного деформування оболонки. Із розвитком деформування, тобто переміщеннями оболонки, відбувається поширення ПГП та зменшення тиску. Зростання внутрішньої енергії за умови зменшення тиску пояснюється збільшенням площі оболонки.

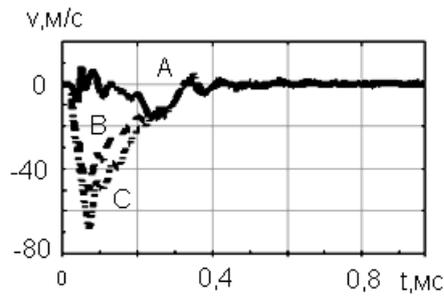
На рис. 12 показано графік залежності зближення торців оболонки, яке досягає 6 мм, що призводить до відриву торців від поверхні кришок. Ця зміна осьового виміру оболонки є проявом поперечних деформацій, обумовлених коефіцієнтом Пуассона. Видно на графіку затримку деформування, пов'язану із скінченною швидкістю хвиль тиску, коливання та плато наприкінці, яке обумовлено закінченням радіальних переміщень оболонки.



а



б



в

Рис. 12. Залежність наближення торців (*a*), радіальних переміщень (*b*) радіальних швидкостей (*в*) від часу

На рис. 12, *b* показано залежність радіальних переміщень трьох точок оболонки (А – точка на торці, В – точка посередині між торцем та екватором, С – точка на екваторі).

Ці графіки мають ті ж особливості, що й графік зменшення осьового розміру оболонки (рис. 12, *a*). На рис. 12, *в* показано залежність радіальних швидкостей тих же точок. Відзначимо коливальний характер швидкостей та їх зменшення до нуля в кінці процесу.

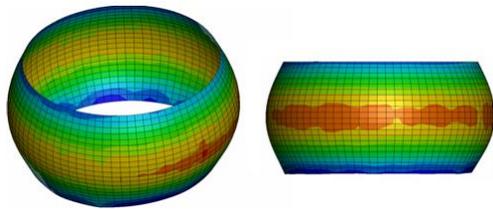


Рис. 13. Розподіл остаточних деформацій (*a*) та відносного потоншення (*b*)

На рис. 13 показано розподіл остаточних пластичних деформацій та відносних потоншень оболонки. Максимальні значення позначені червоним кольором, розташовані на екваторі і сягають 32 % для деформацій та 14 % для відносного потоншення.

Мінімальні величини потоншення та деформацій спостерігаються на торцях оболонки позначені синім кольором і мають значення 0,8 % для деформацій та 1,2 % для потоншень.

Відзначимо неоднорідність потоншень та де-

формацій в дотичному напрямку.

На рис. 14 показано кінетику зміни деформацій та напружень фон Мізеса в тих трьох точках утворюючої, що й на рис. 12, *b*. Для деформацій характерні загальні особливості геометричних параметрів НДС (рис. 12, *a* і *b*), тобто спочатку затримка, потім монотонне зростання і наприкінці сталі значення. Такий же самий характер мають залежності відносного потоншення. Для напруг особливим є початкове зростання до максимуму, при якому починається пластичне деформування оболонки, а потім зниження нижче актуальної межі пластичності і зупинки деформування, внаслідок чого утворюється поле остаточних напруг.

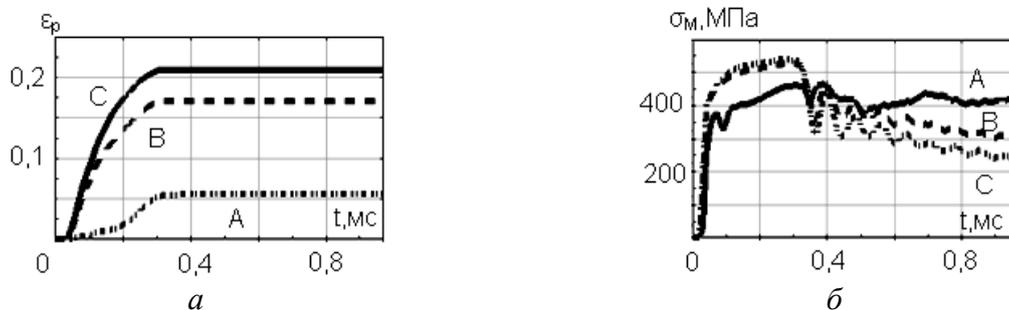


Рис. 14. Залежність пластичних деформацій (*a*) та напруг фон Мізеса (*b*):

А – точка на торці, В – точка між торцем та екватором, С – точка на екваторі

*Загальна характеристика руху системи.* Загальною особливістю механічних процесів в системі є існування різних форм руху (хвильовий, коливальний, монотонний) та самовільна зміна форм руху. Кожна з форм є нестійкою, тому змінюється іншою, коли для цього виникають умови. Ця особливість підкреслює нестійкість рівнянь механічного руху. Ще однією проявою нестійкості є гідродинамічна форма, завдяки якій утворюються «протуберанці» ПГП, а також перемішування ПГП та рідини. В природі ці явища починаються механічними флуктуаціями руху, при обчислюваннях в якості флуктуацій виступають чисельні похибки, зокрема – округлення значень чисел. Ці особливості є природними і відзначаються в експериментах.

Математична модель техпроцесу сформульована як тривимірний, але в процесі розрахунків отримані результати, які послідовно мають осесиметричний характер, що підкреслює адекватність моделі.

На рис. 15 показано залежність кінетичної та внутрішньої енергії від часу загалом для всієї системи. Залежності мають ті ж особливості, які відзначені для ПГП (рис. 5), але максимум загальної внутрішньої енергії дорівнює вже 28000 Дж.

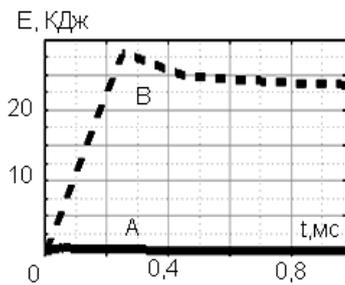


Рис. 15. Залежність кінетичної (А) та внутрішньої (В) енергії системи від часу

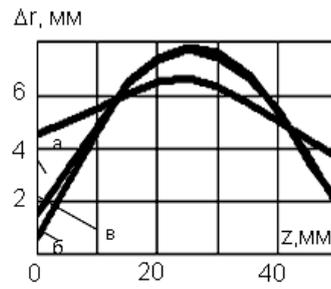


Рис. 16. Остаточні радіальні переміщення вздовж осі

Нижчий рівень енергії ППП (у порівнянні з енергією системи) пояснюється поділенням загальної енергії між ППП, рідиною та оболонкою з самого початку процесу. ККД процесу дорівнює  $4472,2/28000 = 0,17$  та був би більше, як би на протікання рідини скрізь щілини. Загалом фактори зниження ККД техпроцесу – витікання рідини разом з внутрішньою енергією та залишки внутрішньої енергії в рідині і, особливо, в ППП.

На рис. 16 показано вигляд утворюючої в експерименті (а) та в двох перерізах оболонки за розрахунком (б) та (в). Вони досить близькі (відносна похибка визначення переміщення у порівнянні з номінальним радіусом оболонки 8,5 %), що говорить на користь адекватності математичної моделі процесу та точності методики розрахунків.

При вільному деформуванні оболонки остаточна форма є сукупним результатом великої численності внутрішніх факторів та параметрів системи, тому остаточна близькість результатів розрахунку та експерименту є загальною мірою адекватності математичної моделі.

## ВИСНОВКИ

Отримані результати містять багату інформацію про перебіг механічних процесів в технологічній системі, які неможливо дослідити експериментально, особливо рух ППП, технологічної рідини, а також розвиток напружено-деформованого стану заготовки.

1. Мету роботи досягнуто, удосконалення моделі (урахування потоншення заготовки як третьої головної деформації) доцільно та відповідає результатам експериментів. Потоншення має неоднорідний характер та змінюється в діапазоні 1,2...14 %.

2. Загалом модель адекватна, методика рішення має достатню точність. Незважаючи на тривимірність модель дає результати, які загалом мають осесиметричний характер. Доцільно розробити двовимірну осесиметричну модель процесу, яка дозволить скоротити час роботи процесора та підвисити точність розрахунків за тієї ж кількості вузлових переміщень.

3. Особливістю розвитку механічного процесу є природне чергування етапів – початкового хвильового, перехідного – коливального та кінцевого – квазістатичного. Основний етап деформування заготовки – перехідно-коливальний. Хвильовий етап лише починає рух оболонки. Під час кінцевого етапу заготовка не деформується.

4. Об'ємна деформація ППП сягає величини 710500 %. Така величина (та загалом – можливість реалізації моделі) отримана завдяки використанню ALE– сумісного ейлерово-лагранжевого метода скінченних елементів.

5. Отриманий ККД процесу ( $\approx 0,17$ ) відповідає даним експерименту. Для підвищення ККД технологічного процесу бажано утилізувати остаточний запас внутрішньої енергії ППП, наприклад, повторним навантаженням.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Woo M., Lee K., Song W., Kang B., Kim J. 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. <https://doi.org/10.1155/2020/3219829>

2. 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. Journal of Engineering Manufacture* . 2009. pp. 703–712. <http://journals.sagepub.com/doi/10.1243/09544054JEM1430>
3. Woo M., Kim J. Inverse parameter estimation to predict material parameters of the Cowper–Symonds constitutive equation in electrohydraulic forming process. *Journal of Engineering Mathematics*. 132 : 8. 22 p. <https://doi.org/10.1007/s10665-021-10175-7>
4. Косенков В. М., Бычков В. М., Жекул В. Г., Поклонов С. Г. Электрические разряды большой длины в воде и их влияние на энергию пластической деформации цилиндрической оболочки. *Электронная обработка материалов*. 2013. № 49 (3). – С. 63–69.
5. Mamutov A.V., Golovashchenko S. F., Bessonov N. M., Mamutov V. S. Electro-hydraulic Forming of low volume and prototype parts: process design and practical examples. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*. 2021. V. 5 (47), pp. 1-20.
6. Atieh S. Carvalho A. A., Santillana I. A. First results of SFR cavity fabrication by electro- hydraulic forming at CERN. *Proceedings of SFR 2015*. Whistler, BC, Canada. Press Release 25 sept. 2015, pp. 1–7. ISBN 978-3-95450-178-6.
7. Mamutov A.V., Golovashchenko S. F., Mamutov V. S., Bonnen J. F. Modeling of electrohydraulic forming of sheet metal parts. *Journal of Materials Processing Technology*. 2015. V. 219, pp. 84–100. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.11.045>
8. Нарыжный А. Г. Моделирование свободной раздачи цилиндрической оболочки в условиях действия электрогидравлического эффекта. *Вісник движунобудування*. 2019. № 2. – С. 40-48.
9. Johnson G. R., Cook W. H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *Proceedings of the 7<sup>th</sup> international symposium on ballistics, The Hague, 19-21 April 1983*, pp. 541–547.
10. Mane T. Goel V., Kore S. D. Finite element modeling of electro-hydraulic forming of sheets. *3rd international conference on materials processing and characterisation (ICMPC 2014)*. *Procedia materials science*, 2014. V. 6, pp. 105–114. <https://doi.org/10.1016/j.mspro.2014.07.012>
11. Bjorkstrom D. FEM simulation of electrohydraulic forming. Stockholm: Kungliga Tekniska Hogskolan. 2008. 88 p.
12. Нарыжный А. Г. Вычислительная модель электрогидравлического эффекта. *Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии*. Сб. науч. тр. НАУ им. Н. Е. Жуковского «ХАИ». Харьков. 2012. № 54. – С. 112 - 124.
13. Mamutov V., Golovashchenko S., Mamutov A. Simulation of high-voltage discharge channel in waterat electro- hydraulic forming using LS-DYNA. *13 th international LS-DYNA users conference*, 8-10 june 2014, pp. 1–9.
14. Taranenko M., Naryzhniy O. Modelling the process of interaction of a pulsed jet with a workpiece by electrohydraulic forming. In: *Nechyporuk, M. at all (eds.) Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering 2021*, *Springer International Publishing*, 2022. pp. 484-496. <https://doi.org/10.1007/978-3-030-94259-5-41>
15. LS-DYNA Keyword user’s manual. Livermore: LST an ANSYS comp. 2021. 3826 p.

## REFERENCES

1. Woo M., Lee K., Song W., Kang B., Kim J. 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. <https://doi.org/10.1155/2020/3219829>.
2. 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. Journal of Engineering Manufacture*, 2009. pp. 703–712. <http://journals.sagepub.com/doi/10.1243/09544054JEM1430>.
3. Woo M., Kim J. Inverse parameter estimation to predict material parameters of the Cowper–Symonds constitutive equation in electrohydraulic forming process. *Journal of Engineering Mathematics*. 132 : 8. 22 p. <https://doi.org/10.1007/s10665-021-10175-7>.
4. Kosenkov V.M., Bichkov V.M., Zhekul V.G., Poklonov C.G. Long-length electrical discharges in water and their effect on the energy of plastic deformation of a cylindrical shell. *Electronic processing of materials* - 2013. № 49 (3). pp. 63–69. (In Russian).
5. Mamutov A.V., Golovashchenko S.F., Bessonov N. M., Mamutov V.S. Electro-hydraulic forming of low volume and prototype parts: process design and practical examples. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*. 2021. V. 5 (47). 20 p., <https://doi.org/10.3390/jmmp5020047>.
6. Atieh S. , Carvalho A.A., Santillana I.A. First results of SFR cavity fabrication by electro- hydraulic forming at CERN. *Proceedings of SFR 2015*, Whistler, BC, Canada. Pre-press Release 25 sept. 2015. pp. 1–7. ISBN 978-3-95450-178-6.
7. Mamutov A.V., Golovashchenko S.F., Mamutov V.S., Bonnen J.F. Modeling of electrohydraulic forming of sheet metal parts. *Journal of Materials Processing Technology*. 2015. № 219. pp. 84–100. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.11.045>.
8. Naryzhniy A.G. Simulation of free expansion of a cylindrical shell under the action of the electrohydraulic effect. *Herald of Aeroenginebuilding*. 2019, №2. pp. 40–48. (In Russian).

9. Johnson G.R., Cook W.H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *Proceedings of the 7<sup>th</sup> international symposium on ballistics, The Hague, 19-21 April 1983*, pp. 541–547.

10. Mane T. Goel V., Kore S.D. Finite element modeling of electro-hydraulic forming of sheets. *3rd international conference on materials processing and characterisation (ICMPC 2014)*, Procedia materials science, 2014. V. 6, pp. 105–114. <https://doi.org/10.1016/j.mspro.2014.07.012>

11. Bjorkstrom D. FEM simulation of electrohydraulic forming. Stockholm: Kungliga Tekniska Hogskolan. 2008. 88 p.

12. Naryzhniy A.G. Computational model of the electrohydraulic effect. *Open information and computer integrated technologies*, 2012. № 54. – pp. 112–124. (In Russian).

13. Mamutov V., Golovashchenko S., Mamutov A. Simulation of high-voltage discharge channel in water at electro-hydraulic forming using LS-DYNA *13<sup>th</sup> international LS-DYNA users conference*, 8-10 June 2014. pp. 1–9.

14. Taranenko M., Naryzhniy O. Modelling the process of interaction of a pulsed jet with a workpiece by electrohydraulic forming. In: *Nechyporuk, M. at all (eds.) Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering 2021*, Springer International Publishing, 2022. pp. 484-496. <https://doi.org/10.1007/978-3-030-94259-5-41>

15. LS-DYNA Keyword user's manual. - Livermore: LST an ANSYS comp. 2021. 3826 p.

### **Naryzhnyi O., Taranenko M. Simulation of free deformation of a tubular blank under the condition of electro hydraulic loading**

*The article is devoted to the study of the process of forming the pipe billet in conditions of electrohydraulic discharge. Such processes are widely used in the manufacture of the ends of pipeline systems in the aircraft, engine and automotive industries, in the manufacture of reconfigured transport systems for moving bulk materials (grain, flour, etc.), for sealing heat exchanger joints, etc. These processes are characterized by a high degree of plastic deformation of the workpiece during one technological transition, as well as complex kinetics of formation with the participation of liquid and vapor plasma parts of the technological system. There is a significant need for the development of research methods for such systems and processes using, in particular, mathematical modeling. Existing mathematical models of forming processes do not take into account the phenomenon of thinning of the thin-layer workpiece, which is the third main deformation.*

*The purpose of the work is to improve and clarify the mechanical-mathematical model of the free distribution of the pipe billet under electrohydraulic loading by using the finite-element approximation of the theory of shells taking into account thinning, as well as to study the regularities and features of the mechanical processes of the movement of the elements of the technological system and the stress-strain state of the billet with taking into account this improvement.*

*The structural diagram of the model of the technological system, dimensions, properties of the material, conditions of violation of the technical process, conditions of mechanical interaction of system elements, method of improving the model are given. The results of modeling mechanical processes in the technological system and the stress-strain state of the workpiece using an improved mathematical model are presented.*

*Improvement of the model is appropriate and corresponds to the results of experiments. In general, the model is adequate, the method has sufficient accuracy, the thinning has a heterogeneous character and varies in the range of 1.2...14%, the obtained process efficiency corresponds to the experimental data. To increase the efficiency of the technological process, it is desirable to dispose of the final reserve of internal energy of the steam-gas cavity, for example, by reloading.*

*In the future, the improved model can be used to study indentation in the matrix, sealing of joints and analysis of reloading with a new discharge.*

**Key words:** *electrohydraulic discharge, pipe billet, free distribution, thinning, features of deformation, mathematical model.*

**Наріжний Олександр Георгійович** – канд. техн. наук, доц. НАУ ім. М. С. Жуковського «ХАІ»

**Naryzhnyi Olexandr** – Candidate of Technical Science, Associate Professor of NAU “KhAI”

E-mail: o.naryzhnyi@khai.edu

ORCID: 0000-0002-5379-1964

**Тараненко Михайло Євгенович** – д-р техн. наук, проф. НАУ ім. Н. С. Жуковського «ХАІ»

**Taranenko Mykhailo** – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Professor of NAU “KhAI”

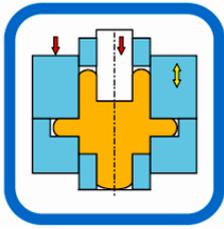
E-mail: m.taranenko@khai.edu

ORCID: 0000-0003-4126-0979

НАУ ім. Н. С. Жуковського «ХАІ» – Національний аерокосмічний університет ім. М. С. Жуковського «Харківський авіаційний інститут», м. Харків

NAU “KhAI” – National Aerospace University "Kharkiv Aviation Institute", Kharkiv

*Стаття надійшла до редакції 25.06.24 р.*



## РОЗДІЛ II ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МАШИНОБУДУВАННІ

УДК 621.735.3

DOI: 10.37142/2076-2151/2024-1(53)53

Марков О. Є.  
Шевцов С. А.  
Алдохін М. Д.  
Панов В. В.  
Ровенский С. Г.

### ДОСЛІДЖЕННЯ СПОСОБУ ОБКОЧУВАННЯ СНАРЯДІВ З ТРУБНОЇ ЗАГОТОВКИ

Робота спрямована на розв'язання актуальної технічної та наукової проблеми щодо удосконалення технологічних процесів виробництва заготовок для деталей типу артилерійських гільз на базі застосування операції тангенціального обкочування інструментом тертя, що дають можливість виготовляти пустотілі деталі з дном. Методом скінчених елементів проводилося моделювання технологічного процесу обкочування днища інструментом тертя, що дало можливість визначити раціональну форму та розміри трубних заготовок, що обкочувалися, і температуру їх попереднього нагрівання. Розроблено рекомендації щодо проектування енергозберігаючих технологічних процесів обкочування деталей типу гільз, що дозволяють встановити товщину стінки трубної заготовки перед обкочуванням, температуру нагріву пустотілих заготовок, а також величину відносної подачі заготовки до інструменту тертя. Встановлені рекомендації було перевірено експериментальними дослідженнями на сталевих заготовках. За результатами досліджень було встановлено, що обкочування сферичних днищ треба реалізовувати для трубних заготовок з відносною товщиною стінки ( $D/s$ ), яка знаходиться в діапазоні 15...20. Гомологічна температура нагріву пустотілої заготовки становила 0,8, а відносна подача трубної заготовки в інструмент тертя склала 0,9. Апробація визначених співвідношень у лабораторних умовах довела, що встановлені рекомендації щодо змінення форми та розмірів сферичних днищ у процесі тангенціального обкочування інструментом тертя. Виявлені у роботі закономірності формозмінення заготовки розширили технологічні можливості процесу тангенціального обкочування днищ та дозволили встановити можливості досліджуємого процесу. Результати макроструктурних досліджень на сталевих виробках підтвердили результати скінчено-елементного моделювання про вплив тангенціального обкочування сферичного днища на підпор в осьовій зоні. За результатами досліджень було встановлено, що використовувати цей спосіб можна для виробів, що мають дно з осьовим отвором (артилерійські гільзи, гідроциліндри та ін.). Осьові дефекти в цьому разі будуть видалятися при висвердлювання осьового отвору.

**Ключові слова:** деформація, трубна заготовка, обкочування, нагрів, днище, інструмент тертя, МСЕ

У сучасних умовах важливим питанням для України є розвиток машинобудування для виготовлення продукції подвійного призначення з одночасним підвищенням якості та зниження собівартості виробленої металопродукції [1–3]. Всі подібні деталі відносяться до виробів відповідального призначення і значна частина їх виробляється способами гарячого пластичного деформування [4]. Особливе місце серед цих виробів займають тонкостінні деталі з дном (газові балони, корпуси вогнегасників, корпуси гідроциліндрів, артилерійські гільзи та ін.). Ці вироби мають специфічну форму і складаються з кількох частин (пустотілий корпус, днище та горловина), які зварюються. Собівартість зазначених виробів висока. Виготовлені таким способом деталі не гарантують високої надійності з'єднання металу днища та корпусу балона [5]. В результаті ударна в'язкість та міцність металу балона у зоні зварного шва залишаються низькими. У умовах роботи можливий обрив днища виробу під впливом високого тиску.

З використанням енергетичного методу авторами роботи [6] встановлено модель визначення поздовжньої деформації металу у процесі радіального обкочування. Запропонована модель дозволяє встановлювати силу деформування в залежності від ступеня обтиску. Однак запропонована модель не дозволяє встановлювати радіальний плин матеріалу під час деформації, що потребує вирішення завдання у тривимірній постановці.

Н. W. Sizek розробив технологію виготовлення складнопрофільованих пустотілих виробів, в якій частину заготовки нагрівають та деформують у штампі [7]. Поєднання торцевого та радіального деформування забезпечує перебіг металу в центральних частинах заготовки. Після висадки ступінчастого профілю вісь виробу формується з використанням оправки, а це значно ускладнює процес виробництва.

А. Ghaei та ін. методом скінчених елементів (МСЕ) здійснили моделювання процесу радіального деформування труб [8]. Аналіз отриманих результатів дозволили встановити, що цей процес ефективний при малих осьових подачах. Осьові напруження на внутрішній поверхні пустотілої заготовки призводять до тріщиноутворення внаслідок появи розтягуючих напружень [9]. За результатами моделювання МСЕ в роботі [10] було встановлено 3D-модель процесу радіальної деформації трубних заготовок та проведено аналіз напружено-деформованого стану (НДС) заготовки. Доведено ефективність процесу всебічного деформування трубної заготовки. Однак деформування порожнистих заготовок даним способом ускладнює конструкцію обладнання [11].

S. P. Vurkin та співавтори досліджували експериментальними методами радіальне деформування трубних заготовок [12]. Цей спосіб є новим підходом до вдосконалення обладнання для забезпечення оптимальної конструкції та відмови від деформування на молотах. У роботі [13] було встановлено вплив геометрії деформуючого інструменту на НДС заготовки у процесі деформування. За результатами робіт було встановлено, що для забезпечення мінімальної неоднорідності механічних властивостей завтовшки стінки доцільно використовувати інструмент із опуклою геометрією.

F. Knauf із співавторами моделювали процес обтиску труб [14]. Були деформовані труби різного діаметра з різною товщиною стінки. Обтискання труб проводили чотирма інструментами, що дозволило направити течію металу в осьовому напрямку. У роботі R. Korpensteiner із співавторами встановлено вплив способу деформування на ефективність опрацювання при обтиску довгомірних заготовок з використанням різної геометрії інструменту [15]. Було встановлено, що в цьому випадку можна отримати рівномірні механічні властивості в поздовжньому та поперечному напрямках.

Мета роботи – дослідження якості днищ гільз, що виготовляються із трубчастих заготовок на основі ротаційного обкочування інструментом тертя (ІТ) та можливості їх застосування для серійного виробництва.

Для досягнення мети поставлені наступні завдання: 1. Встановити ефективну температуру нагрівання заготовок перед обкаткою ІТ, яка сприятиме заварюванню отвору днища і не призводитиме до перегріву та перепалу металу заготовки. 2. Визначити відносну подачу заготовки в ІТ перед обкаткою, яка сприятиме закриттю отвору днища. 3. Встановити раціональну відносну товщину стінки труби ( $D/s$ ) для виготовлення днищ із меншими витратами металу. 4. Провести експериментальні дослідження нового технологічного процесу тангенційного обкочування ІТ сферичного днища. Провести металографічні дослідження днища гільзи. Зробити висновок про можливість виготовлення цим способом деталей типу гільз.

Дослідження процесу проводилося за різних початкових гомологічних температурах ( $t_{\text{ном}}$ ) в діапазоні 0,6; 0,7 та 0,8. Відносна товщина стінки труби ( $D/s$ ) варіювалася в діапазоні 10; 15; 20. Відносна подача заготовки в ІТ ( $l/D$ ) становила 0,8 і була постійною. Тепловий стан заготовки у процесі обкочування було встановлено з допомогою МСЕ (рис. 1). Аналіз результатів розподілу температур у поздовжньому перерізі дозволив встановити, що температура розподіляється нерівномірно за перерізом заготовки. Максимальний розігрів заготовки локалізується в осьовій зоні днища, що пояснюється тривалим контактом заготовки з ІТ та максимальним накопиченням деформації у цій зоні. Мінімальну температуру має заготовка у місці захоплення патроном верстата. Такий розподіл температур можна пояснити максимальним розігрівом днища труби та інтенсивним охолодженням заготовки з боку захоплення верстата, а також нерівномірним початковим нагріванням. За перерізом пустотілої заготовки при тангенціальному обкочуванні ІТ градієнт температур не виходить за межі температурного інтервалу

гарячої обробки тиском для співвідношень змодельованих розмірів заготовки. Визначення раціональних режимів потребує встановлення напруженого стану заготовки у процесі тангенціального обкочування. Після встановлення розподілу температур було визначено розподіл середніх напружень за об'ємом заготовки після обкочування (рис. 2).

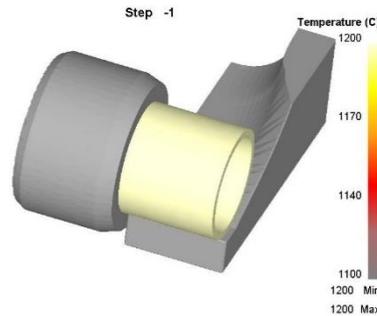


Рис. 1. Скінчено-елементна модель процесу тангенціального обкочування ІТ відносною товщиною стінки при постійній подачі заготовки в ІТ

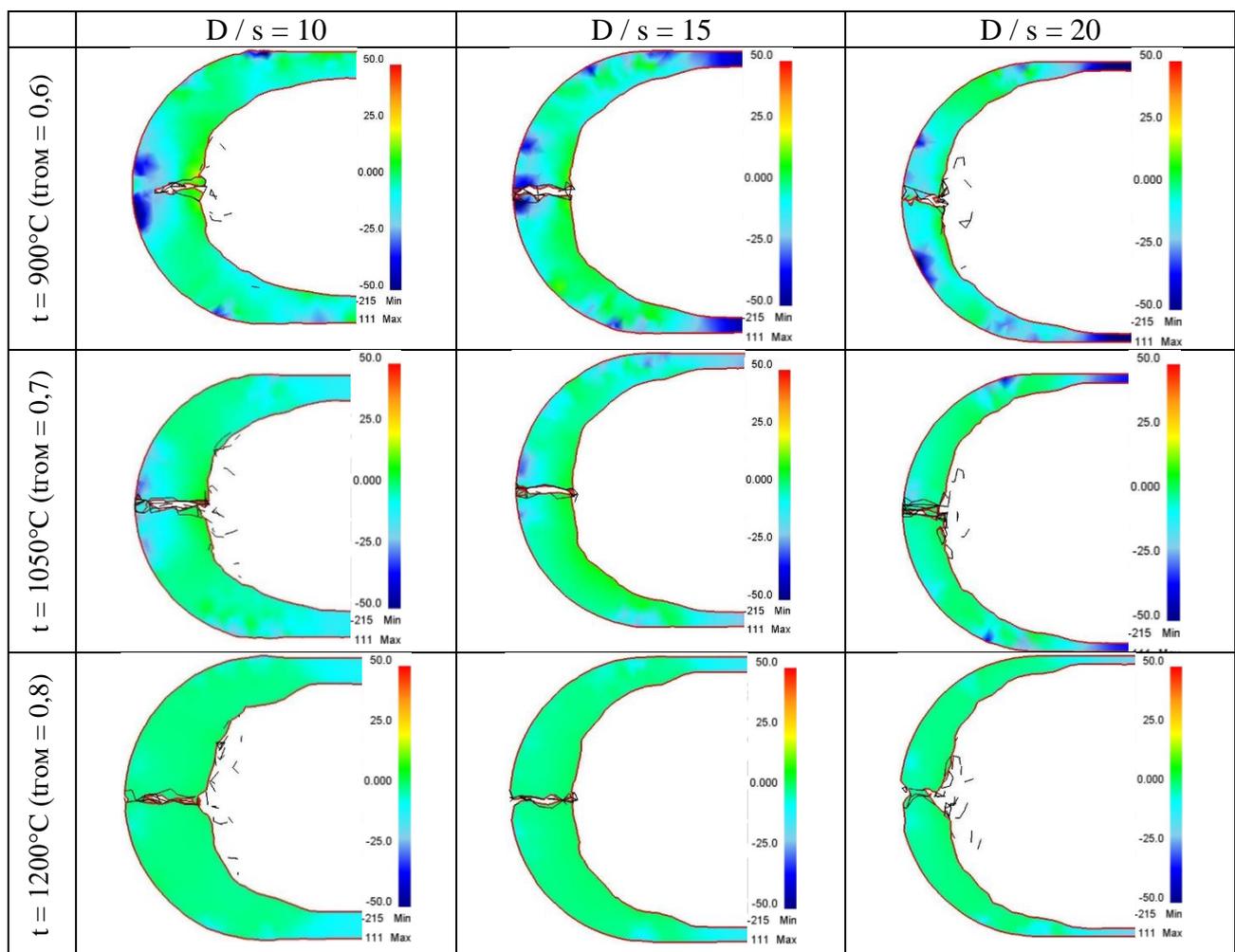


Рис. 2. Розподіл середніх напружень у заготовках із різною початковою температурою та відносною товщиною стінки при сталій подачі заготовки в ІТ

Обкочування призводить до збільшення товщини стінки днища. Товщина днища поступово збільшується від трубної ділянки до осьової зони. Зазначена закономірність характерна для порожнистих заготовок з різною відносною товщиною стінки та початковою температурою нагріву.

На основі скінчено-елементного моделювання процесів тангенціальної обкочування ІТ було встановлено раціональні параметри заготовок для бездефектного виготовлення днищ із трубних заготовок. Для розробки технологічного процесу можливості впровадження отриманих результатів необхідно провести експериментальну верифікацію в умовах, наближених до промислових.

Діаметр труби становив 90 мм, товщина стінки труби дорівнювала 4,5 мм, абсолютна подача заготовки в інструмент становила 82 мм, а температура нагрівання труби 1200 °С. Таким чином, підлягали перевірці такі встановлені технологічні рекомендації:

- відносна товщина стінки труби для виготовлення бездефектного днища  $D/s = 20$ ;
- відносна подача заготовки в ІТ  $l/D = 0.925$ ;
- гомологічна температура 0.8Тпл.

Зазначені параметри входять до рекомендованих інтервалів для обкочування трубних заготовок. Процес індукційного нагріву трубної заготовки струмами високої частоти (2,4 кГц) представлено на рисунку 3. Тривалість нагріву становила 70 с. Матеріал труби – сталь 34ХН.

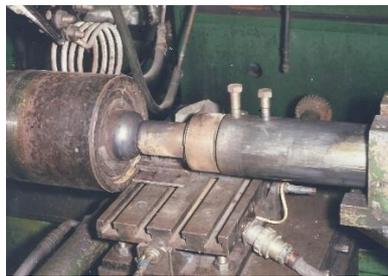


Рис. 3. Індукційне нагрівання та обкочування трубної заготовки перед обкочуванням

Другим важливим показником якості днища є його суцільність. Цілісність металу можна встановити на основі металографічних досліджень - аналізу макро-і мікроструктури в осьовій зоні днища. Для цього розрізані днища шліфувалися, після чого з одержаних темплетів готувався макрошліф.

Розподіл температур підтвердив припущення, що в процесі тангенціальної обкочування ІТ підігрівати трубну заготовку не потрібно. Було встановлено, що в процесі обкочування з початковим підігрівом заготовок з різною товщиною стінки до температур 900 ... 1200 °С, не відбувається охолодження заготовки, а також різкого підвищення температури. Це дозволило встановити важливу для практики процесу тангенціальної обкочування ІТ технологічну рекомендацію щодо температури нагрівання заготовок. Ця температура становить 1200°С ( $t_{гом} = 0,8$ ). Рівень цієї температури достатній для максимальної пластичності металу, мінімального зусилля обкочування, заварювання стін осьової зони днища, а також виключення утворення перегріву та перепалу металу.

Був додатково встановлений напружений стан металу трубної заготовки у процесі обкочування (рис. 2). Напружений стан аналізувався на основі даних розподілу середніх напружень за поздовжнім перерізом днища. Середні напруження дозволять встановити рівень та знак діючих напружень на основі яких можна пояснити механізм закриття отвору днища.

Аналіз отриманих результатів дозволив встановити, що при підвищенні температури рівень стискаючих напружень у днищі знижується: середні напруження змінюються від від'ємних (стискаючих) з величин – 50 МПа до – 10 МПа. Отримана закономірність пояснюється зниженням опору деформації при підвищенні температури деформування. Максимальні стискаючі напруження виникають на зовнішній поверхні днища, що можна пояснити впливом ІТ. При зменшенні товщини стінки заготовки рівень стискаючих напружень в зоні отвору знижується, що пояснюється меншою товщиною днища, а відповідно і меншим зусиллям тангенціального обкочування.

Моделювання процесу тангенціальної обкочування дозволило встановити, що відносна подача заготовки в ІТ не призводить до повного змикання стінок труби в зоні осьової днища, що пояснюється малою кількістю об'єму заготовки металу.

Аналіз отриманих результатів дозволив встановити, що у структурі металу днища присутні оксидні плівки, які не сприяли повному заварюванню осьового отвору днища. Чітко розрізняються два довгасті вклучення (плівки), які розділені щільним шаром металу. Результати металографічних досліджень на натурних виробках підтверджують результати теоретичного дослідження про незначний вплив обкочування сферичного днища на підпір в осьовій зоні та повне його заварювання. Слід удосконалити даний технологічний процес для виключення утворення дефектів у днищі гільзи або використовувати його для гільз, що мають у днищі осьовий отвір.

## ВИСНОВКИ

1. Ефективна початкова гомологічна температура підігріву заготовок перед обкаткою має становити 0,8. Ця температура сприятиме заварюванню отвору днища і не призводитиме до перегріву та перепапу металу заготовки.
2. Відносну подачу заготовки в ІТ перед обкочуванням слід призначати в діапазоні 0,9...0,95, що сприятиме закриттю та заварюванню отвору днища.
3. Відносну товщину стінки труби доцільно вибирати в діапазоні 15...20 для виготовлення днищ з меншими витратами металу.
4. Випробовано новий технологічний процес тангенціальної обкочування сферичного днища. Результати металографічних досліджень на натурних виробках підтверджують результати теоретичного дослідження про незначний вплив обкочування сферичного днища на опір в осьовій зоні. Слід удосконалити даний технологічний процес для виключення утворення дефектів у днищі гільзи або використовувати цей спосіб для виробів, що мають осьовий отвір (артилерійські гільзи, гідроциліндри та ін), що забезпечить висвердлювання осьового дефекту.

## REFERENCES

1. Markov O., Gerasimenko O., Aliieva L., Shapoval A., Kosilov M. Development of a new process for expanding stepped tapered rings (2019). *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2 (1-98), pp. 39-46. DOI: 10.15587/1729-4061.2019.160395 <http://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.160395>
2. Markov O., Gerasimenko O., Khvashchynskyi A., Zhytnikov R., Puzyr R. Modeling the technological process of pipe forging without a mandrel (2019). *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 3 (1-99), pp. 42-48. DOI: 10.15587/1729-4061.2019.167077 <http://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.167077>
3. Hrudkina N., Aliieva L., Abhari P., Markov O., Sukhovirska L. Investigating the process of shrinkage depression formation at the combined radialbackward extrusion of parts with a flange (2019). *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 5 (1-101), pp. 49-57. DOI: 10.15587/1729-4061.2019.179232 <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.179232>
4. Markov O., Panov V., Karnaukh S., Khvashchynskyi A., Zhytnikov R., Kukhar V., Kosilov M., Rizak P. Determining the deformed state in the process of rolling conical shells with a flange (2020). *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 6 (1-108), pp. 34-41. DOI: 10.15587/1729-4061.2020.216523
5. Hrudkina N., Aliiev I., Markov O., Savchenko I., Sukhovirska L., Tahan L. Designing a kinematic module with rounding to model the processes of combined radial-longitudinal extrusion involving a tool whose configuration is complex (2021). *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2 (1-110), pp. 81-89. DOI: 10.15587/1729-4061.2021.227120
6. Wu Y., Dong X., Yu Q. Upper bound analysis of axial metal flow inhomogeneity in radial forging process. *International Journal of Mechanical Sciences*. 93 (2015). pp. 102–110.
7. Sizek H. W. Radial Forging. *Metalworking* : Bulk Forming 2005. pp. 172–178.
8. Markov O., Kosilov M., Panov V., Kukhar V., Karnaukh S., Ragulina N., Bochanov P., Rizak P. Modeling and improvement of saddling a stepped hollow workpiece with a profiled tool (2019). *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 6 (1-102), pp. 19-25. DOI: 10.15587/1729-4061.2019.183663 <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.183663>
9. Ghaei A., Movahhedy M. R., Taheri A. Karimi. Finite element modelling simulation of radial forging of tubes without mandrel. *Materials & Design*. 2008. № 29. pp. 867–872.
10. Fan L., Wang Z., Wang H. 3D finite element modeling and analysis of radial forging processes. *Journal of Manufacturing Processes*. 16 (2014). pp. 329–334.
11. Aliieva L., Hrudkina N., Aliiev I., Zhibankov I., Markov O. Effect of the tool geometry on the force mode of the combined radial-direct extrusion with compression (2020). *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2 (1-104), pp. 15-22. DOI: 10.15587/1729-4061.2020.198433
12. 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 continuously-cast ingots. *Journal of Materials Processing Technology*. 1996, 58. pp. 170–173.

13. Sanjari. M., Saidi P., Karimi Taheri A., Hossein-Zadeh M. Determination of strain field and heterogeneity in radial forging of tube using finite element method and microhardness test. *Materials and Design*. 38 (2012). pp. 147–153.
14. Markov O., Khvashchynskiy A., Musorin A., Lysenko, A. FEM study of the drawing method of hollow forgings with a bottom without a mandrel. *Materials Working by Pressure*. 2023. 1(52), pp. 3-9. DOI: [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)3](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)3) (in Ukrainian).
15. Markov O., Stankov V., Panov V., Zinskyi V. Study of deformation method of hollow workpieces with bottom by dies with chamfer. *Materials Working by Pressure*. 2023. (1(52), pp. 71-78. DOI: [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)71](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)71) (in Ukrainian).
16. Markov O., Molodetskiy V., Zinskyi V., Abhari P. Experimental study of a new process of deformation of forgings such as sleeves. *Materials Working by Pressure*. 2023. (1(52), pp. 79-85. DOI: [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)79](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)79) (in Ukrainian).

**Markov O., Shevtsov S., Aldokhin M., Panov V., Rovenskiy S. Research of the method of rolling projectile from tubular workpiece.**

The work is aimed at solving the current technical and scientific problem regarding the improvement of the technological processes of the production of blanks for parts such as artillery shells based on the application of the operation of tangential rolling with a friction tool, which makes it possible to manufacture hollow parts with a bottom. The finite element method was used to simulate the technological process of rolling the bottom with a friction tool, which made it possible to determine the rational shape and dimensions of the rolled pipe blanks and their preheating temperature. Recommendations have been developed for the design of energy-saving technological processes of rolling parts such as sleeves, which allow to set the wall thickness of the pipe billet before rolling, the heating temperature of hollow billets, as well as the amount of relative feed of the billet to the friction tool. The established recommendations were verified by experimental studies on steel blanks. According to the research results, it was established that the rolling of spherical bottoms should be implemented for pipe blanks with a relative wall thickness ( $D/s$ ), which is in the range of 15...20. The homologous heating temperature of the hollow billet was 0.8, and the relative feed of the pipe billet into the friction tool was 0.9. Approbation of the determined ratios in laboratory conditions proved that there are established recommendations for changing the shape and size of spherical bottoms in the process of tangential rolling with a friction tool. The laws of shape change of the workpiece revealed in the work expanded the technological possibilities of the process of tangential rolling of bottoms and made it possible to establish the possibilities of the researched process. The results of macrostructural studies on steel products confirmed the results of finite element modeling on the effect of tangential rolling of the spherical bottom on support in the axial zone. Based on the results of research, it was established that this method can be used for products that have a bottom with an axial hole (artillery shells, hydraulic cylinders, etc.). Axial defects in this case will be removed when drilling an axial hole.

**Keywords:** deformation, pipe billet, rolling, heating, bottom, friction tool, FEM.

**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.omd@gmail.com](mailto:oleg.markov.omd@gmail.com)

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

**Шевцов Сергій Олександрович** – канд. техн. наук, каф. ВМ, ДДМА

**Serhii Shevtsov** – Candidate of Technical Science, Associate Professor DSEA

E-mail: [sheser.ssa1@gmail.com](mailto:sheser.ssa1@gmail.com)

ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-4905-2170>

**Алдохін Максим Денисович** – аспірант ДДМА

**Aldokhin Maksym** – Graduate student DSEA

E-mail: [maksimaldokhin84@gmail.com](mailto:maksimaldokhin84@gmail.com)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-3187-7521>

**Панов Володимир Володимирович** – аспірант ДДМА

**Panov Volodymir** – Graduate student DSEA

E-mail: [v.panov@emss.dn.ua](mailto:v.panov@emss.dn.ua)

ORCID: [0000-0002-4145-9665](https://orcid.org/0000-0002-4145-9665)

**Ровенський Сергій Геннадійович** – аспірант ДДМА

**Rovenskiy Serhii** – Graduate student DSEA

E-mail: [katapulta13@gmail.com](mailto:katapulta13@gmail.com)

ORCID: [0000-0002-4145-8413](https://orcid.org/0000-0002-4145-8413)

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

Сивак Р. І.  
Наляжний В. С.  
Чучин О. В.  
Косарев В. С.

## ОЦІНКА ДЕФОРМОВНОСТІ ЗАГОТОВКИ В ПРОЦЕСІ КОМБІНОВАНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ НОЖА ДЛЯ ПОДРІБНЮВАЧА ГІЛОК

*Для отримання заготовки ножа подрібнювача гілок пропонується застосувати процес двохетапного комбінованого видавлювання. Ножі є одним із основних робочих елементів подрібнювача гілок, які працюють в умовах дії ударних та повторно-змінних навантажень, інтенсивного зношування тощо. Тому на даний час процес виробництва ножів включає низку технологічних операцій механічної обробки. До них відносяться низка металорізальних операцій та термообробка. Крім того, для виробництва ножів необхідна легована сталь високої вартості. В статті пропонується кардинально змінити підхід до отримання заготовок ножів подрібнювачів. Для цього пропонується використати інноваційний спосіб комбінованого видавлювання, який включає в себе процес рівноканального видавлювання та осадки. Це дозволить зменшити кількість операцій, пов'язаних з обробкою різанням, та замінити вартісну леговану сталь більш дешевими марками конструкційної сталі без погіршення експлуатаційних характеристик виробу. Для оцінки деформовності заготовки використана тензорна модель накопичення пошкоджень, в якій залежність пластичності від схеми напруженого стану задавали поверхнею граничних деформацій, а історію навантаження траєкторіями в просторі трьох безрозмірних показників. Деформований стан визначали з використанням нерухомої просторової та пов'язаної з частками деформованого тіла матеріальної системи. Напружений стан визначали з використанням моделі анізотропно зміцнюваного тіла.*

**Ключові слова:** комбіноване видавлювання, напруження, деформації, пластичність, деформовність, використаний ресурс пластичності.

Процеси поетапного комбінованого видавлювання є перспективним напрямком розвитку технологій обробки металів тиском. Нові схеми штампування на основі принципу побудови послідовності певних операцій здатні забезпечити необхідну технологічну спадковість виробів та знизити вартість деталей без втрати їх експлуатаційних характеристик. Застосування процесів поетапного комбінованого видавлювання дозволяє значно підвищити пластичність металу, що сприяє збільшенню граничних розмірів виробів [1, 2].

Характерною особливістю комбінованих процесів обробки металів тиском є немонотонна пластична деформація, що виникає внаслідок багатоетапного деформування створеного додатковими кінематичними рухами та силовими впливами інструменту. Немонотонність є результатом неузгодження між головними напрямками тензору швидкостей деформацій частки матеріалу на другому етапі і матеріальними волокнами, що утворились внаслідок течії металу після першого етапу деформування. Це значно ускладнює оцінку граничного формозмінення заготовки. Багаторазова зміна характеру течії металу призводить до утворення певних закономірностей при формуванні напружено-деформованого стану та процесів накопичення пошкоджень. В роботах [3, 4] для оцінки деформовності та напружено-деформованого стану по об'єму заготовок в комбінованих процесах холодного видавлювання використовується математична модель пластичного деформування структурно-неоднорідного матеріалу. Модель процесу накопичення пошкоджень при немонотонній пластичній деформації представлена в роботах [5, 6] у вигляді критеріальних співвідношень з використанням рівнянь, що враховують спадковий вплив історії навантаження. В роботах [7, 8] розглядаються особливості розподілу напружень в холодних багатоперехідних процесах обробки тиском в залежності від геометричних параметрів інструменту.

Комбіновані схеми пластичного формозмінення заготовок дозволяють знизити значення сил і тисків деформування металу в холодному стані [9]. Зміна схеми напруженого стану в процесі поетапного комбінованого видавлювання сприяє зниженню енергоємності процесу за рахунок створення ефективних силових режимів [10, 11]. Одним із основних недоліків таких процесів є можливі труднощі при видаленні готового виробу із штампа, тому по цій причині на застосування певних способів видавлювання накладаються певні обмеження [12].

В процесах поетапного комбінованого видавлювання шляхом створення інтенсивної пластичної деформації можна отримати необхідну ультрадрібну зернисту структура в результаті модифікації зерен металів і сплавів. Структурні зміни, викликані інтенсивною пластичною деформацією сприяють покращенню механічних властивостей металів. Одним із процесів створення наддрібної зернистої структури є рівноканальне кутове видавлювання [13]. Рівноканальне кутове видавлювання є найпоширенішою операцією, що забезпечує високі пластичні деформації [14]. В роботах по дослідженню рівноканального кутового видавлювання використовуються результати експериментального та кінцево-елементного аналізу для виявлення впливу геометрії матриці та умов тертя на нерівномірність поля зсувних деформацій в об'ємі заготовки. Також відомі дослідження по оцінці силових режимів та напружено-деформованого стану в залежності від геометричних параметрів інструменту. Чисельний підхід на основі методу скінчених елементів використовується для дослідження оптимальних параметрів конструкції матриці. В роботі [15] виконані дослідження напружено-деформованого стану та термoeфект в заготовці в умовах інтенсивної пластичної деформації при рівноканальному кутовому пресуванні залежно від початкової температури та швидкості. В представлених роботах відсутні дослідження по оцінці деформованості заготовок, що піддаються формозміненню в умовах інтенсивного пластичного деформування.

Таким чином, з точки зору оцінки деформованості огляд наукової літератури показав недостатній рівень досліджень процесу комбінованого видавлювання, який є суміщенням двох схем деформування - рівноканального видавлювання і осадки. Оскільки комбіновані процеси нерозривно пов'язані з немонотонною пластичною деформацією, то для оцінки величини використаного ресурсу пластичності та прогнозування необхідної технологічної спадковості виробу необхідний комплексний підхід. Тобто точний і достовірний результат залежить від інформації про зміну напружено-деформованого стану в будь-якій точці по об'єму деформованої заготовки, а також від того, як враховані в послідовності розрахунків особливості протікання немонотонної пластичної деформації. В статті розглядається застосування такого підходу при немонотонному деформуванні заготовки в процесі комбінованого видавлювання заготовки ножа для подрібнювача гілок.

Метою роботи є оцінка деформованості заготовки ножа для подрібнювача гілок в комбінованому процесі холодного видавлювання із застосуванням моделі анізотропно зміцнюваного тіла та тензорної моделі накопичення пошкоджень з урахуванням немонотонності навантаження.

Традиційним методом отримання ножа для подрібнювача гілок (рис. 1) є механічна обробка, яка включає низку металорізальних операцій і термообробку. Це значно підвищує вартість виробу. Однак цей недолік можна усунути, якщо використати для виробництва ножа методи комбінованого видавлювання [1–6].

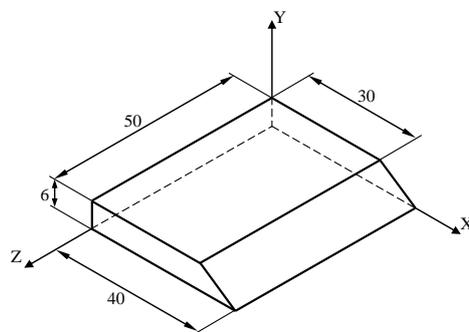


Рис. 1. Загальний вигляд та геометричні параметри ножа

Для реалізації такого процесу необхідно складне устаткування [18–22], але готову деталь можна отримати за один перехід, який включає в себе два етапи. Для виробництва ножа пропонується сумістити в одному процесі дві операції – рівноканальне видавлювання і осадку (рис. 2). На першому етапі здійснюється рівноканальне видавлювання заготовки (рис. 2, а).

Після рівноканального видавлювання центральна частина заготовки отримує пропрацьований метал в той час коли на кінцях заготовки (зона I і II) метал отримує порівняно незначні деформації. Цей недолік усуває наступний етап – осадка (рис. 2, б). Кінцеве положення інструменту і готовий виріб представлені на рис. 2, в.

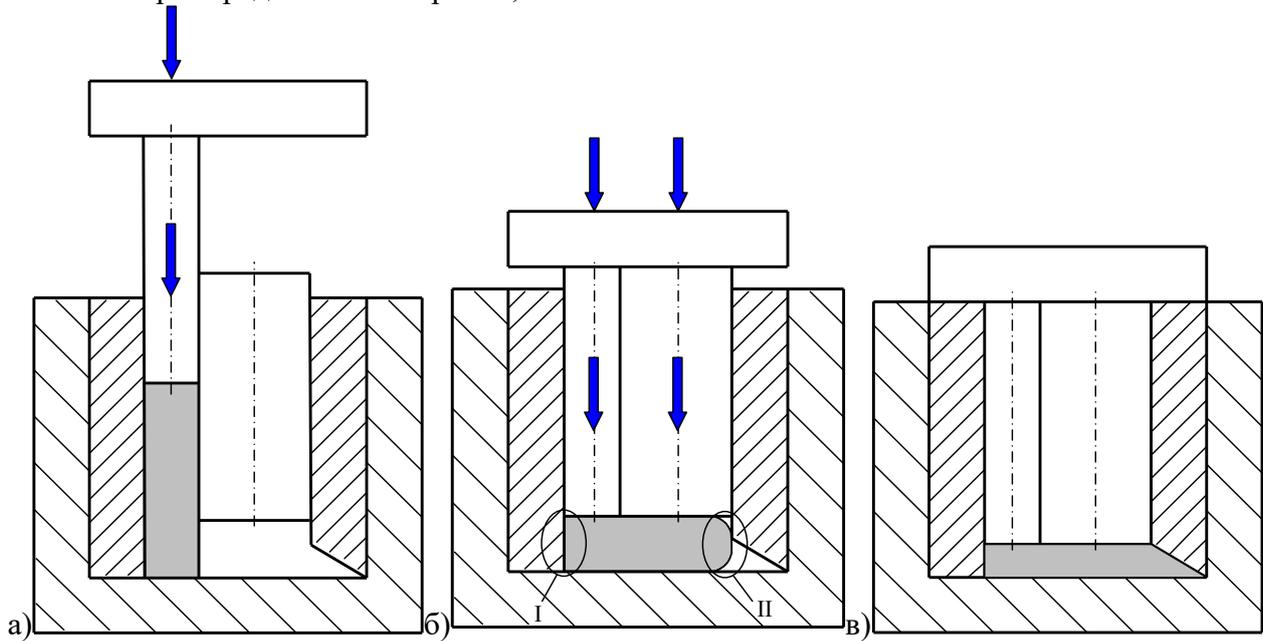


Рис. 2. Принципова схема процесу комбінованого видавлювання ножа:  
 а – рівноканальне видавлювання, б – осадка, в – кінцеве положення

Оцінка деформовності заготовки в запропонованому процесі виконується в такій послідовності. Спочатку визначаються кінематичні характеристики процесу деформування. Для цього координати характерних точок заготовки (рис. 3) визначають відносно двох систем відліку – нерухомої (просторової або ейлерової) і системи координат пов’язаної з деформувемим тілом (матеріальної або лагранжевої) [1, 23]. Тоді компоненти тензора швидкостей деформацій визначаються по формулам:

$$\begin{aligned} \dot{e}_r &= \frac{r}{r_0} \left[ \frac{\partial z}{\partial z_0} \frac{\partial^2 z}{\partial z_0 \partial t} - \frac{\partial z}{\partial r_0} \frac{\partial^2 r}{\partial z_0 \partial t} \right]; \quad \dot{e}_\varphi = \frac{1}{r} \frac{\partial r}{\partial t}; \\ \dot{e}_z &= \frac{r}{r_0} \left[ \frac{\partial r}{\partial r_0} \frac{\partial^2 z}{\partial r_0 \partial t} - \frac{\partial r}{\partial z_0} \frac{\partial^2 z}{\partial r_0 \partial t} \right]; \\ \dot{\gamma}_{rz} &= \frac{r}{r_0} \left[ \frac{\partial r}{\partial r_0} \frac{\partial^2 r}{\partial z_0 \partial t} + \frac{\partial z}{\partial z_0} \frac{\partial^2 z}{\partial r_0 \partial t} - \frac{\partial r}{\partial z_0} \frac{\partial^2 r}{\partial z_0 \partial t} - \frac{\partial z}{\partial r_0} \frac{\partial^2 z}{\partial z_0 \partial t} \right]. \end{aligned} \quad (1)$$

Для визначення компонент девіатора напружень використана модель анізотроно зміцнюваного тіла Деля-Бакхауза [1, 23, 24]:

$$S_{ij} = \frac{2}{3} \sigma_u(e_u) \frac{\dot{\varepsilon}_{ij}}{\dot{\varepsilon}_u} - \frac{1}{3} \int_0^{e_u} (1 - \beta(e_u)) \sigma(e_u) \cdot \varphi(e_u - e_u^0) \frac{d^2 \varepsilon_{ij}}{de_u^2}(e_u) de_u, \quad (2)$$

де  $\dot{\varepsilon}_{ij}$  – компоненти тензора швидкостей деформацій;

$e_u = \int_0^t \dot{\varepsilon}_u d\tau$  – ступінь деформації;

$$\& \varepsilon_u = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{\left(\frac{\& \varepsilon_\varphi - \& \varepsilon_r}{\& \varepsilon_\varphi - \& \varepsilon_r}\right)^2 + \left(\frac{\& \varepsilon_r - \& \varepsilon_z}{\& \varepsilon_r - \& \varepsilon_z}\right)^2 + \left(\frac{\& \varepsilon_z - \& \varepsilon_\varphi}{\& \varepsilon_z - \& \varepsilon_\varphi}\right)^2} + \frac{2}{3} \gamma_{rz} - \text{інтенсивність швидкостей}$$

деформацій;

$\sigma_{0,2}$  – умовна границя текучості на стиск після розтягу зразка до деформації  $e_u^0$ , соотвествующей напругенію  $\sigma_u(e_u^0)$ ;

$$\beta = \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_u(e_u^0)} - \text{параметр, що характеризує ефект Баушингера};$$

$$\varphi(e_u - e_u^0) = \frac{\sigma_p(e_u) - \sigma_c(e_u)}{(1 - \beta(e_u^0))\sigma_p(e_u^0)} - \text{спадкова функція.}$$

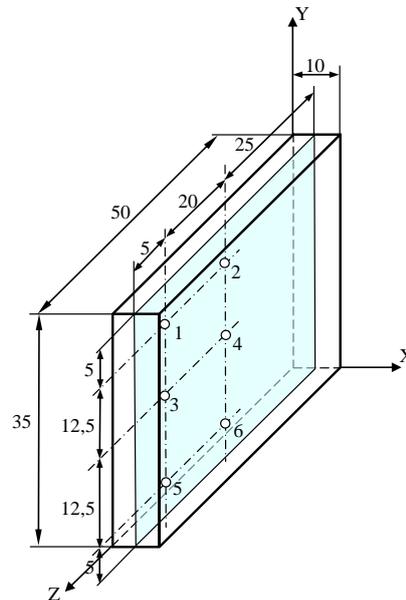


Рис. 3. Розташування досліджуваних характерних точок в об'ємі заготовки

Експериментальні значення функції  $\varphi$  для сталі 10 апроксимували залежністю:

$$\varphi = 0.19 + 0.81 \exp(-22.3 \cdot (e_u - e_u^0)^{0.806}). \tag{3}$$

Залежність параметра  $\beta$  від накопиченої деформації  $e_u$  для сталі 10 апроксимували залежністю:

$$\beta = 0.34 + 0.66 \exp(-62e_u). \tag{4}$$

Значення напружень  $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$  і  $\tau_{yx}$  визначали використовуючи співвідношення (1-4). На рис. 4, а-г приведені отримані залежності напружень  $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$  і  $\tau_{yx}$  від ступеню деформації  $e_u$  в точках, які перед деформуванням займали положення, показані на рис. 3.

Отримані результати розрахунків напружень і деформацій використовували для побудови шляхів деформування  $\eta(e_u), \mu_\sigma(e_u)$  (рис. 5). Залежність пластичності від схеми напруженого стану задавали поверхнею граничних деформацій, яку для сталі 10 описували функцією:

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 0.68 \exp(-0.43\mu_\sigma + 0.91\eta). \tag{5}$$

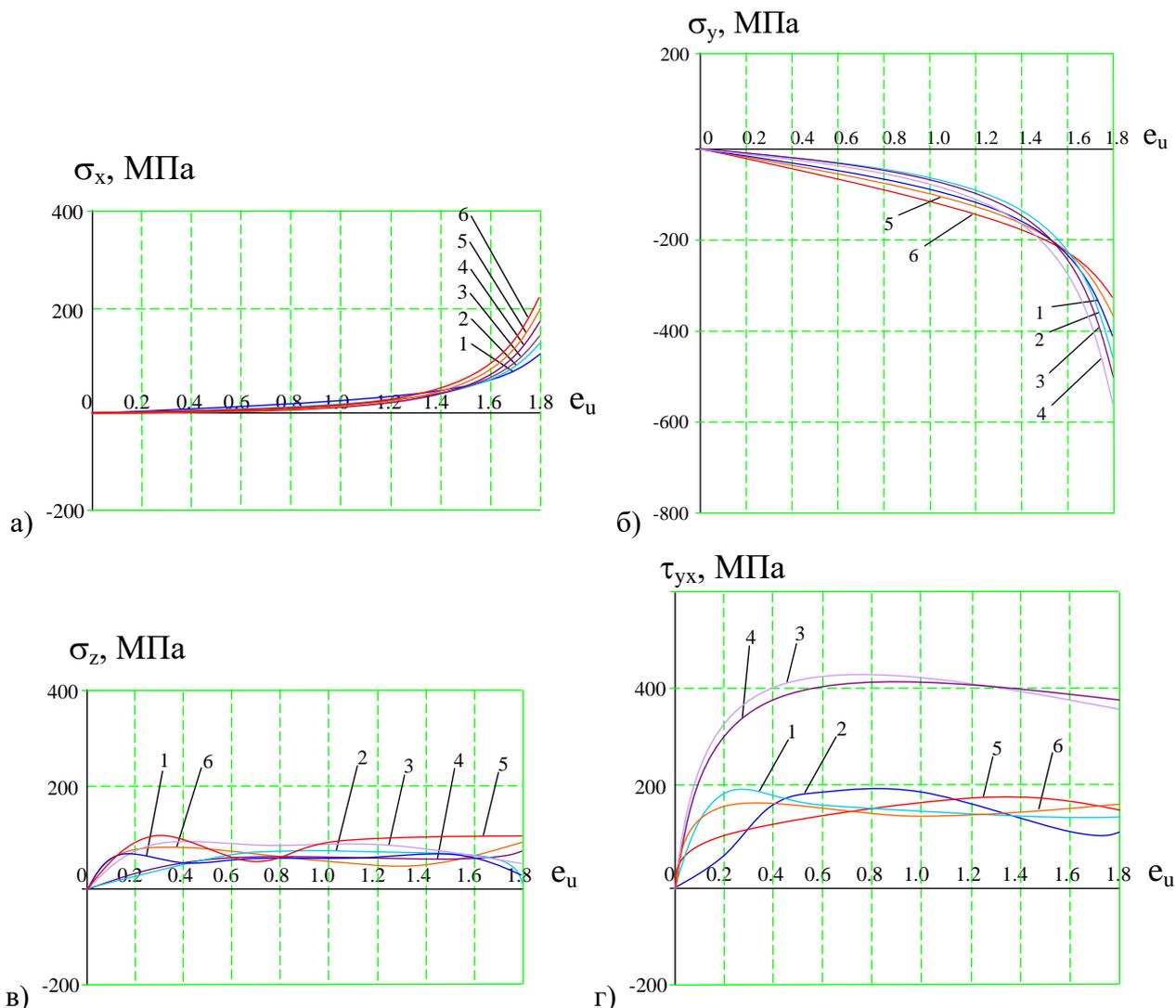


Рис. 4. Залежності напружень  $\sigma_x$  (а),  $\sigma_y$  (б),  $\sigma_z$  (в), і  $\tau_{yx}$  (г) від накопиченої деформації  $e_u$  в точках 1–6

При оцінці деформовності використана тензорна модель процесу накопичення пошкоджень і компоненти тензора пошкоджень визначаються рівнянням [1, 23]:

$$\psi_i = \int_0^{e_u} \left( 1 - a + 2a \frac{e_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right) \beta_i \frac{de_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)}, \quad (6)$$

де  $e_p(\eta, \mu_\sigma)$  – поверхня граничних деформацій;

$a$  – стала, яка залежить від механічних характеристик металу (в даному випадку прийнята рівною  $a = 0,48$ );

$$\eta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_u} \text{ – показник напруженого стану;}$$

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \text{ – параметр Надаї-Лоде.}$$

Величину використаного ресурсу пластичності визначали по формулі [1, 23]:

$$\psi = \sqrt{\psi_1^2 + \psi_2^2 + \psi_3^2}. \quad (7)$$

Результати розрахунків величини використаного ресурсу пластичності  $\psi$  приведені в табл. 1.

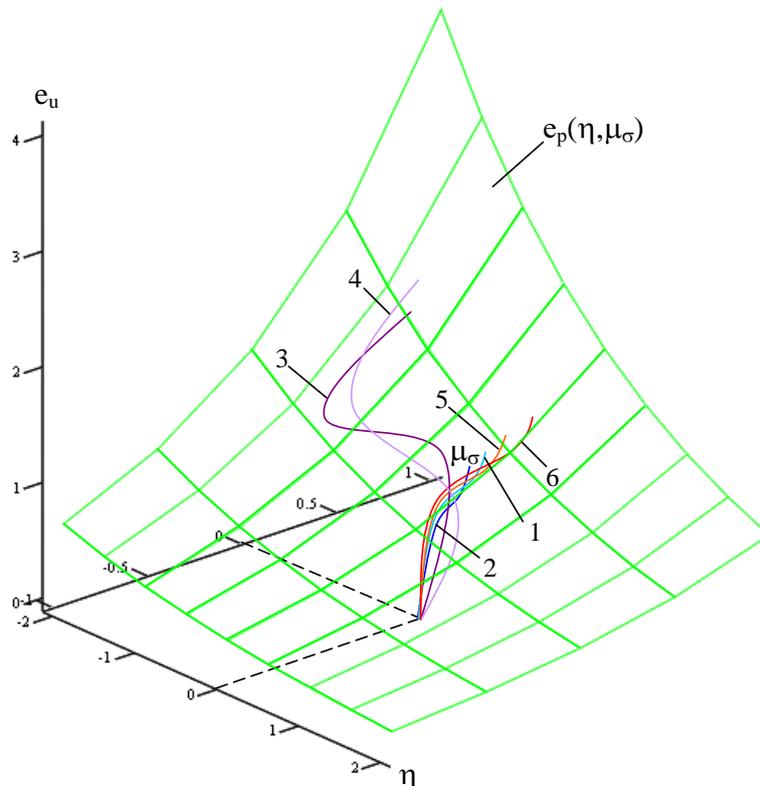


Рис. 5. Поверхня граничних деформацій для сталі 10 і шляхи деформування часток матеріалу для досліджуваних характерних точок 1-6 заготовки

Таблиця 1

Значення використаного ресурсу пластичності  $\psi$  в точках 1-6

	Точка 1	Точка 2	Точка 3	Точка 4	Точка 5	Точка 6
$\psi$	0,232	0,24	0,794	0,782	0,442	0,514

Із аналізу результатів, приведених в табл. 1, випливає, що найбільших значень величина використаного ресурсу пластичності приймає в центральній області заготовки. В робочій частині ножа значення  $\psi$  перебувають в межах допустимих для подальшої експлуатації в складних умовах. При цьому робоча частина ножа набуває сприятливу технологічну спадковість, яка виражається покращеними механічними характеристиками порівняно з початковим недеформованим металом.

## ВИСНОВКИ

Запропонована схема двохетапного холодного комбінованого видавлювання дозволяє отримати заготовку ножа для подрібнювача гілок з покращеними експлуатаційними характеристиками за одну технологічну операцію. Послідовність розрахунків призначена для достовірного визначення величини використаного ресурсу пластичності в умовах немонотонного деформування та дозволяє отримати результат максимально наблизений до реального за рахунок врахування особливостей характеру течії металу в таких процесах. Це є результатом виняткового підходу при оцінці напружено-деформованого стану на основі моделі анізотропно зміцнюваного тіла, а також використання критерію на основі тензорної моделі накопичення пошкоджень, в якому на відміну від решти враховано об'ємність схеми напруженого

стану шляхом використання поверхні граничної пластичності в якості залежності пластичності від схеми напруженого стану і відображення історії навантаження побудовою шляхів деформування в просторі трьох безрозмірних показників. Запропонований підхід кардинально відрізняється від традиційного, в якому подібні розрахунки здійснюються з використанням співвідношень теорії течії. Впровадження методів холодного об'ємного комбінованого видавлювання дозволяє отримувати вироби з покращеними механічними характеристиками, а застосування запропонованої послідовності розрахунків для оцінки деформовності в умовах немонотонного деформування отримувати вироби з необхідною технологічною спадковістю без руйнування.

## REFERENCES

1. Aliiev I. S., Sivak R. I., Markov O. E., Levchenko V. N. The evaluation of workpiece deformability for the process of two-stage extrusion of hollow hull. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2023. 129 (3-4), PP. 1345–1353. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12353-6>.
2. Aliev I. S. Radial extrusion processes. *Soviet Forging and Sheet Metal Stamping Technology. (English Translation of Kuznechno - Shtampovochnoe Proizvodstvo)*. 1988. 6, pp. 1-4. ISSN: 0891-334x.
3. 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://link.springer.com/article/10.1007/s11015-017-0501-1>
4. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zhibankov 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>.
5. Aliieva L., Zhibankov 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\\_Aliieva.pdf](https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/english-edition/MMI_2015_11/Leila_Aliieva.pdf)
6. Aliiev I. S., Levchenko V. N., Markov O. E., Aliieva L.I., Sivak R.I. Development of devices for measuring contact friction forces in the processes of volumetric plastic deformation / *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2024, 132(5-6), pp. 2839–2851 DOI: <https://doi.org/10.1007/s00170-024-13537-4>.
7. Beigelzimer Ja. E., Efros B., Varyukhin V., Khokhlov A. A continuum model of a structurally-inhomogeneous porous body and its application for the study of stability and viscous fracture of materials deformed under pressure. *Engineering Fracture Mechanics*. 1994. 48 (5), pp. 629-640.
8. Sivak I. O. Plasticity of metals during cold plastic deformation. *Improvement of pressure treatment processes and equipment in metallurgy and mechanical engineering*. Kramatorsk: DSEA. 2000, pp. 168–171. (in Russian).
9. Sivak R., Kulykivskiy V., Savchenko V., Sukmaniuk O., Borovskiy V. Application of resource-saving extrusion technologies and an integrated approach to assessing the plasticity of metal parts in agricultural engineering. *Machinery and Energetics*, 2024, 15(2), p. 21–32. <https://doi.org/10.31548/machinery/2.2024.21>
10. Veselovska N., Sivak R., Paladiychuk Y., Bandura V., Telyatnik I., Bohatiuk M., Savkiv V., Edl M. Kinematic characteristics of deformed porous structures. *Journal of Engineering Sciences (Ukraine)*. 2024. 11(1), pp. D44–D53. [https://doi.org/10.21272/jes.2024.11\(1\).d6](https://doi.org/10.21272/jes.2024.11(1).d6).
11. Kraievskiy V. O., Mykhalevych V. M., Sawicki D., Ostapenko O., Modeling of the materials superplasticity based on damage summation theory. *Proc. SPIE 10808, Photonics Applications in Astronomy, Communications, Industry, and High-Energy Physics Experiments*. 2018. 108084S (1 October 2018). <https://doi.org/10.1117/12.2501489>.
12. Titov A. V., Mykhalevych V. M., Popiel Peter, Mussabekov K. Statement and solution of new problems of deformability theory. *Proc. SPIE 10808, Photonics Applications in Astronomy, Communications, Industry, and High-Energy Physics Experiments* 2018. 108085E (1 October 2018). DOI: <https://doi.org/10.1117/12.2501635>.
13. Javier Gil Sevillano. Dynamic Steady State by Unlimited Unidirectional Plastic Deformation of Crystalline Materials Deforming by Dislocation Glide at Low to Moderate Temperatures. *Metals*. 2020. 10 (66). DOI: <https://doi.org/10.3390/met10010066>.
14. Shtern, M. B., Mikhailov, O. V., Mikhailov, A. O. Generalized Continuum Model of Plasticity of Powder and Porous Materials. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics* this link is disabled, 2021, 60(1-2), pp. 20–34. <https://doi.org/10.1007/s11106-021-00211-7>.
15. Maximenko A. L., Hetman O. I., Shtern M. B., Olevsky E. A. Modeling the Gas Permeability of the Powder Bed in a Rotary Furnace. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*. 2023. 62(7-8), p. 383–389. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11106-024-00401-z>
16. Titov A. V., Balushok K. B., Ostash O. P., Polyvoda S. L., Chepil R. V. Pressing of Semi-Finished Al–Mg–Sc Alloy Products in Isothermal Conditions. *Materials Science*. 2023. 58(5), p. 636–642. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11003-023-00710-5>
17. Titov V., Mozghovyi O., Borys R., ... Amirgaliyev Y., Aitkulov Z. Theoretical and experimental substantiation of the extraction process with thinning bimetallic tubular elements of dissimilar metals and alloys. *Informatyka, Automatyka, Pomiar y w Gospodarce i Ochronie Srodowiska*. 2023. 13(2), p. 44–49. DOI: <https://doi.org/10.35784/iapgos.3497>.

18. Kukhar V., Hrushko O., Markov O., Anishchenko O., Prysiashnyi A. Bypass Bends Deformability of CuZn5 Brass, X10CrNiTi18-9 and C22 Steel at Forming by Euler-Mode Buckling. *Lecture Notes in Networks and Systems*. 2023. 510, p. 1533–1542. <https://doi.org/10.1007/978-3-031-11051-1158>
19. Kukhar V., Povazhnyi O., Grushko O. Analysis of CuZn5 Tube Buckling During Producing of the Crossover Bend for Metallurgical Unit. *Lecture Notes in Mechanical Engineering*. 2023. p. 444–454. [https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8\\_42](https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8_42).
20. Grushko A. V., Kukhar V. V., Slobodyanyuk Y. O. Phenomenological model of low-carbon steels hardening during multistage drawing. *Solid State Phenomena*. 2017. 265 SSP, pp.114–123.
21. Puzyr R., Puzyr V., Kulynych V., ... Dolhikh O., Horshkov A. Problems in the Manufacture of Hydrogen Fuel Cells Bipolar Plates. *Proceedings of the 5th International Conference on Modern Electrical and Energy System, MEES 2023*. 2023. DOI: <https://doi.org/10.1109/MEES61502.2023.10402487> .
22. Puzyr R., Savelov D., Argat R., Chernish A. Distribution analysis of stresses across the stretching edge of die body and bending radius of deforming roll during profiling and drawing of cylindrical workpiece. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015. 1, pp. 27–32.
23. Sivak R. Evaluation of metal plasticity and research of the mechanics of pressure treatment processes under complex loading. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2017. 6/7 (90), pp. 34-41. DOI: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2017.115040> .
24. Backhaus G. Constitutive equations for the plastic behaviour of metals and the influence of the deformation induced rotation. *Acta Mechanica*. 1981. 41, pp. 793 – 830.

**Sivak R., Naliashnyi V., Chuchin O., Kosarev V. Evaluation of the deformity of the blanket in the process of combined extrusion of a knife for a branch cutter**

*It is suggested to use a two-stage combined extrusion process to obtain a blank for the branch chopper knife. Knives are one of the main working elements of the branch shredder, which work under the conditions of impact and repeatedly changing loads, intensive wear, etc. Therefore, at present, the knife production process includes a number of technological machining operations. These include a number of metal cutting operations and heat treatment. In addition, the production of knives requires alloy steel of high value. The article proposes a radical change in the approach to obtaining blanks for chopper knives. For this, it is proposed to use an innovative method of combined extrusion, which includes the process of equal-channel extrusion and precipitation. This will reduce the number of operations related to cutting and replace expensive alloy steel with cheaper grades of structural steel without deteriorating the performance characteristics of the product. To assess the deformability of the workpiece, a tensor model of damage accumulation was used, in which the dependence of plasticity on the stress state scheme was determined by the surface of limit deformations, and the load history by trajectories in the space of three dimensionless indicators. The deformed state was determined using a fixed spatial and particle-related material system of a deformable body. The stress state was determined using the anisotropically strengthened body model.*

**Key words:** combined extrusion, stresses, deformations, plasticity, deformability, used plasticity resource.

**Сивак Роман Іванович** – д-р техн. наук, професор ВНТУ  
**Sivak Roman** – Doctor of Technical Sciences, Full Professor VNTU  
 E-mail: [sivak\\_r\\_i@ukr.net](mailto:sivak_r_i@ukr.net)  
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-7459-2585>

**Наляжний Володимир Сергійович** – аспірант, ВНТУ  
**Naliashnyi Volodymyr** – Graduate student, VNTU  
 E-mail: [vova.naliashnyi@gmail.com](mailto:vova.naliashnyi@gmail.com)

**Чучин Олег Володимирович** – канд. техн. наук, ст. викладач, ДДМА  
**Chuchin Oleg** – Candidate of Economic Sciences, Associate Professor, DSEA  
 E-mail: [ovch2111@gmail.com](mailto:ovch2111@gmail.com)  
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-9728-9925>

**Косарєв Віталій Сергійович** – аспірант, ДДМА  
**Kosarev Vitalii** – Graduate student, DSEA  
 E-mail: [vit.kosarev97@gmail.com](mailto:vit.kosarev97@gmail.com)

ВНТУ – Вінницький національний технічний університет, м. Вінниця  
 VNTU – Vinnytsia National Technical University, Vinnytsia

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ-Тернопіль.  
 DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

Калюжний О. В.  
Калюжний В. Л.  
Чучин О. В.

## ВПЛИВ КУТА КОНУСНОГО ПУАНСОНУ НА ВІДБОРТУВАННЯ ОТВОРІВ У ПРОФІЛЬОВАНІЙ ЛИСТОВІЙ ЗАГОТОВЦІ

*В статті методом скінченних елементів і програмного забезпечення DEFORM проведено дослідження впливу кута конусного пуансону на процеси вісесиметричного відбортування отворів у профільованій листовій заготовці із алюмінію AL-3003 COLD. Профільована заготовка отримана шляхом формоутворення отвору видавлюванням з пробиванням перемички і має максимальну товщину біля отвору з подальшим лінійним зменшенням товщини до вихідної на радіусі матриці. Застосування профільованої заготовки приводить до отримання фланцю з постійною товщиною стінки по довжині, яка дорівнює товщині вихідної заготовки. Для моделювання використано пружно-пластичну модель металу. Встановлено залежності зусиль відбортування і вилучення пуансонів від їх переміщення. Пуансон з кутом при вершині конусу 40° забезпечує мінімальне зусилля відбортування. Для такого пуансону визначено розподіли компонент напружень у zdeформованій заготовці при максимальному зусиллі відбортування та розподіли кінцевих компонент деформацій у фланці. Показано форму і розміри фланцю після відбортування та вилучення пуансону. На основі даних моделювання спроектовано і виготовлено штамп з комплектом інструментів для проведення експериментальних досліджень по виготовленню профільованої заготовки і виконанню відбортування. Результати експериментів показали хорошу збіжність з даними моделювання по зусиллях видавлювання, відбортування і розмірах фланцю. При цьому фланець має перевагу в міцності завдяки покращенню макроструктури при утворенні отвору видавлюванням. Отримано можливість значного збільшення висоти циліндричної частини завдяки подальшому виконанню витягування з потоншенням.*

**Ключові слова:** профільована заготовка, відбортування отворів, метод скінченних елементів, зусилля, напруження, деформації, форма і розміри фланцю.

Визначення параметрів відбортування на основі виробничого досвіду достатньо добре описано в джерелах [1–3]. Під час відбортування традиційних листових заготовок відбувається значне потоншення стінок по довжині отриманих фланців та має місце викривлення торця стінки фланцю від поверхні матриці при вилученні пуансону. Зменшення різновтовщинності стінки фланцю, усунення викривлення стінки при відбортуванні можна забезпечити шляхом використання профільованої листової заготовки [4]. Профільована заготовка має найбільшу товщину біля отвору з поступовим зменшенням до вихідної товщини на початку радіуса заокруглення матриці. Профільовання заготовки здійснюють шляхом видавлювання при отриманні отвору для відбортування.

Використання методу скінченних елементів (МСЕ) для моделювання відбортування дозволяє встановити параметри такого процесу та визначити форму і розміри фланців.

В роботі [5] МСЕ в пружно-пластичній постановці було використано для розрахунку відбортування отворів у круглих заготовках із маловуглецевої сталі. Показано можливість прогнозування граничного формоутворення і форми фланців. Результати моделювання порівняно з даними експериментів.

Авторами [6] за допомогою МСЕ досліджено вплив якості поверхні отвору на відбортування фланців. Низька якість поверхні приводить до утворення тріщин при відбортуванні, а покращена якість забезпечує збільшення висоти фланців.

З використанням пружно-пластичної моделі МСЕ та експериментального аналізу було досліджено вплив притискання заготовки на процес відбортування фланців у алюмінієвому сплаві в джерелі [7]. Результати експериментів продемонстрували, що скінченно-елементна модель може бути використана для визначення відповідних умов утримання заготовки в кожному конкретному випадку відбортування.

Появу та вплив вигладжування в процесі відбортування отворів розглянуто в роботі [8]. Було розроблено пружно-пластичну скінченно-елементну модель для дослідження впливу відношення зазору до товщини при відбортуванні. Для листа із алюмінієвого сплаву серії 1000 товщиною 2 мм встановлено критичне значення цього відношення, яке є межею між відбортування з розтягуванням та відбортування з вигладжуванням. Було визначено навантаження

на пуансоні, кінематику формоутворення і геометрію фланців. Результати моделювання підтверджено експериментальними даними.

В джерелі [9] МСЕ на основі аналізу розподілу напружень використано для дослідження механізму формування фланців прямокутної форми та впливу на цей процес напрямків орієнтації задирок вгору і вниз. Вивчено вплив зазору при пробиванні отвору, товщини фланцю і коефіцієнт відбортування на формоутворення фланцю та його геометричну точність.

Для отримання фланців з більшою висотою в роботі [10] запропоновано новий метод відбортування отворів для товстого листа за допомогою суміщення процесів осаджування і відбортування. Вплив геометричних параметрів на висоту фланця було детально вивчено з використанням МСЕ і програми DEFORM. Проведені експерименти показали хорошу узгодженість з результатами моделювання. Відмічено перевагу в міцності отриманих фланців завдяки зміцненню при подальших процесах механічної обробки і складання в порівнянні з традиційним відбортуванням.

Авторами [11] з використанням МСЕ проведено прогнозування місця руйнування при невісесиметричному розтягуванні фланців із АА 5052. Відмічено великий вплив на деформований стан та тріщиноутворення на торці фланцю мають початкова довжини фланцю та зазор між пуансоном і матрицею. Результати моделювання щодо тріщин і зусиллю на пуансоні співпали з експериментальними даними.

Пружно-пластична скінченно-елементна модель з урахуванням анізотропії разом з експериментами та аналітичними розв'язками була проаналізована в роботі [12] по відбортуванні отворів в тонколистовому металі. Досліджено вплив діаметру отвору на геометричні розміри фланців і запропоновано практичні діаграми для визначення параметрів відбортування.

Здійснено скінченно-елементне моделювання вісесиметричного відбортування фланців у листовому металі в джерелі [13]. Розглянуто традиційне відбортування і поступове формоутворення фланців. Результати моделювання і експериментів представлено з точки зору зміни товщини стінки по висоті фланців.

Авторами [14] продемонстровано, що інкрементне відбортування відповідає поточним вимогам і тенденціям промисловості. Досліджено за допомогою МСЕ вплив радіусу пуансону на відбортування отворів різного діаметру в листах із АА7075-О. Встановлено раціональний час відбортування і розподіл товщини фланцю по довжині.

Новий і гнучкий процес інкрементного відбортування отворів в листі із АА7075-О досліджено в джерелі [15]. При такому відбортуванні, як показало чисельне моделювання, спостерігається покращення формоутворення фланців, але має місце низька якість фланців та суттєво збільшується час на відбортування.

В роботі [16] досліджено дві різні концепції інструментів, які дозволяють виконувати операції поетапного відбортування фланців на високих швидкостях. Перша концепція полягає в використанні одного інструменту, а друга - в використанні чотирьох інструментів, що приводить до підвищення геометричної точності фланців. Відбортування на високих швидкостях не має істотного впливу на показники товщини фланців, величини деформацій, сил та геометричної точності.

Надання деформуючому інструменту у формі лопаті обертового руху одночасно з поступальним при поетапному відбортуванні фланців, як стверджують автори [17], дозволило суттєво скоротити час на відбортування. Експериментально встановлено підвищення ступеню деформації до руйнування завдяки виникненню деформацій зсуву та підвищення температури заготовки внаслідок тертя при формоутворенні.

Авторами [18] було створено скінченно-елементну модель і перевірено шляхом порівняння з експериментальними результатами для дослідження відбортування отворів і утворення фланців. Всебічно проаналізовано навантаження, течію металу та розподіл пошкоджень під час процесу формоутворення, а також виявлено взаємозв'язок між товщиною заготовки і товщиною стінки та висотою фланцю.

Вплив підготовки отвору штампуванням, різанням і лазерною обробкою на властивості металу та обмеження при відбортуванні фланців вивчено чисельним моделюванням в програмному забезпеченні PAM-Stamp і експериментально розглянуто в джерелі [19]. Для відбортування використано лист із сталі S420MC товщиною 4 мм. Показано можливість покращення границь відбортування за рахунок використання механічної обробки.

В роботі [20] шляхом термомеханічного моделювання МСЕ визначено вплив високошвидкісного обертання пуансону одночасно з поступальним рухом на температуру в процесі відбортування фланців у заготовці із алюмінієвого сплаву EN AW-6181-T1 товщиною 0,8 мм і порівняно результати з традиційним відбортуванням при поступальному переміщенні пуансону. Моделюванням встановлено збільшення коефіцієнту розширення отвору в першому випадку на 30 %. Експериментально підтверджено зростання на 170 %. Автори пояснюють це виникненням деформацій зсуву при обертанні пуансону.

Порівняння традиційного відбортування фланців з використанням пуансону і матриці і поступового (інкрементного) формоутворення фланців без спеціальної матриці шляхом моделювання МСЕ проведено в роботі [21]. Здійснено оцінку формозміни у листах із AA6061-T6 та порівняно механізми деформації та руйнування у цих двох процесах. Показано, що напружено-деформований стан при інкрементному відбортуванні є дуже нелінійним і непропорційним на відміну лінійному при традиційному відбортуванні. Це приводить до зменшення межі формування в першому випадку.

За допомогою чисельного моделювання та експериментів в роботі [22] розглянуто високошвидкісне відбортування отворів в заготовках із алюмінієвого сплаву AA7075. Таке відбортування приводить до усунення викривлення стінки та збільшення висоти фланців.

З аналізу літературних джерел слідє, що для визначення параметрів відбортування отворів і встановлення розмірів фланців раціонально виконувати моделювання МСЕ з використанням пружно-пластичної моделі металу.

*Метою роботи є визначення за допомогою МСЕ впливу кута конусу пуансону на параметри відбортування отворів у зпрофільованій листовій заготовці. Завданнями досліджень передбачено встановлення впливу вказаного кута на зусилля відбортування і зусилля вилучення пуансонів із zdeформованих заготовок, визначення форми і розмірів фланців та напружено-деформованого стану металу при відбортуванні. Також необхідно провести експериментальні дослідження по відбортуванню фланців та порівняти результати моделювання і експериментів.*

Моделювання по відбортуванню отворів проведено з використанням скінченно-елементної програми DEFORM, циліндричної системи координат та пружно-пластичної моделі металу. Схему відбортування профільованої заготовки з позначеннями приведено на рис. 1.

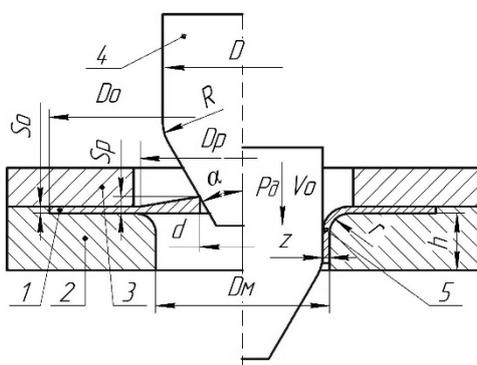


Рис. 1. Схема відбортування профільованої заготовки

Ліворуч від вісі симетрії показано положення заготовки і деформуючого інструменту перед відбортуванням, а праворуч – в процесі відбортування. Попередньо профільовану листову заготовку 1 розміщено в матриці 2 і зафіксовано притискачем 3. Деформування зусиллям  $P_0$  зі швидкістю переміщення  $V_0$  здійснюють пуансоном 4. В результаті відбортування утворюється деталь з фланцем 5. Форму і розміри профільованої заготовки 1 було отримано попереднім моделюванням МСЕ формоутворення отвору видавлюванням з подальшим пробиванням перемички. Форма і розміри такої заготовки забезпечували отримання після відбортування фланцю з постійною товщиною стінки по довжині, яка дорівнювала вихідній товщині заготовки.

вала вихідній товщині заготовки.

Спочатку приведемо результати моделювання по отриманню профільованої заготовки. На рис. 2 показано в розрізі розрахункові схеми при видавлюванні профільованої заготовки з перемичкою та при пробиванні перемички з отриманням профільованої заготовки з отвором.

Листову заготовку 1 із алюмінію AL-3003COLD діаметром  $D_o = 100$  мм і товщиною  $S_o = 1,5$  мм розміщено на плиті 2 і зафіксовано притискачем 3 (рис. 2, *a*). Притискач 3 має порожнину для отримання у заготовці профілю висотою  $S_p = 2$  мм і діаметром  $D_p = 52$  мм (див. рис. 1). Видавлювання здійснюють циліндричним пуансоном діаметром 22 мм з плоскоконусним торцем, який має плоску частину діаметром 11 мм, конусну частину з кутом при вершині  $176^\circ$  та радіус переходу конусної поверхні в циліндричну розміром 0,2 мм. При переміщенні пуансону 4 отримують профільовану заготовку 5 з перемичкою, яка має мінімальну висоту 0,3 мм (рис. 2*б*). На рис. 2*в* показано профільовану заготовку з перемичкою.

Розрахункову схему на початку пробивання перемички представлено на рис. 2*г*. Профільовану заготовку з перемичкою і накопиченими деформаціями після видавлювання встановлено на матриці 2 і зафіксовано притискачем 3. Пробивання здійснюють пуансоном 4 з діаметром 22 мм, при переміщенні якого відбувається відокремлення перемички 5 і отримується профільована заготовка з отвором 6 (рис. 2*д*). Вигляд профільованої заготовки з отвором показано на рис. 2*е*.

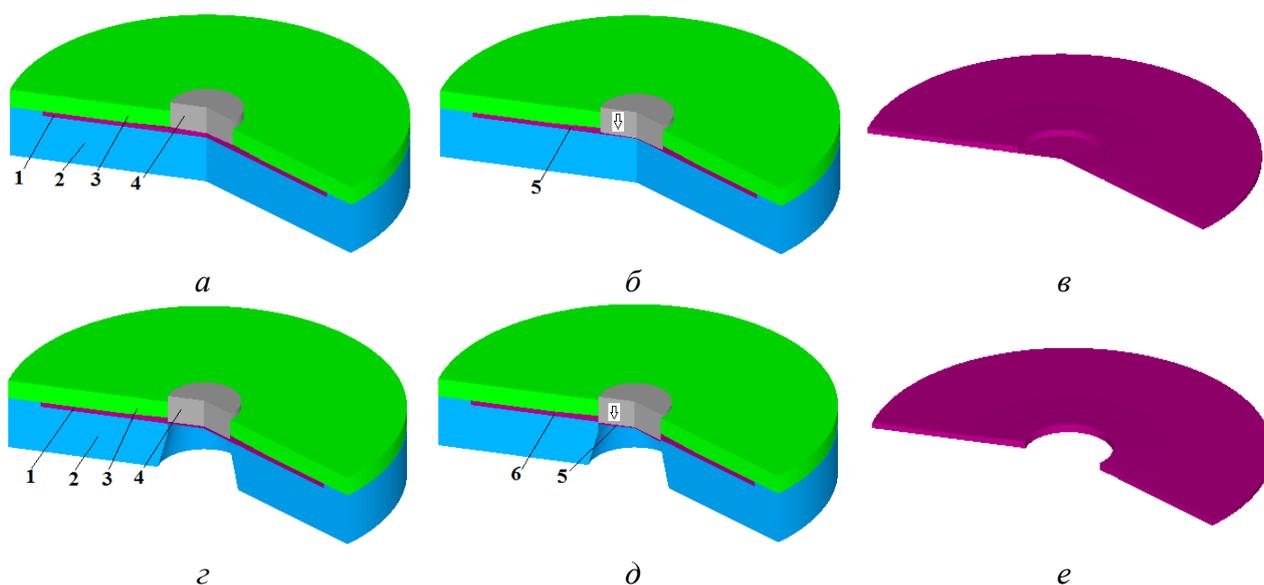


Рис. 2. Розрахункові схеми в розрізі при видавлюванні профільованої заготовки з перемичкою та при пробиванні перемички з отриманням профільованої заготовки з отвором: *a* – схема на початку видавлювання, *б* – схема в кінці видавлювання, *в* – профільована заготовка з перемичкою, *г* – схема на початку пробивання, *д* – схема в кінці пробивання, *е* – профільована заготовка з отвором

Залежності зусиль видавлювання і пробивання перемички від переміщення пуансонів зображено на рис. 3. Зусилля видавлювання постійно зростає і досягає максимального значення 400 кН в кінці процесу (рис. 3*а*). Зменшити зусилля і питомі зусилля при видавлюванні та товщину перемички можна застосуванням процесу штампування обкочуванням. На рис. 2*б* представлено залежність зусилля пробивання перемички від переміщення пуансону. Найбільше зусилля 2,7 кН отримано на проміжній стадії пробивання.

В основному при видавлюванні і частково при пробиванні відбувається пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією. На рис. 4 показано розподіл інтенсивності деформацій у профільованій частині половини заготовки після пробивання перемички. Біля отвору отримано значення у межах  $\epsilon_i = 1,5 \dots 1,8$  і  $\epsilon_i = 2,3 \dots 2,5$ . По середині профілю має місце зона з  $\epsilon_i = 0,5 \dots 0,75$ . Далі ці деформації зменшуються до нульових величин в кінці профілю на діаметрі  $D_p = 52$  мм. Для відновлення пластичності здеформованого металу потрібно перед відборткуванням проводити відпал профільованих заготовок після видавлювання. Пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією частини заготовки, яка

підлягає відбортунню, дозволить підвищити механічні властивості фланців, що отримані при подальшому відбортунні отворів.

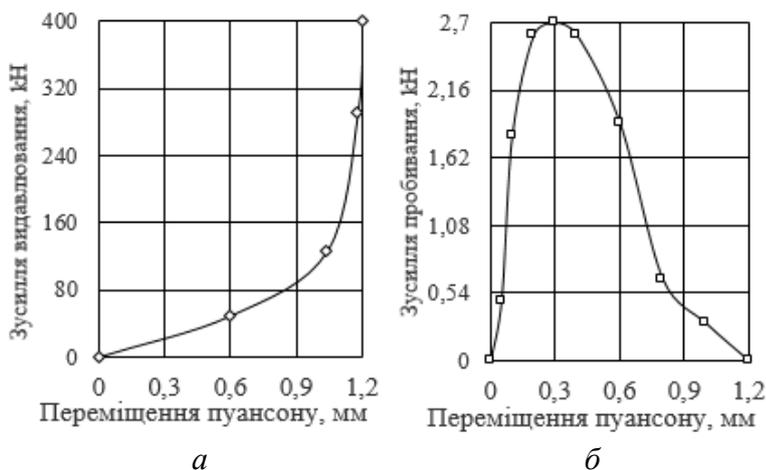


Рис. 3. Залежності зусилля видавлювання і зусилля пробивання перемички від переміщення пуансонів: *а* – зусилля видавлювання, *б* – зусилля пробивання

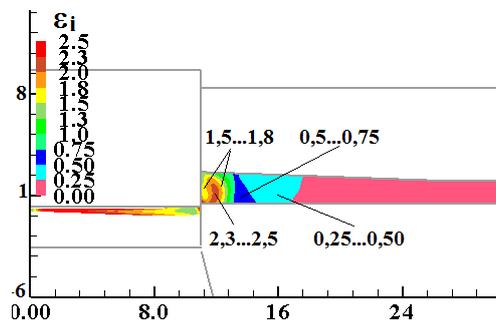


Рис. 4. Розподіл інтенсивності деформацій у профільованій заготовці з отвором

Далі представлено результати моделювання в програмі DEFORM процесів відбортуння отворів у профільованій заготовці з розмірами  $D_o = 100$  мм,  $S_o = 1,5$  мм,  $S_p = 2$  мм,  $D_p = 52$  мм і  $d = 22$  мм (див. рис. 1). Матриця для відбортуння висотою  $H_m = 15$  мм мала діаметр отвору  $D_m = 43$  мм і радіус заокруглення  $r = 7$  мм. Відбортуння виконано конусними пуансонами з кутами при вершині  $\alpha = 10, 15, 20, 25, 30$  і  $40^\circ$  і циліндричними бічними поверхнями діаметром  $D = 40$  мм та з радіусом переходу  $R = 10$  мм. Величина зазор у була  $z = 1,5$  мм. Швидкість деформування (швидкість переміщення пуансону) складала  $V_o = 2$  мм/сек. Тертя на контактуючих поверхнях з абсолютно жорстким деформуючим інструментом було враховано по Кулону з величиною коефіцієнту тертя  $\mu = 0,15$ .

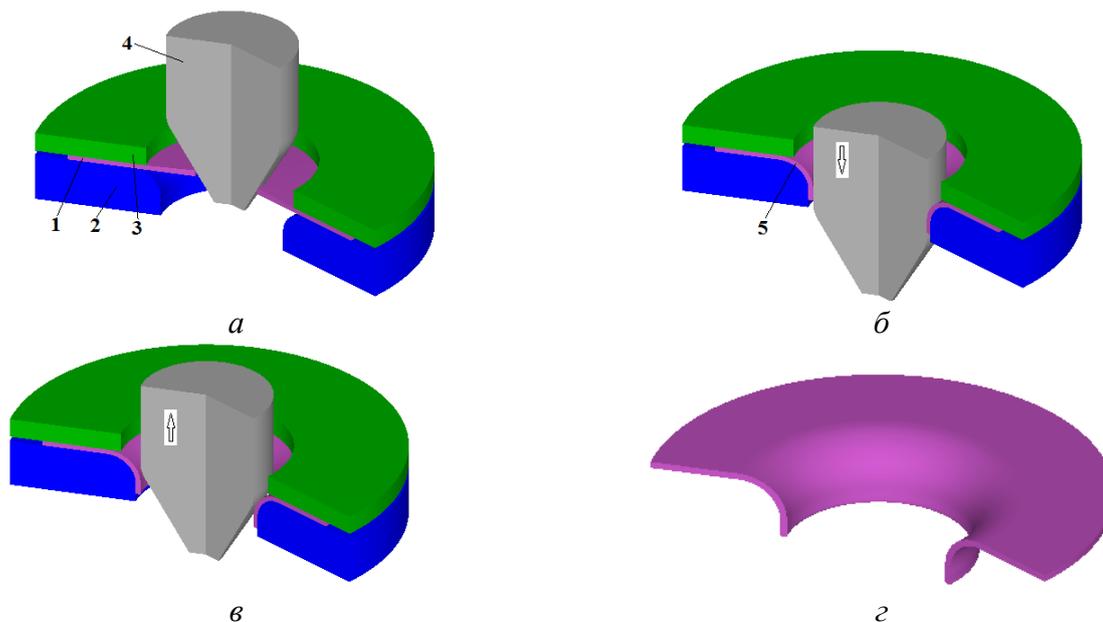


Рис. 5. Розрахункові схеми відбортуння та отриманий виріб: схема на початку відбортуння (*а*), в кінці відбортуння (*б*), і після вилучення пуансону (*в*); отриманий виріб (*г*)

Розрахункові схеми в розрізі при відбортуванні пуансоном із  $\alpha = 20^\circ$  та отриманий виріб зображено на рис. 5. На рис. 5, а показано схему на початку відбортування. Профільовану заготовку з отвором 1 розміщено на матриці 2 і зафіксовано притискачем 3. При опусканні пуансону 4 здійснюється відбортування з отриманням виробу з фланцем 5 (рис. 5, б). Вилучення пуансону 4 відбувається при його зворотному переміщенні (рис. 5, в). На рис. 5, г зображено отриману деталь.

Залежності зусиль відбортування від переміщення пуансонів з різним кутом  $\alpha$  представлено на рис. 6. Видляти графіків практично однакові для розглянутих кутів пуансонів. Зусилля спочатку зростають і досягають максимальних значень на проміжній стадії відбортування, а потім зменшуються до певної величини в кінці відбортування. Зі збільшенням величини кута зменшується переміщення пуансону при відбортуванні та знижується зусилля в кінці відбортування. Мінімальне значення зусилля на проміжній стадії відбортування  $P_d = 7,7$  кН отримано для пуансону з  $\alpha = 20^\circ$ . Тому в подальшому буде представлено результати моделювання для такого пуансону.

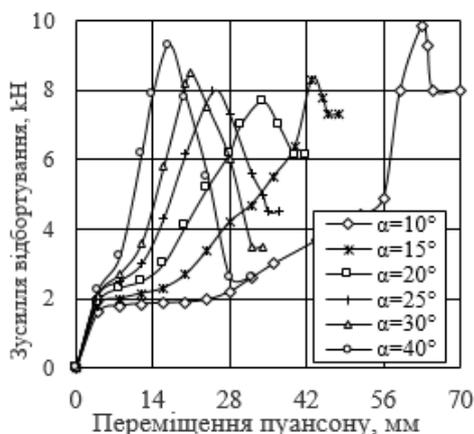


Рис. 6. Зусилля від переміщення пуансонів при відбортуванні пуансонами з різним кутом конусу  $\alpha$

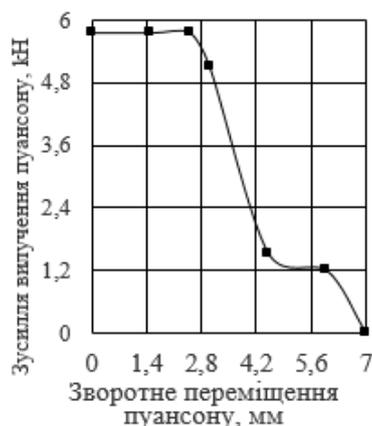


Рис. 7. Залежність зусилля вилучення пуансону з  $\alpha = 20^\circ$  із zdeформованої заготовки від його зворотного переміщення

Залежність зусилля вилучення пуансону з  $\alpha = 20^\circ$  із zdeформованої заготовки від його зворотного переміщення представлено на рис. 7. Найбільші значення зусилля вилучення виникають на початку зворотного переміщення пуансонів.

Форму і розміри фланцю після відбортування зображено на рис. 8. Показано розміри стінок в міліметрах, які отримано в програмі DEFORM, по середині на радіусі матриці і циліндричної частини, а також біля торця фланцю.

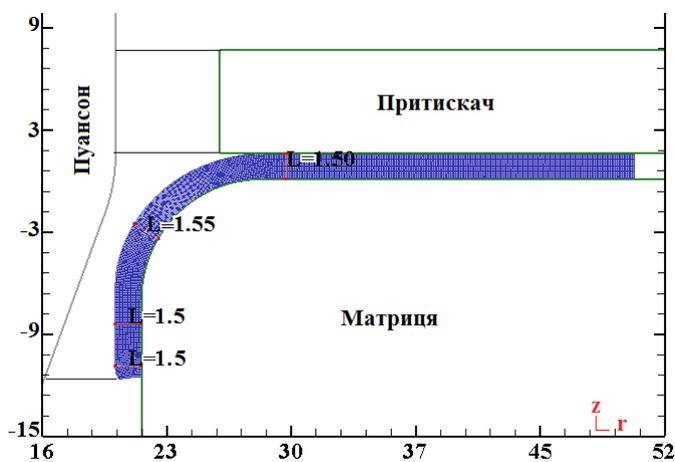


Рис. 8. Форма і розміри фланцю після відбортування

Тут і в подальшому тонкими лініями представлено деформуючий інструмент, а розміри по вісях  $r$  і  $z$  наведено в міліметрах. Використання профільованої заготовки приводить до суттєвого підвищення геометричної точності фланців в порівнянні з відбортуванням листової заготовки з постійною товщиною. В даному випадку відсутнє викривлення торця і фланці мають чітку циліндричну частину. Отриманий фланець має практично постійну товщину стінки по всій довжині, яка дорівнює товщині непрофільованої частини заготовки  $S_0 = 1,5$  мм. Тільки у стінці

на радіусі матриці спостерігається незначне потовщення стінки, яке виникає по причині зміни по лінійному закону товщини профілю вихідної заготовки і може бути усунене корегуванням профілю заготовки. При цьому відкриваються можливості значного збільшення висоти циліндричної частини фланцю шляхом виконання відбортування з потоншенням стінки.

Напружений стан при відбортуванні профільованої заготовки визначено при максимальному значенні зусилля відбортування. На рис. 9 представлено розподіли компонент напружень у здеформованій заготовці. Розподіл осьових напружень  $\sigma_z$  зображено на рис. 9, а. В зоні контакту з пуансоном і матрицею виникають стискаючі напруження у межах  $\sigma_z = -140 \dots -190$  МПа. Розтягувальні осьові напруження досягають максимальних величин  $\sigma_z = 150 \dots 200$  МПа в шарах металу біля радіусу заокруглення пуансону. У зонах контакту здеформованої заготовки з пуансоном і матрицею також виникають стискаючі радіальні напруження і досягають значень у межах  $\sigma_r = -130 \dots -170$  МПа (рис. 9, б). Розтягувальні напруження  $\sigma_r = 110 \dots 150$  МПа отримано у верхніх шарах металу стінки на радіусі заокруглення матриці. Стискаючі напруження  $\sigma_r$  характеризують питомі зусилля на пуансоні і матриці. По всьому об'єму фланця виникають розтягувальні тангенціальні напруження та досягають максимальних значень у межах  $\sigma_\theta = 150 \dots 200$  МПа в області торця фланцю (рис. 9, в). Розподіл інтенсивності напружень  $\sigma_i$  наведено на рис. 9, г. Найбільші значення у межах  $\sigma_i = 180 \dots 200$  МПа отримано в області торця фланцю. Далі по фланцю ці напруження зменшуються до величин  $\sigma_i = 100 \dots 130$  МПа у стінці на радіусі матриці.

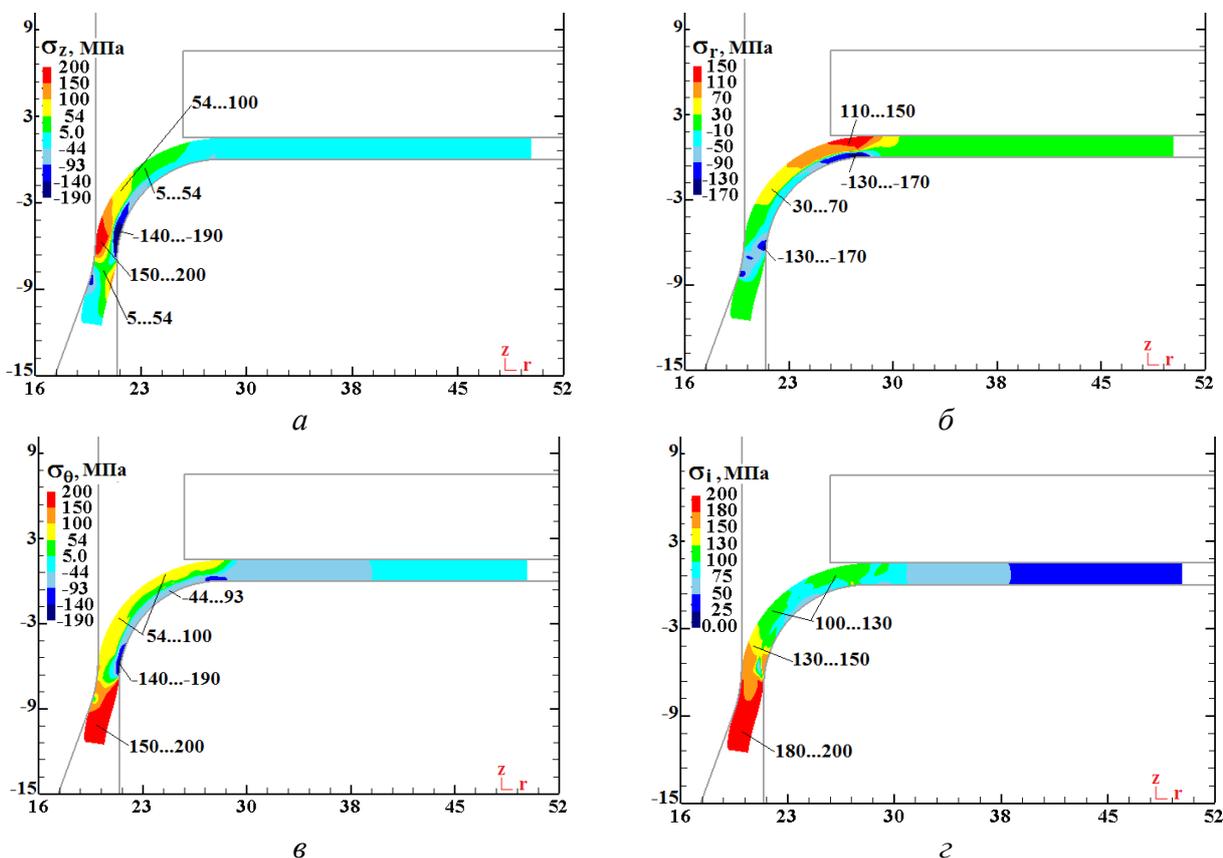


Рис. 9. Розподіли компонент напружень при максимальному зусиллі відбортування:  
а – розподіл  $\sigma_z$ , б –  $\sigma_r$ , в –  $\sigma_\theta$ , г –  $\sigma_i$

Розподіли кінцевих компонент деформацій у фланці показано на рис. 10. Значний об'єм по фланцю займають стискаючі осьові деформації з досягненням значень у межах  $\varepsilon_z = -0,29 \dots -0,35$  в області торця фланцю (рис. 10, а). В шарах металу біля радіусу матриці отримано невеликі розтягувальні деформації величиною  $\varepsilon_z = 0,044 \dots 0,1$ . Подібний вигляд розподілу і значення у циліндричній частині фланцю мають стискаючі радіальні деформації  $\varepsilon_r$  (рис. 10, б). Розтягувальні деформації у межах  $\varepsilon_r = 0,087 \dots 0,15$  виникають у верхніх шарах

металу стінки на радіусі матриці. По всьому об'єму фланцю отримано розтягувальні тангенціальні деформації  $\varepsilon_\theta$ , які досягають максимальних значень у межах  $\varepsilon_\theta = 0,52 \dots 0,6$  в області торця фланцю (рис. 10, в). Аналогічний з  $\varepsilon_\theta$  вигляд розподілу, але дещо більші величини отримано для інтенсивності деформацій  $\varepsilon_i$  (рис. 10, г).

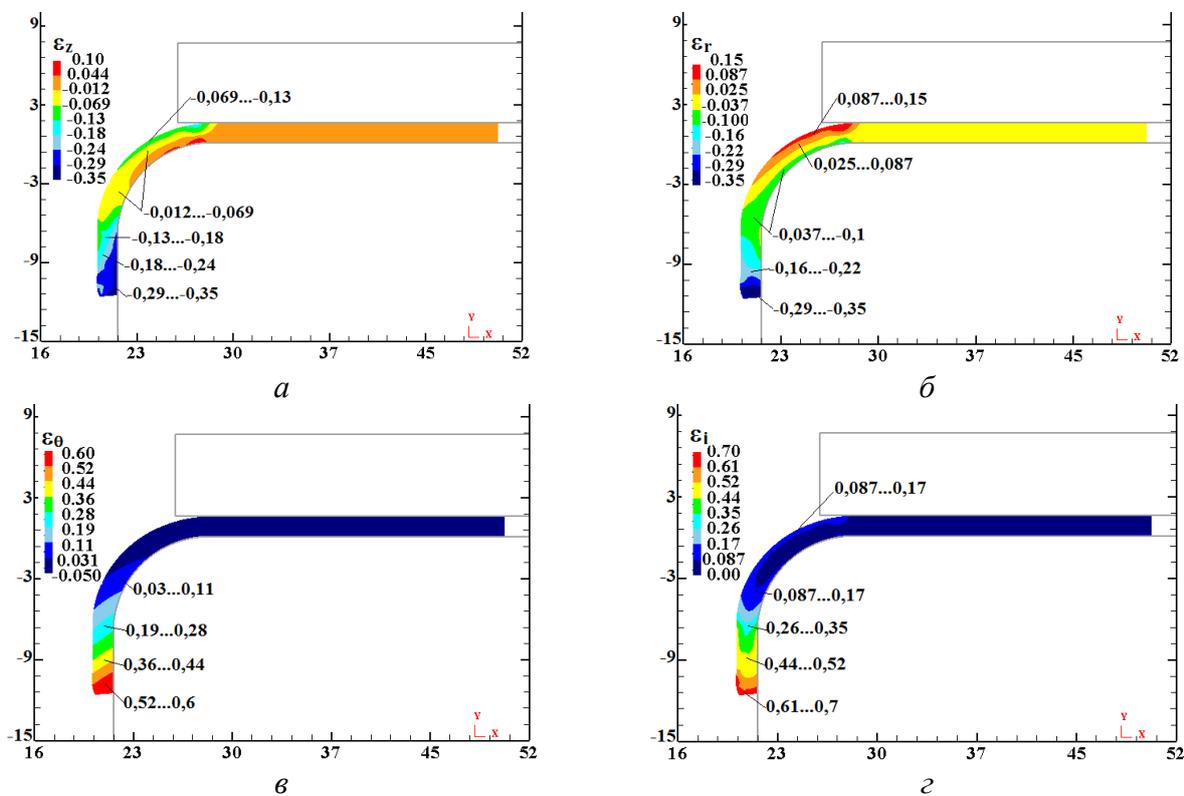


Рис. 10. Розподіли компонент деформацій у фланці: а –  $\varepsilon_z$ ; б –  $\varepsilon_r$ ; в –  $\varepsilon_\theta$ ; г –  $\varepsilon_i$

На основі результатів моделювання було спроектовано і виготовлено експериментальний штамп для виконання відбортування і виготовлення профільованої заготовки. Схеми штампу з розмірами деформуючого інструменту при відбортуванні і видавлюванні показано на рис 11. Ліворуч від вісі симетрії приведено вихідний стан, праворуч – в процесі деформування. На рис. 11, а представлено схему при відбортуванні. Профільовану заготовку 1 встановлено на матриці 2, яку розміщено на плиті 3. Заготовку 1 фіксують до матриці 2 за допомогою контейнеру 4, що кріпиться на плиті 3 з використанням різьби. Відбортування здійснюють пуансоном 5 і отримують деталь з фланцем 6.

Схему цього штампу при видавлюванні профілю на заготовці зображено на рис. 11, б. Заготовку 1 розміщено на плиті 2. На плиті 2 встановлено притискач 3 з конічною порожниною для формоутворення профілю на заготовці. Пливу 2, заготовку 1 і притискач 3 фіксують на плиті 4 контейнером 5. В отвір контейнеру 5 встановлено кільце 6 для направлення пуансону 7 при видавлюванні. При переміщенні пуансону 7, який має направлення по контейнеру 5 отримують профільовану заготовку 8.

Фотографії деталей штампу для відбортування згідно опису креслення (див. рис. 11, а) представлено на рис. 12. Експериментальний штамп для відбортування встановлювали на випробувальній машині TIRA test 2300, яка дозволяла реєструвати залежність зусилля відбортування від переміщення пуансону. В якості змащення використовували ВНИИМП 232.



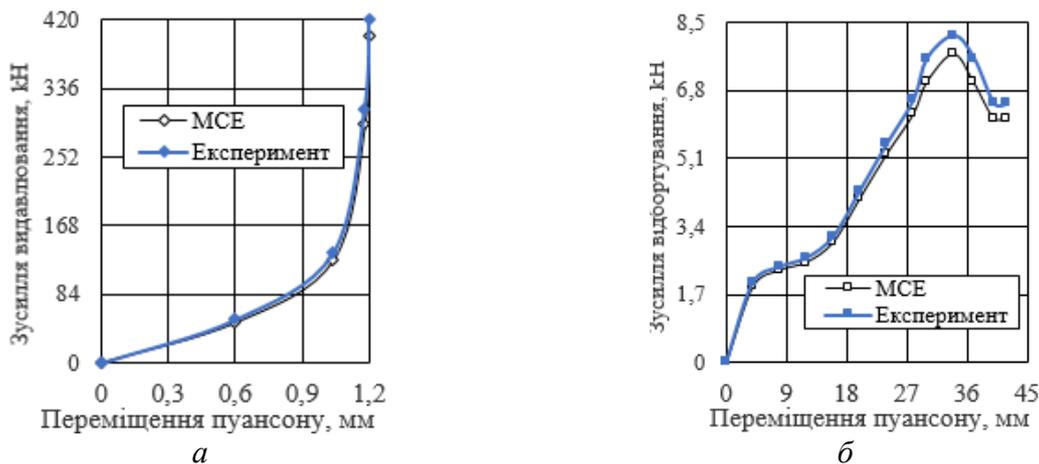


Рис. 14. Порівняння експериментальних результатів і даних моделювання по зусиллях видавлювання (а) та відбортування (б)

Для порівняння даних моделювання і експериментів по товщині стінки фланцю отримані деталі були розрізані по середині та проведено заміри товщини стінки на радіусі заокруглення, циліндричної частини і в зоні торця. Результати вимірювання товщини показано на рис. 15. Фланець після відбортування профільованої заготовки має практично однакову товщину стінки по всій довжині, викривлення відсутнє. Порівняння з результатом моделювання (див. рис. 8) показує незначне відхилення товщини на радіусі заокруглення.

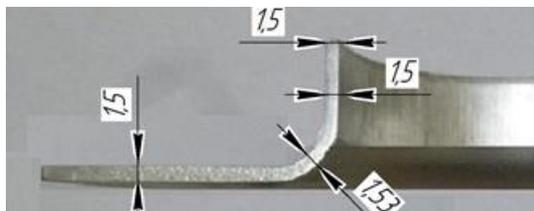


Рис. 15. Експериментальних дані по товщині стінки фланцю

## ВИСНОВКИ

З використанням методу скінченних елементів і програми DEFORM проведено моделювання процесів відбортування отворів у профільованій листовій заготовці із алюмінію AL-3003 COLD конусними пуансонами з різними кутами. Застосовано пружно-пластичну модель металу, яка дозволила провести аналіз процесів відбортування, вилучення пуансонів із zdeформованих заготовок та встановити кінцеві форму і розміри фланцю.

Встановлено вплив кута конуса  $\alpha = 10, 15, 20, 25, 30$  і  $40^\circ$  на залежності зусиль відбортування від переміщення пуансонів. Мінімальне зусилля відбортування забезпечує пуансон з кутом  $\alpha = 20^\circ$ .

Використання профільованої заготовки дозволило усунути недоліки, які характерні для відбортування отворів у традиційній заготовці. Профілювання заготовки здійснено шляхом формоутворення отвору видавлюванням з подальшим пробиванням перемички. Така заготовка має найбільшу товщину біля отвору з лінійним зменшенням товщини до вихідної на початку радіусу матриці. Застосування профільованої заготовки забезпечило при відбортуванні отримання фланцю з постійною товщиною стінки по всій довжині, яка дорівнює вихідній товщині заготовки.

Для відбортування отвору пуансоном з  $\alpha = 20^\circ$  встановлено розподіли компонент напружень при максимальному значенні зусилля відбортування та розподіли компонент кінцевих деформацій у фланці.

Використання профільованої заготовки дає можливість суттєвого збільшення висоти циліндричної частини фланців шляхом подальшого виконання відбортування з потоншення стінки. Отримані фланці мають підвищені механічні властивості завдяки додатковому пропрацюванню структури металу холодною пластичною деформацією на стадії формоутворення отвору видавлюванням.

По результатах моделювання спроектовано і виготовлено штамп з комплектом інструменту для отримання видавлюванням профілю на заготовці та здійснення відбортування. Результати проведених експериментів показали хорошу узгодженість результатів моделювання по зусиллях видавлювання і відбортування та по товщині стінки отриманого фланцю.

### СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. Ленинград: Машиностроение. Ленингр. отделение, 1979. 520 с.
2. Ковка и штамповка: Справочник. В 4-х т. / Ред. совет: Е.И. Семенов (пред.) и др. Москва: Машиностроение, 1985-1987. Т. 4: Листовая штамповка / под ред. А.Д. Матвеева. 544 с.
3. Справочник конструктора штампов: Листовая штамповка / под общ. ред. Л.И. Рудмана. Москва: Машиностроение, 1988. 496 с.
4. Калужний О.В., Калужний В.Л. Інтенсифікація формоутворюючих процесів холодного листового штампування. Київ: ТОВ «Сік Груп Україна», 2015. 292 с.
5. Huang Y., Chien K. Influence of the punch profile on the limitation of formability in the hole-flanging process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. Vol. 117. Issues 1-2, pp. 43-51. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)01060-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)01060-3).
6. Thipprakmas S., Jin M., Murakawa M. Study on flanged shapes in fineblanked-hole flanging process (FB-hole flanging process) using finite element method (FEM). *Journal of Materials Processing Technology*. 2007. Vol. 192-193, pp. 128-133. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.04.040>.
7. Krichen A., Kacem A., Hbaieb M. Blank-holding effect on the hole-flanging process of sheet aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011. Vol. 211. Issue 4, pp. 619-626. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.11.018>.
8. Kacem A., Krichen A., Manach P.Y. Occurrence and effect of ironing in the hole-flanging process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011. Vol. 211, Issue 10, pp. 1606-1613. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.04.017>.
9. Thipprakmas S., Phanitwong W. Finite element analysis of flange-forming direction in the hole flanging process. *The International Journal Advanced Manufacturing Technology*. 2012. Vol. 61, pp. 609-620. <https://doi.org/10.1007/s00170-011-3721-8>.
10. Lin Q., Dong W., Wang Z., Hirasawa K. A new hole-flanging method for thick plate by upsetting process. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 2014. Vol. 24, Issue 7, pp. 2387-2392. [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(14\)63361-6](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(14)63361-6).
11. Dewang Y., Hora M.S., Panthi S.K. Finite Element Analysis of Non-axisymmetric Stretch Flanging Process for Prediction of Location of Failure. *Procedia Materials Science*. 2014. Vol. 5, pp. 2054-2062. <https://doi.org/10.1016/j.mspro.2014.07.539>.
12. Soussi H., Masmoudi N., Krichen, A. Analysis of geometrical parameters and occurrence of defects in the hole-flanging process on thin sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*. 2016. Vol. 234, pp. 228-242. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.03.027>.
13. Dewang Y., Purohit R., Tenguria N. A study on sheet metal hole-flanging process. *Materialstoday Proceedings*. 2017. Vol. 4, Issue 4, Part D, pp. 5421-5428. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.05.053>
14. Morales-Palma D., Borrego M., Martínez-Donaire A., Centeno G., Vallellano C. (2018). Optimization of hole-flanging by single point incremental forming in two stages. *Materials*, 11(10), 2029. <https://doi.org/10.3390/ma11102029>.
15. Laugwitz M., Voswinkel H., Hirt G., Bambach M. Development of tooling concepts to increase geometrical accuracy in high speed incremental hole flanging. *International Journal of Material Forming*. 2018. Vol. 11, pp. 471-477. <https://doi.org/10.1007/s12289-017-1356-5>.
16. Martínez-Donaire A.J., Borrego M., Morales-Palma D., Centeno G., Vallellano C. Analysis of the influence of stress triaxiality on formability of hole-flanging by single-stage SPIF. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2019. Vol. 151, pp. 76-84. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.11.006>.
17. Besong L.I., Buhl J., Bambach M. Investigations on hole-flanging by paddle forming and a comparison with single point incremental. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2019. Vol. 164, 105143. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci>.
18. Liu Y., Shu Y., Chen H., Zhang Z. Deformation characteristics analysis of the fine blanking-extrusion flanging process. *Procedia Manufacturing*. 2020. Vol. 50, pp. 129-133. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.08.024>.
19. J. Zejda V., Peterkova E., Cisarova M. Influence of initial hole preparation on properties and limits in hole flanging. *MM Science Journal*. 2020. [https://doi.org/10.17973/MMSJ.2020\\_12\\_2020065](https://doi.org/10.17973/MMSJ.2020_12_2020065).
20. Besong, L.I., Buhl, J., Bambach, M. Increasing formability in hole-flanging through the use of punch rotation based on temperature and strain rate dependent forming limit curves. *International Journal of Material Forming*. 2022. Vol. 15 (37). <https://doi.org/10.1007/s12289-022-01684-6>.
21. Seyyedi S. E., Gorji H., Bakhshi-Jooybari M., Mirnia M. J. Comparison between conventional press-working and incremental forming in hole-flanging of AA6061-T6 sheets using a ductile fracture model *International Journal of Solids and Structures*. 2023. Vol. 270. 112225. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2023>.
22. Wang H., Yan Z., Xiao A., Yu Z., Chen X., Cui X. Improvement of flanging accuracy with small spring back and

service performance of AA7075 using high-speed forming. *Journal of Manufacturing Processes*. 2024. Vol. 119, pp. 790-805. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2024.03.107>.

## REFERENCES

1. Romanovsky V.P. Handbook of Cold Forming. Leningrad: Mechanical Engineering. 1979. 520 p. (in Russian).
2. Forging and stamping: Directory: In 4 volumes; Vol. 4. Sheet stamping Ed. advice: E.I. Semenov (chairman) and others / Ed. hell. A. D. Matveeva;. Moscow: Mechanical Engineering. 1985-1987. 544 p. (in Russian).
3. Die designer's handbook: Sheet stamping (1988). Ed. hell. L. I. Rudmana. Moscow: Mechanical Engineering, 496 pp. (in Russian).
4. Kaliuzhnyi A.V., Kaliuzhnyi V.L. Intensification of form-building processes of cold sheet stamping. Kyiv: Sik Group Ukraine LLC. 2015. 292 p. (in Russian).
5. Huang Y., Chien K. Influence of the punch profile on the limitation of formability in the hole-flanging process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. Vol. 117. Issues 1-2, pp. 43-51. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)01060-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)01060-3).
6. Thipprakmas S., Jin M., Murakawa M. Study on flanged shapes in fineblanked-hole flanging process (FB-hole flanging process) using finite element method (FEM). *Journal of Materials Processing Technology*. 2007. Vol. 192-193, pp. 128-133. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.04.040>.
7. Krichen A., Kacem A., Hbaieb M. Blank-holding effect on the hole-flanging process of sheet aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011. Vol. 211. Issue 4, pp. 619-626. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.11.018>.
8. Kacem A., Krichen A., Manach P.Y. Occurrence and effect of ironing in the hole-flanging process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011. Vol. 211, Issue 10, pp. 1606-1613. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.04.017>.
9. Thipprakmas S., Phanitwong W. Finite element analysis of flange-forming direction in the hole flanging process. *The International Journal Advanced Manufacturing Technology*. 2012. Vol. 61, pp. 609-620. <https://doi.org/10.1007/s00170-011-3721-8>.
10. Lin Q., Dong W., Wang Z., Hirasawa K. A new hole-flanging method for thick plate by upsetting process. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 2014. Vol. 24, Issue 7, pp. 2387-2392. [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(14\)63361-6](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(14)63361-6).
11. Dewang Y., Hora M.S., Panthi S.K. Finite Element Analysis of Non-axisymmetric Stretch Flanging Process for Prediction of Location of Failure. *Procedia Materials Science*. 2014. Vol. 5, pp. 2054-2062. <https://doi.org/10.1016/j.mspro.2014.07.539>.
12. Soussi H., Masmoudi N., Krichen, A. Analysis of geometrical parameters and occurrence of defects in the hole-flanging process on thin sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*. 2016. Vol. 234, pp. 228-242. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.03.027>.
13. Dewang Y., Purohit R., Tenguria N. A study on sheet metal hole-flanging process. *Materialstoday Proceedings*. 2017. Vol. 4, Issue 4, Part D, pp. 5421-5428. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.05.053>
14. Morales-Palma D., Borrego M., Martínez-Donaire A., Centeno G., Vallellano C. (2018). Optimization of hole-flanging by single point incremental forming in two stages. *Materials*, 11(10), 2029. <https://doi.org/10.3390/ma11102029>.
15. Laugwitz M., Voswinckel H., Hirt G., Bambach M. Development of tooling concepts to increase geometrical accuracy in high speed incremental hole flanging. *International Journal of Material Forming*. 2018. Vol. 11, pp. 471-477. <https://doi.org/10.1007/s12289-017-1356-5>.
16. Martínez-Donaire A.J., Borrego M., Morales-Palma D., Centeno G., Vallellano C. Analysis of the influence of stress triaxiality on formability of hole-flanging by single-stage SPIF. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2019. Vol. 151, pp. 76-84. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.11.006>.
17. Besong L.I., Buhl J., Bambach M. Investigations on hole-flanging by paddle forming and a comparison with single point incremental. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2019. Vol. 164, 105143. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci>.
18. Liu Y., Shu Y., Chen H., Zhang Z. Deformation characteristics analysis of the fine blanking-extrusion flanging process. *Procedia Manufacturing*. 2020. Vol. 50, pp. 129-133. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.08.024>.
19. Rihacek J., Zejda V., Peterkova E., Cisarova M. Influence of initial hole preparation on properties and limits in hole flanging. *MM Science Journal*. 2020. [https://doi.org/10.17973/MMSJ.2020\\_12\\_2020065](https://doi.org/10.17973/MMSJ.2020_12_2020065).
20. Besong, L.I., Buhl, J., Bambach, M. Increasing formability in hole-flanging through the use of punch rotation based on temperature and strain rate dependent forming limit curves. *International Journal of Material Forming*. 2022. Vol. 15 (37). <https://doi.org/10.1007/s12289-022-01684-6>.
21. Seyyedi S. E., Gorji H., Bakhshi-Jooybari M., Mirnia M. J. Comparison between conventional press-working and incremental forming in hole-flanging of AA6061-T6 sheets using a ductile fracture model *International Journal of Solids and Structures*. 2023. Vol. 270. 112225. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2023>.
22. Wang H., Yan Z., Xiao A., Yu Z., Chen X., Cui X. Improvement of flanging accuracy with small spring back and service performance of AA7075 using high-speed forming. *Journal of Manufacturing Processes*. 2024. Vol. 119, pp. 790-805. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2024.03.107>.

**Kaliuzhnyi O., Kaliuzhnyi V., Chuchin O. Influence of the cone punch angle on the flanging of holes in a profiled sheet billet**

In this article, the influence of the cone punch angle on the processes of axisymmetric flanging of holes in a profiled aluminum sheet billet AL-3003 COLD was studied using the finite element method and DEFORM software. The profiled billet was obtained by forming a hole by extrusion with punching of a bridge and has a maximum thickness near the hole with a subsequent linear decrease in thickness to the original one at the radius of the die. The use of a profiled billet results in a flange with a constant wall thickness along the length equal to the thickness of the original billet. An elastic-plastic model of metal was used for modeling. The dependence of the forces of flanging and punching on their displacement was determined. A punch with an angle at the top of the cone of 40° provides the minimum flanging force. For such a punch, the distributions of stress components in the deformed workpiece at the maximum flanging force and the distributions of the final deformation components in the flange are determined. The shape and dimensions of the flange after flanging and punch removal are shown. Based on the modeling data, a stamp with a set of tools for conducting experimental studies on the manufacture of a profiled billet and flanging was designed and manufactured. The experimental results showed good agreement with the modeling data in terms of extrusion forces, flanging and flange dimensions. At the same time, the flange has an advantage in strength due to the improvement of the macrostructure when the hole is formed by extrusion. The possibility of a significant increase in the height of the cylindrical part was obtained due to the subsequent implementation of stretching with thinning.

**Keywords:** profiled billet, flanging, finite element method, forces, stresses, deformations, flange shape and dimensions.

**Калюжний Олександр Володимирович** – канд. техн. наук, доц., ТОВ «Академія навчання ІТ»  
**Kaliuzhnyi Alexander** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, IT Education Academy  
E-mail: [alexandr.kaliuzhnyi@itea.ua](mailto:alexandr.kaliuzhnyi@itea.ua)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4526-6473>

**Калюжний Володимир Леонідович** – д-р техн. наук, проф., НТУУ «КПІ»  
**Kaliuzhnyi Volodymyr** – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, NTUU "KPI"  
E-mail: [kwl\\_2011@ukr.net](mailto:kwl_2011@ukr.net)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4904-8879>

**Чучин Олег Володимирович** – канд. техн. наук, ст. викладач, ДДМА  
**Chuchin Oleg** – Candidate of Technical Science, Senior Lecturer of DSEA  
E-mail: [ovch2111@gmail.com](mailto:ovch2111@gmail.com)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-9728-9925>

ТОВ «Академія навчання ІТ», Київ  
"IT Training Academy" LLC, Kyiv

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

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ-Тернопіль.  
DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

Стаття надійшла до редакції 10.07.24 р.

Калюжний О. В.  
Калюжний В. Л.  
Левченко В. М.

## ВІДБОРТУВАННЯ ОТВОРУ В ДОННІЙ ЧАСТИНІ ПОРОЖНИСТОГО НАПІВФАБРИКАТУ ПІСЛЯ ВИТЯГУВАННЯ

*В статті представлено результати дослідження, отримані за допомогою методу скінченних елементів і програми DEFORM при моделюванні процесу вісесиметричного відбортування з утворенням борту по контуру отвору у донній частині круглого порожнистого напівфабрикату, витягнутого з листової заготовки із сталі AISI-1010COLD. Враховано потоншення та деформації у донній частині після витягування. Використано пружно-пластичну модель металу. Досліджено вплив радіусу матриці на параметри відбортування. Виконано аналіз формоутворення відбортуванням та вилучення пуансону із борта. Отримано залежності зусиль відбортування і вилучення від переміщення пуансону. Показано, що зменшення радіусу матриці призводить до зростання зусилля відбортування, яке досягає максимуму при різних переміщеннях пуансонів. З урахуванням пружної деформації визначено форму і розміри бортів. Встановлено, що при відбортуванні має місце викривлення і потоншення стінки бортів. Викривлення, потоншення та пружна деформація стінки збільшуються при зменшенні радіусу матриці. Отримано розподіли компонент напружень при максимальній величині зусилля відбортування. Показано, що при відбортуванні найбільші значення мають розтягувальні тангенціальні напруження. Визначено розподіли компонент кінцевих деформацій і ступеню використання ресурсу пластичності у zdeформованому металі бортів. Встановлено, що радіус матриці несуттєво впливає на деформований стан при відбортуванні, а ресурс пластичності практично вичерпується у внутрішніх і зовнішніх шарах металу в області торців стінок бортів. Пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією у бортах оцінено за величиною інтенсивності деформацій. За даними моделювання спроектовано і виготовлено штамп для відбортування. Проведено експерименти по відбортуванню на гідравлічному пресі. Результати експериментів показали узгодженість з розрахунковими даними.*

**Ключові слова:** порожнистий напівфабрикат, відбортування отвору, метод скінченних елементів, зусилля, напруження, деформації, ресурс пластичності.

Раціональна технологія виготовлення ємностей різного об'єму для нагрівання води включає наступні операції. Шляхом витягування за один перехід з листових заготовок отримують порожнисті напівфабрикати з подальшою обрізкою торців стінок. В одному із напівфабрикатів на вісі донної частини виконують отвір та здійснюють відбортування – операцію по утворенню борта по контуру отвору. Потім за допомогою зварювання порожнистого напівфабрикату і напівфабрикату з бортом їх з'єднують між собою для утворення ємності.

Визначення параметрів відбортування на основі виробничого досвіду достатньо добре описано в джерелах [1–3]. Під час відбортування відбувається потоншення стінки борту. При цьому має місце відхід стінки борта від поверхні матриці при вилученні пуансону, що призводить до місцевого викривлення стінки. Зменшення різновисочинності стінки борту, усунення викривлення стінки та створення можливості отримання товщини стінки, яка дорівнює товщині заготовки, можна забезпечити шляхом використання попередньо спрофільованої заготовки [4]. Попереднє профілювання заготовки здійснюють при отриманні отвору для відбортування.

Використання методу скінченних елементів (МСЕ) для моделювання відбортування дозволяє встановити параметри такого процесу та визначити форму і розміри бортів. В роботі [5] МСЕ в пружно-пластичній постановці було використано для розрахунку відбортування отворів у круглих заготовках із маловуглецевої сталі. Показано можливість прогнозування граничного формоутворення і форми бортів. Результати моделювання порівняно з даними експериментів.

Авторами [6] за допомогою МСЕ досліджено вплив якості поверхні отвору на відбортування бортів. Низька якість поверхні призводить до утворення тріщин при відбортуванні, а покращена якість забезпечує збільшення висоти бортів.

З використанням пружно-пластичної моделі МСЕ та експериментального аналізу в джерелі [7] було досліджено вплив притискання заготовки на процес відбортування отворів

в алюмінієвому сплаві. Результати експериментів продемонстрували, що скінченно-елементна модель може бути використана для визначення відповідних умов отримання заготовки в кожному конкретному випадку відбортування.

Пружно-пластична скінченно-елементна модель з урахуванням анізотропії разом з експериментами та аналітичними розв'язками була проаналізована в роботі [8] по відбортуванню отворів в тонколистовому металі. Досліджено вплив діаметру отвору на геометричні параметри бортиків і запропоновано практичні діаграми для визначення параметрів відбортування.

Новий і гнучкий процес інкрементного відбортування отворів в листі із AA7075-O досліджено в джерелі [9]. При такому відбортуванні, як показало числове моделювання, спостерігається покращення формоутворення бортиків, але має місце низька якість бортиків та суттєво збільшується час на відбортування.

Авторами [10] було створено скінченно-елементну модель і перевірено шляхом порівняння з експериментальними результатами для дослідження відбортування отворів і утворення бортиків. Всебічно проаналізовано навантаження, течію металу та розподіл пошкоджень під час процесу формоутворення, а також виявлено взаємозв'язок між товщиною заготовки і товщиною стінки та висотою борту.

За допомогою числового моделювання та експериментів в роботі [11] розглянуто високошвидкісне відбортування отворів в заготовках із алюмінієвого сплаву AA7075. Таке відбортування призводить до усунення викривлення стінки та збільшення висоти бортиків.

З аналізу літературних джерел слідує, що для визначення параметрів відбортування бортиків і встановлення їх розмірів необхідно виконувати моделювання МСЕ з використанням пружно-пластичної моделі металу для конкретних розмірів борту в деталі.

Метою роботи є визначення за допомогою МСЕ параметрів відбортування борту у віссиметричному порожнистому напівфабрикаті із маловуглецевої сталі. Завданнями досліджень передбачено встановлення впливу радіусу матриці на зусилля відбортування і зусилля вилучення пуансону із zdeформованої заготовки, форму і розміри бортиків, напружено-деформований стан при відбортуванні. Також необхідно провести експериментальні дослідження з отримання бортиків у напівфабрикаті та виготовлення ємності для нагрівання води.

Розміри напівфабрикату з отвором для відбортування наведено на рис. 1. Розрахунки були проведені за допомогою моделювання з використанням скінченно-елементної програми

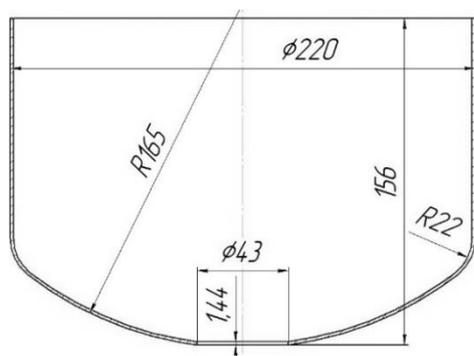


Рис. 1. Ескіз напівфабрикату з отвором для відбортування

DEFORM, циліндричної системи координат та пружно-пластичної моделі металу. Швидкість деформування (швидкість переміщення пуансону) складала  $V_0 = 2$  мм/с. Тертя на контактуючих поверхнях з абсолютно жорстким деформуючим інструментом було враховано по Кулону з величиною коефіцієнту тертя  $\mu = 0,08$ . Досліджено вплив радіусу матриці величиною 3, 5 і 7 мм.

Виконано моделювання процесів відбортування і вилучення пуансонів із zdeформованого напівфабрикату. Розрахункові схеми в розрізі на початку і в кінці відбортування та після вилучення пуансону зображено на рис. 2. На рис. 2, а показано схему на початку відбортування. Порожнистий напівфабрикат 1, який отримано витягуванням, та має отвір розмі-

щено в матриці 2 з притискачем 3. При опусканні пуансону 4 із сферичним торцем здійснюється відбортування отвору з отриманням борту 5 (рис. 2, б). Вилучення пуансону відбувається при його зворотному переміщенні (рис. 2, в).

Силкові режими при відбортуванні наведено на рис. 3. Залежність зусилля відбортування від переміщення пуансону зображено на рис. 3, а. Збільшення радіусу матриці призводить до зменшення зусилля відбортування та зростання переміщення пуансону, при якому зусилля відбортування досягає максимального значення. Для відбортування в матриці з  $R = 3$  мм

це значення складо 17,3 кН при переміщенні пуансону 20 мм, для  $R = 5$  мм отримано 15,3 кН при переміщенні пуансону 18 мм, а для  $R = 7$  мм – 14,6 кН при переміщенні 16 мм.

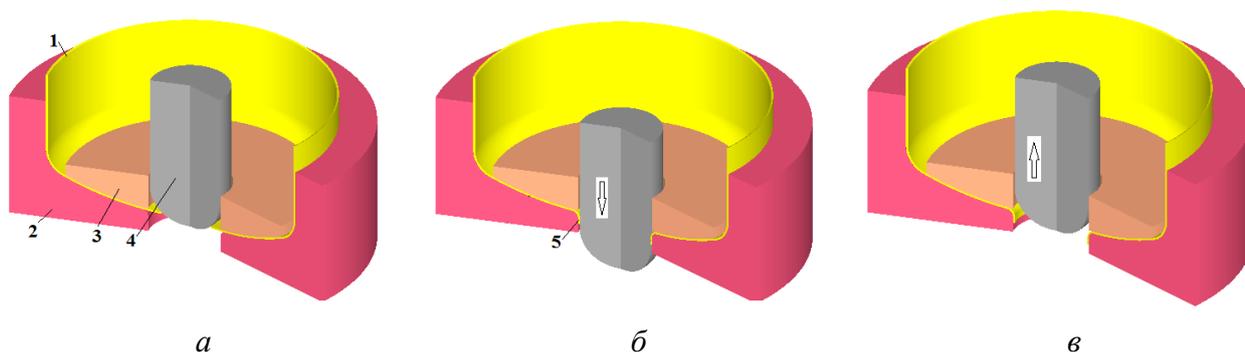


Рис. 2. Розрахункові схеми в розрізі при відбортуванні:

*a* – на початку відбортування, *б* – в кінці відбортування, *в* – після вилучення пуансону

Залежності зусилля вилучення пуансонів від їх зворотного переміщення зображено на рис. 3, *б*. Найбільші значення зусилля вилучення виникають на початку зворотного переміщення пуансонів і досягають величин, які складають 11 % від зусилля відбортування.

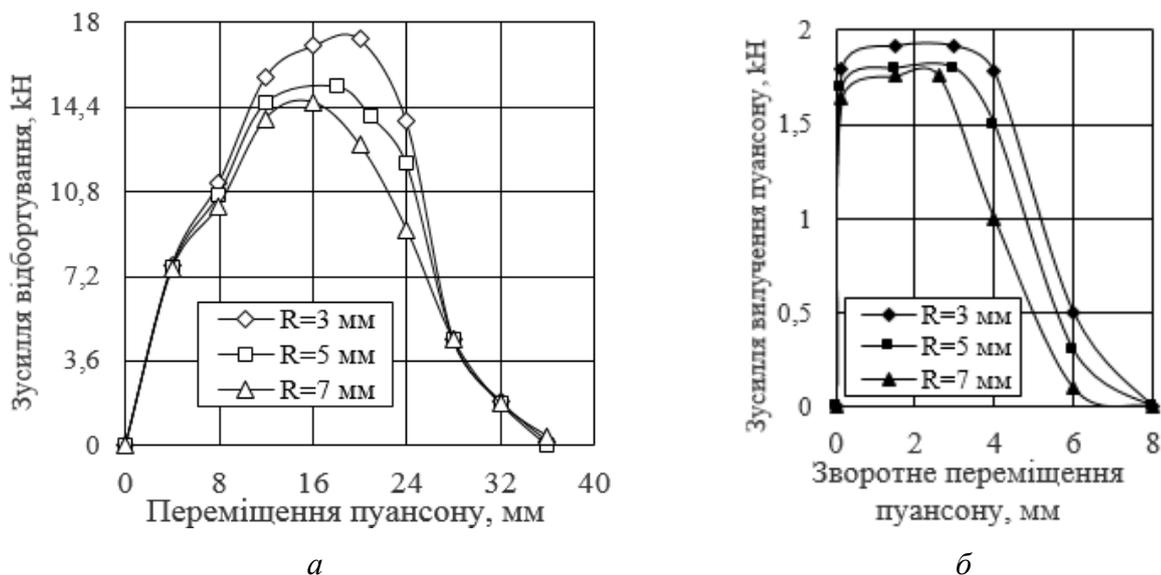


Рис. 3. Зусилля при відбортуванні:

*a* – залежність зусилля відбортування від переміщення пуансонів, *б* – залежність зусилля вилучення пуансонів від їх зворотного переміщення

Форму і розміри бортів після відбортування в матрицях з різним радіусом заокруглення  $R$  зображено на рис. 4. Наведено в міліметрах розміри товщини стінок ( $L$ ) та відхилення торців стінок ( $I$ ) від поверхонь матриць після вилучення пуансонів. Радіус  $R$  практично не впливає на форму і розміри бортів. На самому радіусі заокруглення матриці товщина стінки зменшується до  $L = 1,4$  мм. Циліндрична частина бортів має товщину  $L = 1,29$  мм, а в області торцю отримано  $L = 1,19$  мм. Після вилучення пуансону із борту торець стінки має відставання від матриці (викривлення)  $I = 0,29$  мм.

Напружений стан у zdeформованому металі визначено при максимальному зусиллі відбортування. На рис. 5 представлено розподіли компонент напружень у zdeформованому борту при відбортуванні в матриці з  $R = 5$  мм. Розподіл осьових напружень  $\sigma_z$  зображено на рис. 5, *a*. В зоні контакту з пуансоном виникають стискаючі напруження у межах  $\sigma_z = -470$ – $600$  МПа.

В іншій частині борта отримано розтягувальні напруження  $\sigma_z$ , максимальні значення яких знаходяться у зовнішніх шарах металу циліндричної частини стінки та досягають величин  $\sigma_z = 320\text{--}450$  МПа.

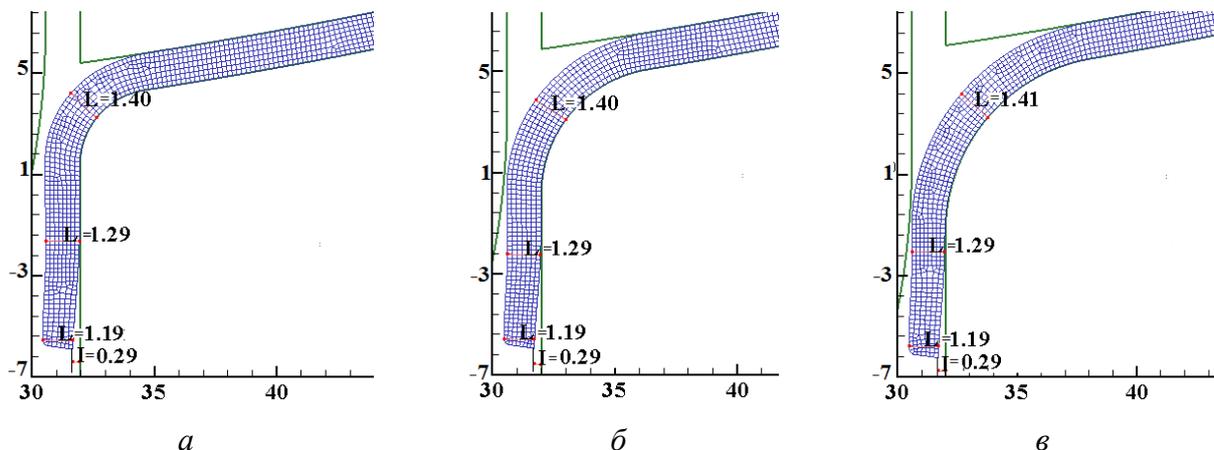


Рис. 4. Форма і розміри бортів після відбортування в матрицях з різним радіусом заокруглення  $R$ :

$a - R = 3$  мм,  $b - R = 5$  мм,  $v - R = 7$  мм

Розподіл радіальних напружень  $\sigma_r$  наведено на рис. 5, б. У більшій частині борта ці напруження стискаючі і досягають значень у межах  $\sigma_r = -460\text{--}600$  МПа в шарах металу на радіусі матриці. У внутрішніх шарах в цьому місці отримано розтягувальні напруження  $\sigma_r = -370\text{--}510$  МПа. Тангенціальні напруження у zdeформованому борту розтягувальні та досягають максимальних значень  $\sigma_\theta = 520\text{--}650$  МПа в області торцю борта (рис. 5, в). В шарах металу на радіусі матриці такі напруження стають стискаючими у межах  $\sigma_\theta = -270\text{--}410$  МПа.

Розподіл інтенсивності напружень  $\sigma_i$  наведено на рис. 5, г. В області торцю борта отримано  $\sigma_i = 480\text{--}550$  МПа з подальшим зменшенням до  $\sigma_i = 340\text{--}550$  МПа по довжині борту у місці, яке розташоване на радіусі матриці.

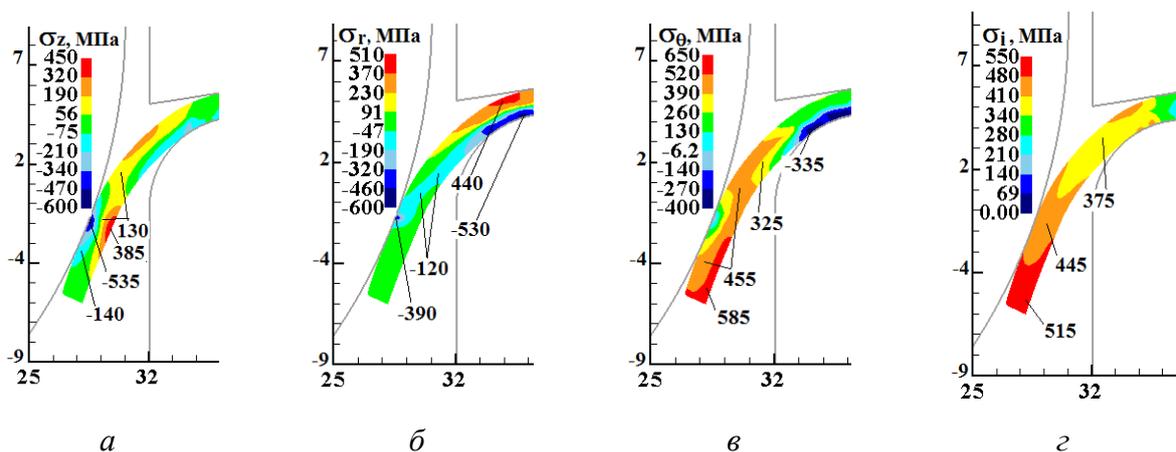


Рис. 5. Розподіли компонент напружень при максимальному зусиллі відбортування в матриці з  $R = 5$  мм:

$a - \sigma_z$ ,  $b - \sigma_r$ ,  $v - \sigma_\theta$ ,  $г - \sigma_i$

Розподіли компонент деформацій та ступеню використання ресурсу пластичності у металі борта після відбортування в матриці з  $R = 5$  мм наведено на рис. 6. Більшу частину борта займають стискаючі осьові деформації  $\varepsilon_z$  з досягненням значення  $\varepsilon_z = -0,16\text{--}0,2$  в області торцю борта (рис. 6, а). В шарах металу в зоні радіусу матриці отримано невеликі розтягувальні деформації  $\varepsilon_z$ . Аналогічних величин у борту досягають стискаючі радіальні деформації  $\varepsilon_r$

(рис. 6, *а*). Розтягувальні деформації  $\varepsilon_z$  виникають в верхніх шарах металу стінки на радіусі матриці. По всій довжині циліндричної частини борта отримано розтягувальні тангенціальні деформації  $\varepsilon_\theta$  (рис. 6, *в*). Найбільші значення у межах  $\varepsilon_\theta = 0,34\text{--}0,38$  зосереджено в області торцю борта. Аналогічний вигляд розподілу і величини отримано для інтенсивності деформацій  $\varepsilon_i$  (рис. 6, *з*). Інтенсивне пропрацювання структури металу пластичною деформацією циліндричної частини стінки зростає, починаючи з верхньої зони цієї частини.

Результатом напружено-деформованого стану є розподіл ступеню використання ресурсу пластичності  $\psi$  у zdeформованому металі борта (рис. 6, *д*). Найбільші величини у межах  $\psi = 0,85\text{--}0,97$  отримано в шарах металу зі сторони внутрішньої і зовнішньої поверхонь борта. Виникнення тріщин починається при  $\psi = 1$ . Таким чином формоутворення борту відбувається без руйнування металу.

На основі результатів моделювання було спроектовано і виготовлено деформуючий інструмент для виконання відбортування в існуючому штампі для витягування порожнистих напівфабрикатів, з яких виготовляється ємність для нагрівання води. На рис. 7 зображено конструкцію штампі для проведення експериментальних досліджень по відбортуванню. Штамп складається з нижньої 1 та верхньої 2 плит. На плиті 1 встановлено чотири опори 3, які вкручено в матрицю для витягування 4, та зафіксовано гвинтами 18. На матриці 4 розміщено притискач 5 та закріплено гвинтами 15. В нижній частині матриці 4 прикріплено болтами 16 чотири корпуси 6, в яких розміщено чотири рухомі повзушки 7, що спираються на пружини 17. Також на плиті 1 встановлено матрицю для відбортування 8 і зафіксовано гвинтами 18. До верхньої плити 2 прикріплено втулку 9 за допомогою гвинта 10, який вкручено в пуансон для відбортування 11. Пуансон 11 спирається на плиту 12. В плиті 12 розміщено чотири гвинти 19 для утримання притискача 13. Зусилля притискання порожнистого напівфабрикату до матриці 8 при відбортуванні створюється поліуретановим кільцем 14.

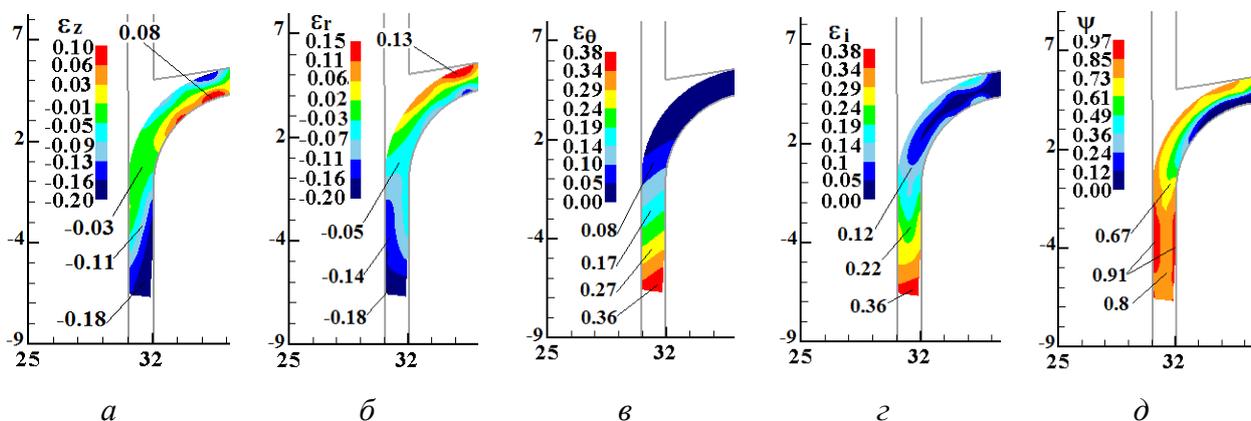


Рис. 6. Розподіли осьових  $\varepsilon_z$ , радіальних  $\varepsilon_r$ , тангенціальних  $\varepsilon_\theta$  деформацій та інтенсивності деформацій  $\varepsilon_i$  і ступеню використання ресурсу пластичності  $\psi$  у борту після відбортування в матриці з  $R = 5$  мм:

*a* –  $\varepsilon_z$ , *б* –  $\varepsilon_r$ , *в* –  $\varepsilon_\theta$ , *з* –  $\varepsilon_i$ , *д* –  $\psi$

На рис. 8 представлено експериментальне оснащення для отримання порожнистих напівфабрикатів і виконання відбортування, отримані напівфабрикати та ємність для нагрівання води. Штамп для витягування і виконання відбортування, який встановлено на гідравлічному пресі ДБ2432 зображено на рис. 8, *а*. Порожністі напівфабрикати після витягування показано на рис. 8, *б*. На рис. 8, *в* наведено матрицю з радіусом заокруглення  $R = 5$  мм і пуансон для здійснення відбортування. Напівфабрикати після відбортування бортів наведено на рис. 8, *з*. Руйнування бортів при відпрацюванні відбортування не спостерігалось. Ємність для нагрівання води, яка утворена зварюванням напівфабрикатів після витягування і відбортування зображено на рис. 8, *д*.

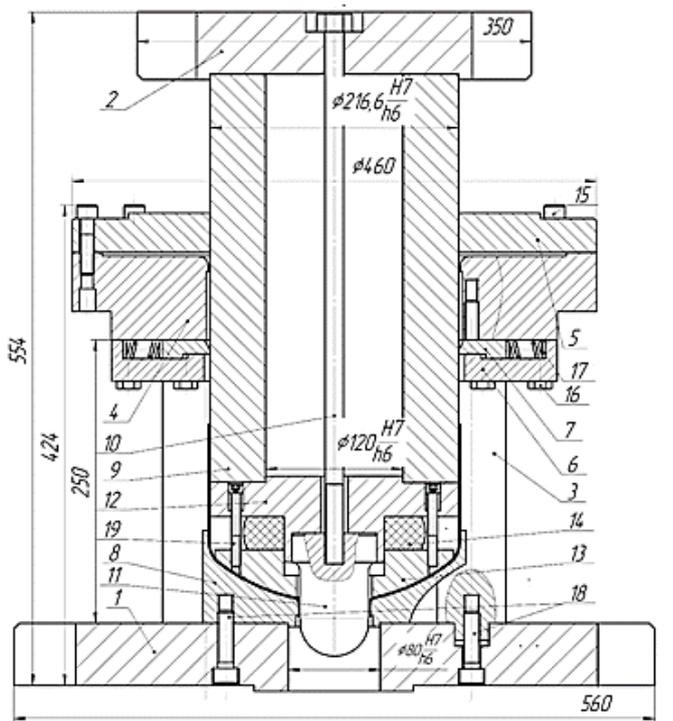


Рис. 7. Конструкція штампу для відбортування борта у порожнистому напівфабрикаті з отвором

Фотографію фрагменту розрізаної донної частини з бортом з позначеннями розмірів стінки в міліметрах показано на рис. 9. Наведені розміри стінки практично не відрізняються від результатів моделювання (див. рис. 4, б).

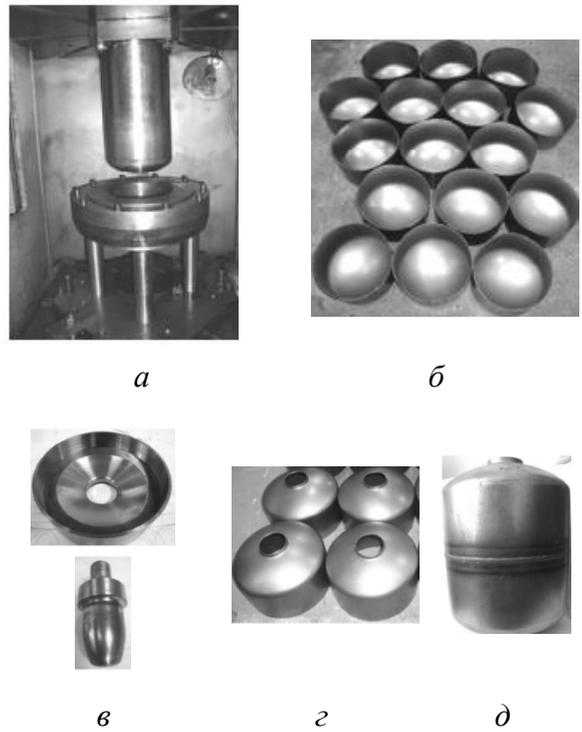


Рис. 8. Експериментальне оснащення, отримані напівфабрикати та ємність для нагрівання води

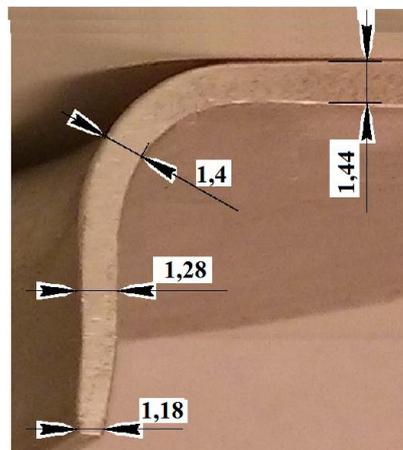


Рис. 9. Фрагмент розрізаної донної частини з бортом

### ВИСНОВКИ

За допомогою МСЕ і пружно-пластичної моделі металу в програмному комплексі DEFORM проведено розрахунковий аналіз процесу відбортування бортів у вісесиметричних порожнистих напівфабрикатах. Досліджено вплив радіусу матриці на силові параметри формоутворення бортів та напружено-деформований стан і ресурс пластичності металу.

Встановлено залежності зусиль відбортування від переміщення пуансонів та залежності зусиль вилучення пуансонів від їх зворотного переміщення. Збільшення радіусу заокруглення матриці призводить до зменшення зусиль відбортування бортів і вилучення пуансонів.

Із врахуванням пружної деформації після вилучення пуансонів визначено форму і розміри бортів. При відбортуванні відбувається потоншення стінки по довжині бортів та викривлення торцю бортів. Радіус матриці не впливає на розміри циліндричних частин бортів та викривлення торців.

Виявлено розподіли напружень при максимальній величині зусилля відбортування та кінцевий деформований стан у бортах. Радіус матриці не впливає на деформований стан бортів.

На основі даних моделювання спроектовано і виготовлено деформуючий інструмент для виконання відбортування в існуючому штампі для витягування. Проведені експериментальні дослідження по відбортуванню узгоджуються з даними розрахунків.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. Ленинград: Машиностроение. Ленингр. отделение. 1979. 520 с.
2. Ковка и штамповка: Справочник. В 4-х т. Т. 4: Листовая штамповка. Ред. совет: Е.И. Семенов (пред.). Москва: Машиностроение. 1987. 544 с.
3. Справочник конструктора штампов: Листовая штамповка. Ред. Л.И. Рудман. Москва: Машиностроение. 1988. 496 с.
4. Калюжний О.В., Калюжний В.Л. Интенсификация формоутворюючих процесів холодного листового штампування. Київ: ТОВ «Сік Груп Україна». 2015. 292 с.
5. Huang Y., Chien K. Influence of the punch profile on the limitation of formability in the hole-flanging process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001.117. 1-2, pp. 43–51. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)01060-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)01060-3)
6. Thipprakmas S., Jin M., Murakawa M. Study on flanged shapes in fine blanked-hole flanging process (FB-hole flanging process) using finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*. 2007. 192–193.10, pp. 128–133. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.04.040>.
7. Krichen A., Kacem A., Hbaieb M. Blank-holding effect on the hole-flanging process of sheet aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011.211. 4, pp. 619–626. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.11.018>.
8. Soussi H., Masmoudi N., Krichen A. Analysis of geometrical parameters and occurrence of defects in the hole-flanging process on thin sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*. 2016. 234. 8, pp. 228–242. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.03.027>.
9. Martínez-Donaire A.J., Borrego M., Morales-Palma D., Centeno G., Vallengano C. Analysis of the influence of stress triaxiality on formability of hole-flanging by single-stage SPIF. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2019. 151. 2, pp. 76–84. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.11.006>.
10. Liu Y., Shu Y., Chen H., Zhang Z. Deformation characteristics analysis of the fine blanking-extrusion flanging process. *Procedia Manufacturing*. 2020. 50, pp. 129–133. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.08.024>.
11. Wang H., Yan Z., Xiao A., Yu Z., Chen X., Cui X. Improvement of flanging accuracy with small spring back and service performance of AA7075 using high-speed forming. *Journal of Manufacturing Processes*. 2024. 119.15, pp. 790–805: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2024.03.107>.

## REFERENCES

1. Romanovsky V.P. Handbook of Cold Forming. Leningrad: Mechanical Engineering. 1979. 520 p. (*in Russian*).
2. Forging and stamping: Handbook: In 4 t.; T. 4. Sheet stamping. Ed. E.I. Semenov. Moscow: Mechanical Engineering. 1987. 544 pp. (*in Russian*).
3. Die designer's handbook: Sheet stamping. Ed. L.I. Rudman. Moscow: Mechanical Engineering. 1988. 496 pp. (*in Russian*).
4. Kalyuzhnyi A.V., Kalyuzhnyi V.L. Intensification of form-building processes of cold sheet stamping. Kyiv: Sik Group Ukraine LLC. 2015. 292 p. (*in Russian*).
5. Huang Y., Chien K. Influence of the punch profile on the limitation of formability in the hole-flanging process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. 117. 1-2, pp. 43–51. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)01060-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)01060-3).
6. Thipprakmas S., Jin M., Murakawa M. Study on flanged shapes in fine blanked-hole flanging process (FB-hole flanging process) using finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*. 2007. 192–193. 10, pp. 128–133. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.04.040>.
7. Krichen A., Kacem A., Hbaieb M. Blank-holding effect on the hole-flanging process of sheet aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011.211. 4, pp. 619–626. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.11.018>.
8. Soussi H., Masmoudi N., Krichen A. Analysis of geometrical parameters and occurrence of defects in the hole-flanging process on thin sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*. 2016. 234.8, pp. 228–242. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.03.027>.
9. Martínez-Donaire A.J., Borrego M., Morales-Palma D., Centeno G., Vallengano C. Analysis of the influence

of stress triaxiality on formability of hole-flanging by single-stage SPIF. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2019. 151. 2, pp. 76–84. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.11.006>.

10. Liu Y., Shu Y., Chen H., Zhang Z. Deformation characteristics analysis of the fine blanking-extrusion flanging process. *Procedia Manufacturing*. 2020. 50, pp. 129–133. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.08.024>.

11. Wang H., Yan Z., Xiao A., Yu Z., Chen X., Cui X. Improvement of flanging accuracy with small spring back and service performance of AA7075 using high-speed forming. *Journal of Manufacturing Processes*. 2024. 119. 15, pp. 790–805: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2024.03.107>.

**Kaliuzhnyi O., Kaliuzhnyi V., Levchenko V. Hole flanging at the bottom of the hollow semi-finished product after deep drawing.**

*In the article the research results obtained using the finite element method and the DEFORM program in simulation the process of axisymmetric flanging with forming a flange along the contour of the hole in the bottom part of a circular hollow semi-finished product drawn from a sheet workpiece from AISI-1010COLD steel are presented. Thinning and deformations in the bottom part after drawing were considered. An elastic-plastic model of the metal was used. The influence of the die radius on the flanging parameters is analyzed. An analysis of the shape forming by flanging and punch removing from the flange was carried out. The dependence of the flanging and punch removing forces vs the punch stroke was determined. It was shown that reducing the radius of the die leads to an increasing the flanging force, which reaches a maximum at different punch strokes. The shape and dimensions of the flanges are determined with consideration of the elastic deformation. It was found that during flanging, the flange wall is curved and thinned. Warping, thinning, and elastic deformation of the wall increase with decreasing die radius. The distributions of stress components at the maximum value of the flanging force were obtained. It was shown that during flanging, tensile tangential stresses have the highest values. The distributions of the components for the final deformations and the degree of plasticity resource usage in the deformed flange metal were determined. It was found that the radius of the die has an insignificant effect on the deformed state during flanging, and the plasticity resource is practically exhausted in the inner and outer layers of the metal in the area of the flange wall ends. The working of the metal structure by cold plastic deformation in the flanges was estimated by the value of the effective strain. Based on the simulation data, the dies for flanging were designed and manufactured. The experiments on flanging were performed on a hydraulic press. The results of the experiments showed accordance with the calculated data.*

**Keywords:** hollow semi-finished product, hole flanging, finite element method, force, stress, deformation, plasticity resource.

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

**Калюжний Володимир Леонідович** – д-р техн. наук, проф., НТУУ «КПІ»  
**Kaliuzhnyi Volodymyr** – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, NTUU “KPI”  
 E-mail: [kwl\\_2011@ukr.net](mailto:kwl_2011@ukr.net)  
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4904-8879>

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

ТОВ «Академія навчання ІТ», м. Київ  
 IT Education Academy, Kyiv

НТУУ «КПІ» – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», Київ  
 ” NTUU “KPI” – National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute, Kyiv

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

*Стаття надійшла до редакції 05.03.24 р.*

## ТЕОРЕТИЧНІ І ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ РОЗДІЛЕННЯ ТРУБНОГО ПРОКАТУ ЗА СХЕМОЮ ЕКСЦЕНТРИЧНОГО ЗАКРУЧУВАННЯ

У роботі приведені результати теоретичних й експериментальних досліджень енергосилових параметрів процесу розділення, геометричної точності трубчастих заготовок способом «ексцентричного закручування». Розроблена математична модель обладнання з «кривошипно-круговим» механізмом для відрізки труб «ексцентричним закручуванням». Проведене моделювання технологічного процесу відрізки труб «ексцентричним закручуванням» з використанням програмного комплексу DEFORM. Для перевірки результатів теоретичних розрахунків проведені експериментальні дослідження розділення труб на установці оригінальної конструкції. Відрізані трубчасті заготовки мають задовільні показники геометричної точності. Отримані результати експериментальних досліджень задовільно узгоджуються з теоретичними даними, які розраховані, як за допомогою запропонованої математичної моделі, так і спеціалізованої програми DEFORM. Розбіжність максимальних значень моменту відрізки, отриманих теоретично та експериментально, не перевищує 6%. Теоретичні результати виявилися трохи заниженими, що пов'язано з необхідністю більш коректного обліку тертя в обертових парах. А також з деякою невідповідністю механічних властивостей матеріалу експериментальних зразків з матеріалом із бази сталей самої програми DEFORM. Для промислового впровадження результатів досліджень запропонована конструкція установки із клиношарнірним приводом з увігнутим клином у комбінації з «кривошипно-круговим» механізмом для розділення труб за схемою «ексцентричного закручування». Клиношарнірний механізм із увігнутим клином має збільшені опорні поверхні, невелику висоту ланок за напрямком дії робочої сили. Тому застосування в машинах клиношарнірного механізму з увігнутим клином забезпечує меншу пружну деформацію й динаміку машини, підвищення коефіцієнта використання ковальсько-пресового устаткування. При цьому розвинена площа опори шатуна у повзуні «кривошипно-кругового» механізму знижує питомі сили в цій опорі й сприяє гасінню коливань, що в комбінації з малою деформаційною зоною призводить до високої динамічної стійкості й відсутності розгойдування на фундаменті.

**Ключові слова:** розділення, ексцентрик, труба, момент, якість.

Операція розділення трубного прокату на мірні заготовки є однією із самих масових у машинобудівному виробництві. Враховуючи те, що в Україні і світі виробляються мільйони заготовок, вдосконалення способів розділення трубного прокату дозволяє знизити собівартість готової продукції і є завданням актуальним [1].

На сьогоднішній день існує безліч способів розділення труб, кожний з яких характеризується сукупністю техніко-економічних показників і має свою раціональну область застосування [2].

За ознакою витрати металу усі відомі способи розділення труб можна розділити на три групи. Відходні способи: різання на дискових пилках, фрезерно-відрізних верстатах, токарських верстатах, приводних ножівках. Відходні способи з необоротним відходом: різання абразивними, фрикційними інструментами, різання газом, плазмою, лазером. Безвідходні способи: відрізка зсувом, холодна ломка згином, різання клиновими дисковими ножами [3].

Найбільш перспективними, з погляду продуктивності й відходності, є безвідходні способи розділення. Відрізка зсувом є найбільш ефективним і перспективним способом виготовлення мірних заготовок. Так, наприклад, обсяг роботи 7...8 пилок по розрізці труб можна виконати в одному відрізному штампі. Заміна різання труб на металорізальних верстатах розділенням у штампах забезпечує економію (5...40)% металу залежно від довжини заготовки [4, 5].

Спосіб відрізки зсувом у штампах з втулковими ножами із уведенням трубчастої заготовки в отвір ножів-оправок не знайшов широкого застосування через низьку якість отриманих заготовок, а саме – через утворення на торцях заготовок утяжин і заусенців [6].

Одним з методів поліпшення якості розділення труб є послідовний двоххосьовий зсув в горизонтальному й вертикальному напрямках. Однак при цьому якість отриманих заготовок остається невисокою і супроводжується зниженням продуктивності процесу розділення [5, 6]. Для розділення тонкостінних труб запропонована двохперехідна схема. На першому етапі здійснюється попереднє стискання труби в зоні різання на плоский овал у межах пружної деформації і наступна вирізка ділянок, співвісних більшій осі овалу за допомогою вільчастого

плоского пуансона (ножа). На другому – остаточна відрізка труби за допомогою ножа, що рухається в поперечному напрямку. Недоліком даного способу є складність його реалізації [7].

Однією з перспективних комбінованих механічних схем деформації при розділенні прокату є схема відрізки «ексцентричним закручуванням» у втулкових ножах (різновид неповністю закритої відрізки) [8, 9]. Сутність способу полягає у тому, що заготовка здійснює круговий рух навколо осі, зміщеної стосовно осі профілю прокату на певну відстань, яка називається ексцентриситетом  $e$ . Даний спосіб відрізки є сполученим процесом відрізки зсувом і кручення і поєднує позитивні сторони обох процесів. При  $e = 0$  має місце чисте кручення, при  $0 < e < r$  – «ексцентричне закручування», при  $e \geq r$  – відрізка по дузі, а при  $e = \infty$  маємо відрізка зсувом поступальним переміщенням інструмента і заготовки.

Отримані результати щодо ексцентричного закручування стосуються виключно розділення прокату суцільного перерізу. При цьому схеми розділення трубчастого прокату, які побудовані на русі інструменту по периметру заготовки, є перспективними і практично не дослідженими. Вони забезпечують найменші енергосилові параметри процесу розділення і підвищення геометричної точності трубчастих заготовок за рахунок зменшення їх пластичної деформації [10].

Мета роботи – отримання геометрично точних трубчастих заготовок способом «ексцентричного закручування» та зниження величин енергосилових параметрів процесу розділення.

На рис. 1 представлені можливі конструктивні схеми механізмів для реалізації потрібної кінематики руху ножів при відрізці «ексцентричним закручуванням». Прийняті позначення: 1 – кривошип; 2 – шатун; 3 – повзун; 4 – куліса

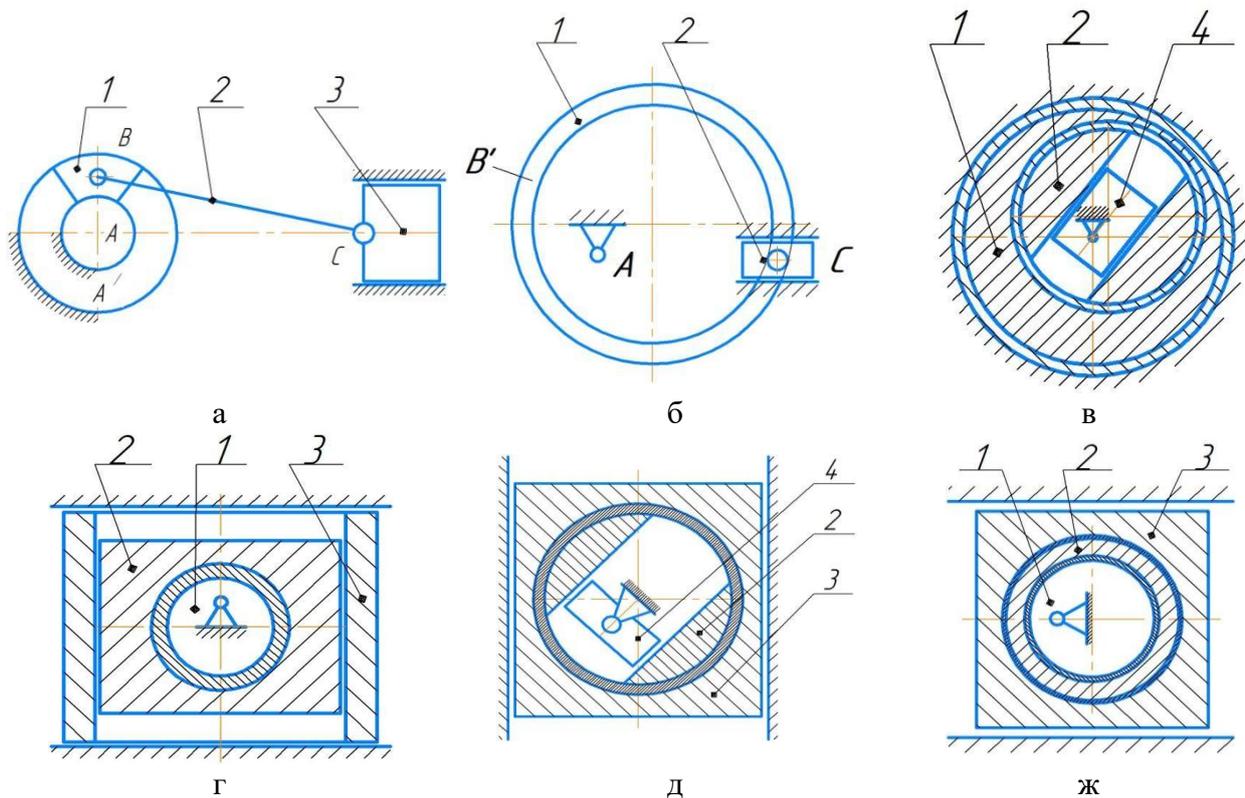


Рис. 1. Конструктивні схеми механізмів для розділення трубного прокату

У кривошипно-повзунному механізмі (див. рис. 1, а) виконаний круговий паз  $A'$ . У ньому розміщено кривошип 1 у вигляді вкладиша  $B$ , у якості якого може бути використаний відрізний інструмент (ніж, ролик).

У механізмі (див. рис. 1, б) кривошип виконаний у вигляді ексцентрика із круговим пазом  $B'$ , який взаємодіє зі сполученим вузлом «шатуна + шарнір  $C$ ». Така конструктивна схема механізму також дозволяє забезпечити задану траєкторію руху відрізного інструмента по периметру труби.

На рис. 1, в наведено два варіанти конструктивного виконання кривошипно-кулісних механізмів, які забезпечують задану кінематику руху інструменту при відрізці труби.

Для забезпечення багаторазового відносного зсуву відрізаємої трубчастої заготовки в декількох радіальних напрямках можна використовувати синусний механізм (див. рис. 1, г), у якому кривошип 1 у вигляді ексцентрика поміщено усередину шатуна 2, який, у свою чергу, розташовано усередині повзуна 3.

Для цих цілей також можна використовувати тангенсний механізм (див. рис. 1, д) – різновид кулісного механізму, у якому кулісу 4 поміщено усередину шатуна 2, який, у свою чергу, перебуває усередині шарніра  $B$ , встановленого усередині повзуна 3.

Найбільш перспективною із розглянутих схем відрізки, з огляду конструктивної реалізації та надійної роботи, представляється схема відрізки труб «ексцентричним закручуванням» з використанням кривошипно-кругового механізму (див. рис. 1, ж).

Запропонована принципова конструктивна схема установки для відрізки трубчастих заготовок за схемою ексцентричного закручування з використанням кривошипно-кругового механізму (рис. 2). Основними елементами установки є: рухома 1 і нерухома 2 повзушки, кругова шайба 3, яка розташована в рухомій повзушці 1 з ексцентрично вставленими ріжучими ножами-втулками 4, 5. Ріжучий ніж-втулка 4 встановлений ексцентрично щодо своєї осі обертання. Величина ексцентриситету  $ee$  дорівнює радіусу кривошипа  $rr$  [11].

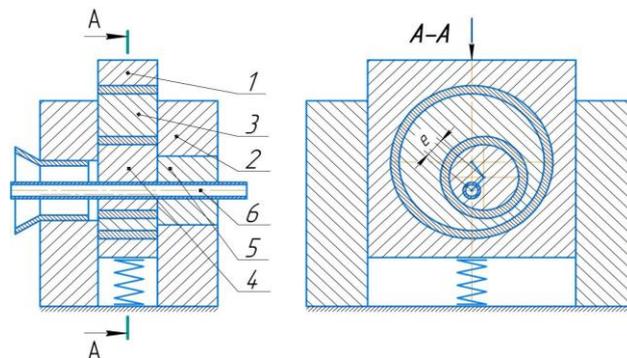


Рис. 2. Принципова конструктивна схема установки для відрізки трубчастих заготовок за схемою ексцентричного закручування

Установка працює у такий спосіб. У вихідному положенні ріжучі ножі-втулки 4, 5 розташовані співвісно. У порожнину цих ножів подається трубчастий зразок 6 до упору. Під дією сили з боку приводу рухома повзушка 1 переміщується вниз у напрямних. При цьому зразок заклинюється в ножах 4, 5. Відбувається пластичне вдавлювання ножів, що супроводжується пластичним тангенціальним зсувом відрізаємої трубчастої заготовки. Тобто на трубний зразок у площині розділення наноситься концентратор напружень. При перевищенні сил тертя на поверхнях ріжучого ножа 4, кругової шайби 3 і трубчастого зразка 6 ріжучий ніж 4 здійснює обертаний рух відносно своєї осі. При цьому він передає рух і навантаження заготовці. Таким чином, у площині розділення діє крутний момент, що приводить до остаточного відділення трубчастої заготовки. Відрізка закінчується при повороті ріжучого ножа-втулки 4 на величину, яка залежить від механічних властивостей матеріалу трубчастого зразка. Після здійснення ножем 4 повного обороту на  $360^{\circ}$ , осі ріжучих ножів-втулок 4, 5 знову збігаються. Цикл роботи установки поновлюється.

Розроблена математична модель даної установки для відрізки труб «ексцентричним закручуванням» з використанням аналітичного методу кінематичного й динамічного аналізу (рис. 3).

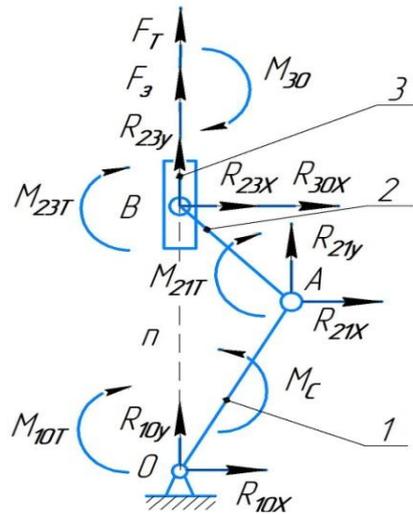


Рис. 3. Схема механізму з прикладеними силами й реакціями у кінематичних парах

Силами ваги й інерції деталей механізму зневажали. Силкові розрахунки починали з розгляду структурної групи 2 – 3. Нижче наведена система рівнянь рівноваги, що включає сили тертя в поступальній парі й моменти тертя в обертальній.

$$\left. \begin{aligned} \sum M_A(F_i)_2 = 0 : R_{23x} \cdot (y_A - y_B) - R_{23y} \cdot (x_A - x_B) + M_{21m} + M_{23m} = 0; \\ \sum M_B(F_i)_3 = 0 : M_{32m} + M_{30} = 0; \\ \sum (F_{ix})_3 = 0 : R_{30x} - R_{23x} = 0; \\ \sum (F_{iy})_3 = 0 : -R_{23y} + F_3 + F_m = 0; \\ \sum (F_{ix})_2 = 0 : R_{21x} + R_{23x} = 0; \\ \sum (F_{iy})_2 = 0 : R_{21y} + R_{23y} = 0, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

де  $R_{21x}, R_{21y}, R_{23x}, R_{23y}$  – реакції у шарнірах;

$R_{30x}$  – реакція у поступальній парі;

$F_T$  – сила тертя у поступальній парі;

$F_3$  – сила, яка прикладена до повзушки;

$M_{21T}, M_{23T}, M_{32T}$  – моменти тертя в обертальній парі, які можуть бути представлені у вигляді наступних залежностей:

$$\left. \begin{aligned} M_{21T} &= -\sqrt{R_{21x}^2 + R_{21y}^2} \cdot f_A \cdot r_A \cdot \text{Sign}(\varphi'_2 - \varphi'_1); \\ M_{23T} &= -\sqrt{R_{23x}^2 + R_{23y}^2} \cdot f_B \cdot r_B \cdot \text{Sign}(\varphi'_2); \\ M_{32T} &= -M_{23T}; \\ M_{12T} &= -M_{21T}; \\ F_T &= -|R_{30x} \cdot f_n| \cdot \text{Sign}(x'_3), \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

де  $r_A, r_B$  – радіуси шарнірів;

$f_A, f_B, f_n$  – коефіцієнти тертя;

$\varphi'_1, \varphi'_2$  – передатні функції першого порядку.

У результаті розв'язку системи рівнянь (1) з урахуванням (2) можуть бути визначені реакції в кінематичних парах, сили й моменти тертя. Для визначення знака сил тертя й мо-

ментів тертя необхідно знати передатні функції першого порядку всіх ланок. З метою їх визначення розроблена методика кінематичного аналізу механізму за допомогою розроблених процедур. Для розв'язку нелінійної системи рівнянь (1), (2) використаний метод Ньютона [12, 13].

Знаючи реакції  $R_{21x}$  й  $R_{21y}$  визначали момент опору з боку заготовки, з умови рівноваги ланки 1:

$$\left. \begin{aligned} \sum (F_{ix})_{\lambda} = 0 : -R_{21x} + R_{10x} &= 0; \\ \sum (F_{iy})_{\lambda} = 0 : -R_{21y} + R_{10y} &= 0; \\ \sum M_O (F_i)_{\lambda} = 0 : M_{10T} + M_C + M_{12T} + R_{21x} \cdot (y_O - y_A) - R_{21y} \cdot (x_O - x_A) &= 0. \end{aligned} \right\} (3)$$

де  $M_C$  – момент супротиву;

$R_{10x}$ ,  $R_{10y}$  – реакції у шарнірі;

$M_{10T}$  – момент тертя в обертальній парі, який може бути описаний виразом:

$$M_{10T} = -\sqrt{R_{10x}^2 + R_{10y}^2} \cdot f_0 \cdot r_0 \cdot \text{Sign}(\varphi_1'), \quad (4)$$

де  $r_0$  – радіус шарніра;

$f_0$  – коефіцієнт тертя.

Додатково для перевірки розробленої математичної моделі проведено моделювання технологічного процесу відрізки труб «ексцентричним закручуванням» з використанням програмного комплексу DEFORM.

Параметри заготовки: зовнішній діаметр – 16 мм, внутрішній діаметр – 12 мм, довжина – 64 мм.

Досліджували вплив величини ексцентриситету в діапазоні 0,5...3 мм на величину енергосилових параметрів процесу розділення.

Параметри процесу моделювання представлені у табл. 1.

Таблиця 1

Параметри процесу моделювання

Назва параметру	Значення параметру
1 Властивість матеріалу	пластичний
2 Температура	20°C
3 Кількість елементів розбиття	40000
4 Компенсація втрати об'єму, мм <sup>3</sup>	5707,44
5 Параметри розрахунку:	аналіз Лагранжа
○ кількість кроків розрахунку	100
○ приріст кроків, с/крок	0,6
○ час завершення, с	60
6 Рух ломника	обертання
○ кутова швидкість, рад/с	0,10472

Розрахунки проводили для матеріалів трубчастої заготовки, які є представниками двох груп:

- група пластичних матеріалів – Ст. 08 (матеріал із бази DEFORM *AISI* – 1006);
- група пружнопластичних матеріалів – Сталь 45 (матеріал із бази DEFORM *AISI* – 1045).

Результати моделювання представлені на рис. 4 для зразків із сталі Сталь 45, відрізаних за схемою ексцентричного закручування з ексцентриситетом  $e = 1,5$  мм. Максимальний момент відрізки склав  $M = 257$  Н·м, сила відрізки –  $F_y = 18,2$  кН при куті повороту рухомого ножа близько  $\varphi \approx 90^\circ$ .

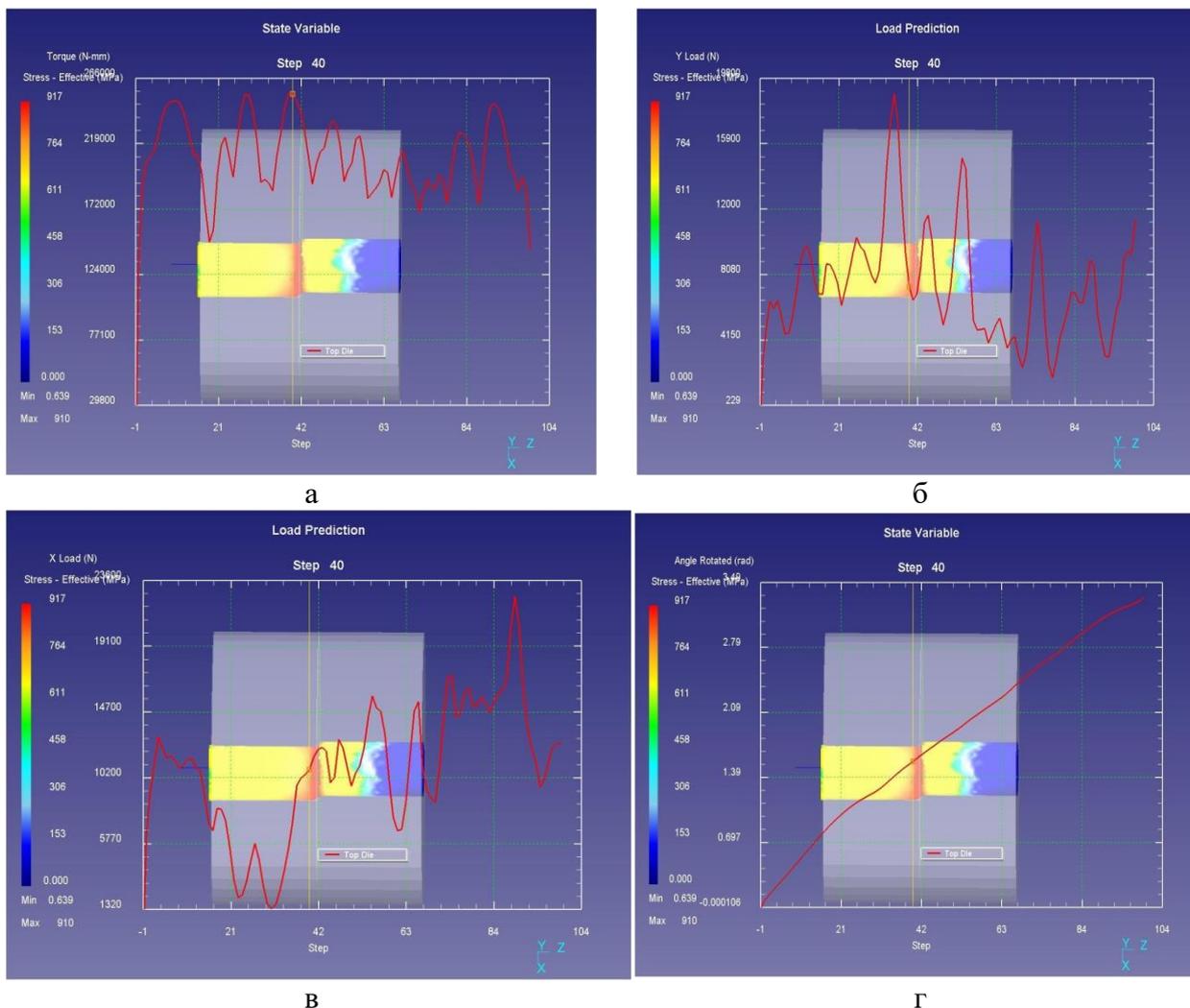


Рис. 4. Залежність  $M_c = f(step)$ ,  $F_y = f(step)$ ,  $F_x = f(step)$ ,  $\varphi = f(step)$  трубчастого прокату із сталі AISI – 1045 ( $e = 1,5$  мм) від кроків розрахунку

Результати розрахунків представлені на рис. 5, 6. На рис. 5 представлена залежність сили відрізки від величини ексцентриситету –  $F = f(e)$  (а) і моменту відрізки від величини ексцентриситету –  $M_c = f(e)$  (б) розрахованих для трубчастих зразків із сталей: Ст. 8, Сталь 45. На рис. 6 представлені залежності величини сили і моменту відрізки від кута повороту рухливого ножа (а) та від величини коефіцієнту тертя (б) для трубчастого прокату із сталі AISI – 1006 при  $e = 0,5 \dots 3,0$  мм.

Аналіз отриманих результатів показує, що на величину енергосилових параметрів процесу розділення трубного прокату і геометричну точність отриманих заготовок значний вплив має величина ексцентриситету  $e$ . Зі збільшенням величини ексцентриситету до величини  $e \approx 2$  мм сила відрізки зменшується, а потім, при  $e > 2$  мм, величина сили збільшується (див. рис. 5, а). Зі збільшенням величини ексцентриситету момент відрізки трубчастих заготовок збільшується (див. рис. 5, б). Коефіцієнт тертя не суттєво впливає на величину моменту і сили відрізки (див. рис. 6, б).

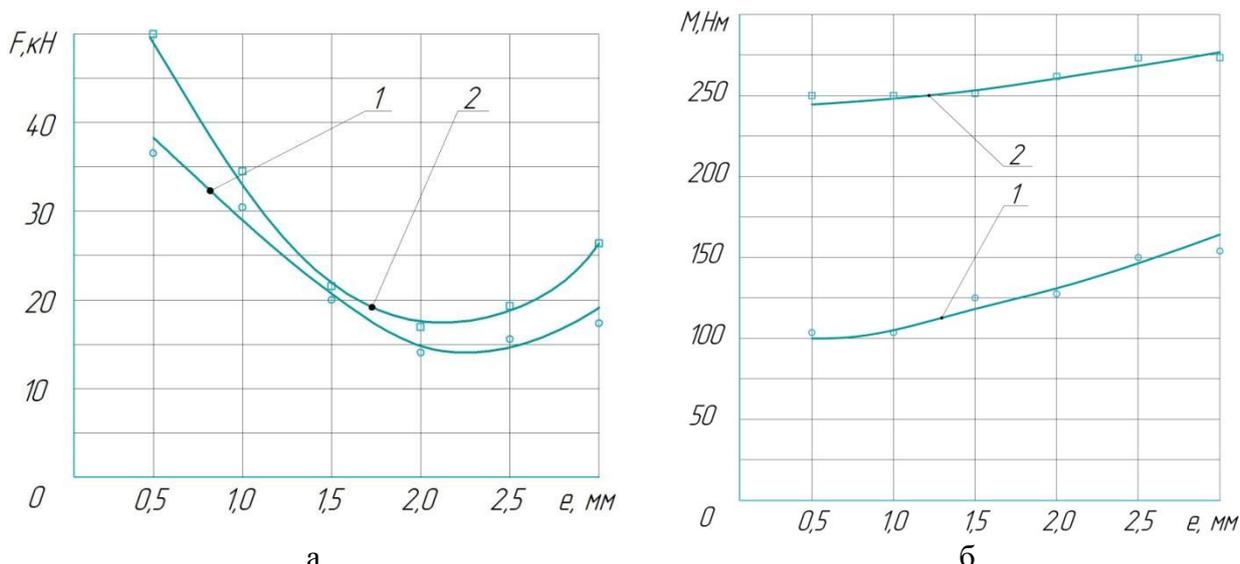


Рис. 5. Залежності  $F = f(e)$  (а),  $M_c = f(e)$  (б) для трубчастого прокату із сталі: AISI – 1006, AISI – 1045

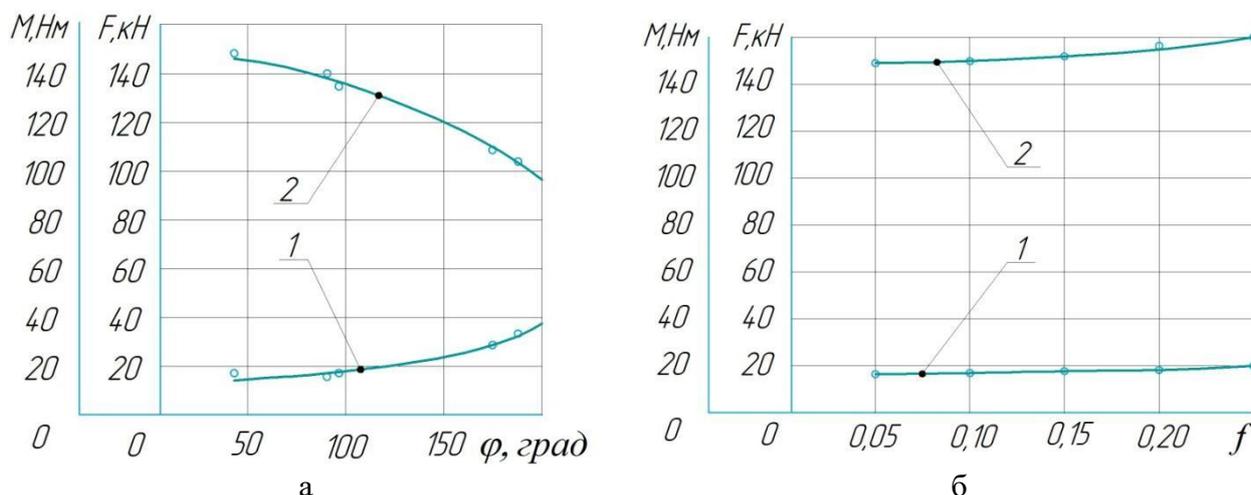


Рис. 6. Залежності величини сили і моменту відрізки від кута повороту рухливого ножа (а) та від величини коефіцієнту тертя (б) для трубчастого прокату із сталі AISI – 1006 при  $e = 0,5 \dots 3,0$  мм

Для перевірки результатів теоретичних розрахунків проведені експериментальні дослідження розділення трубчастих заготовок за схемою «ексцентричного закручування».

Експериментальна установка (рис. 7) створена на базі одноступінчастого циліндричного редуктора з косозубою передачею і порожнім вихідним валом. Установка складається із корпусу 4, в якому закріплено нерухливий ніж 2, а рухливий ніж 3 у свою чергу закріплений на вихідному валу 5. Трубчастий зразок 1 розміщується в отворі ножів 2, 3. Вал 5 обертається в підшипниках 6. При цьому вісь обертання вала 5 зміщена щодо осей обертання ножів 2, 3 на величину ексцентриситету  $e$ .

Установка працює в такий спосіб. Трубчастий зразок 1 подається в отвір ножів 2, 3 до упору. Нерухливий ніж 2 закріплено на корпусі штампа 4, а рухливий ніж 3 закріплено на валу 5. Вал обертається в підшипниках 6. При цьому вісь обертання вала 5 зміщена щодо осей обертання ножів 2, 3 на величину ексцентриситету  $e$ . На робочому ході рухливий ніж 3 робить обертовий рух навколо своєї осі з одночасним пластичним вдавненням ріжучих крайок ножів 2, 3 і крученням відрізаємої заготовки в площині розділення до руйнування.

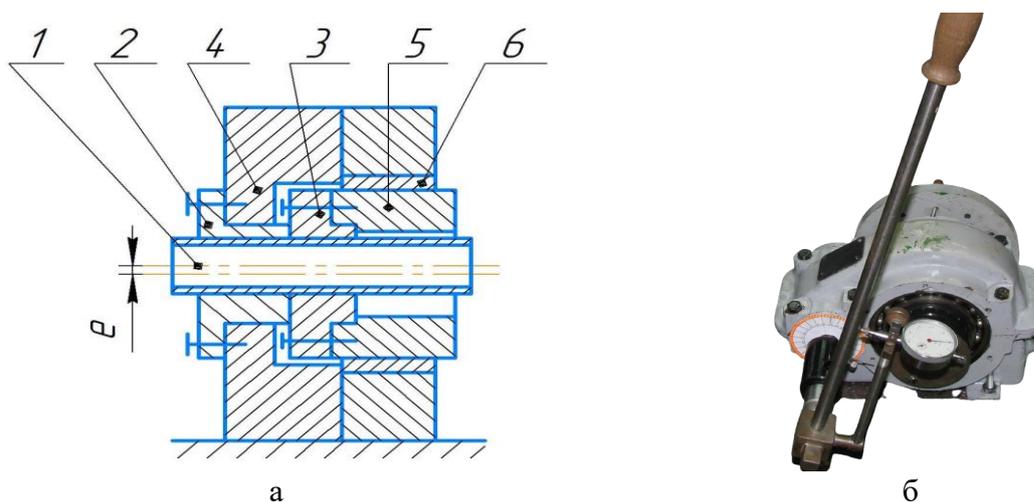


Рис. 7. Конструкція (а) й фотографія (б) експериментальної установки для розділення труб ексцентричним закручуванням

Передаточне число редуктора  $U = 4,3$ . В експерименті використовувалися трубчасті зразки з розмірами: зовнішній діаметр 16 мм, внутрішній – 12 мм і довжина – 200 мм. Матеріал зразків: Ст 08; Сталь 45.

Досліджували вплив величини ексцентриситету  $e$  на енергосилові параметри процесу розділення трубчастого прокату. Величина ексцентриситету  $e$ , мм: 0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 2,5; 3,0.

Силові параметри процесу розділення вимірювали за допомогою одноручного динамометра з індикаторною головкою, який попередньо тарували. Результати експериментальних досліджень представлені на рис. 8.

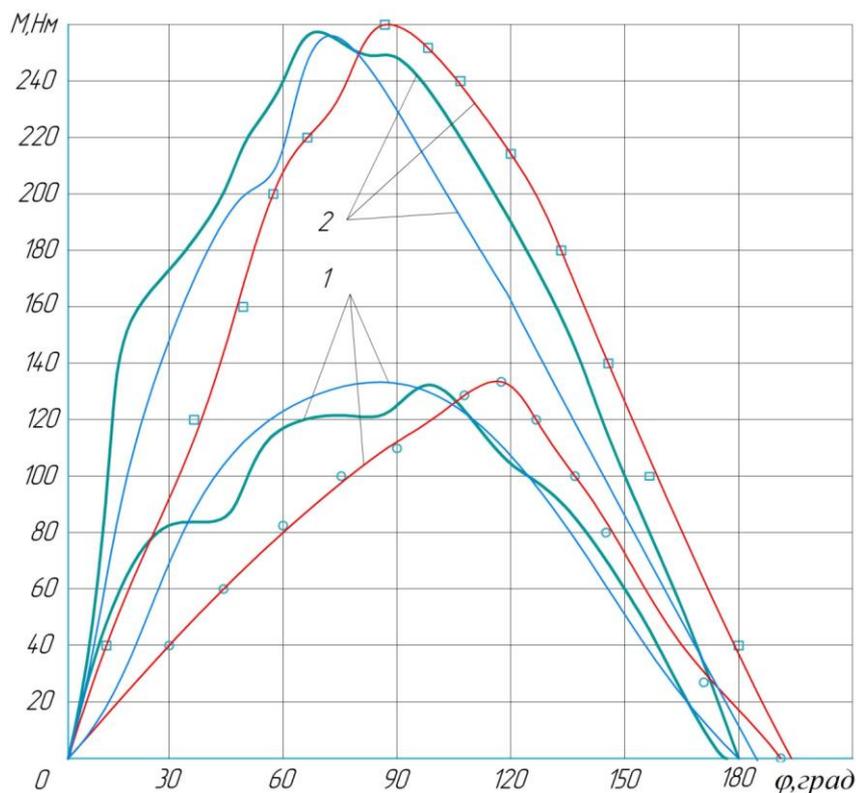


Рис. 8. Залежності моменту відрізки від кута повороту рухомого ножа для трубчастого прокату із сталі:

1 – Ст. 08, 2 – Сталь 45 при  $e = 1,5$  мм і  $f = 0,12$ ; — розрахунок DEFORM; — розрахунок за математичною моделлю; — експериментальні дані

Розбіжність максимальних значень моменту, отриманих теоретично й експериментально, не перевищує 6 % (див. рис. 8). Максимальні значення величини моменту відрізки, побудовані за результатами експерименту, зміщені по осі кута повороту рухливого ножа вправо. Це пояснюється вибіркою зазорів і пружною деформацією деталей конструкції.

Вимір геометричних параметрів, що характеризують геометричну точність відрізаних заготовок, проводили методом прямого виміру з використанням універсального вимірювального інструмента за відомою схемою вимірювання (рис. 9, а). Відрізані трубчасті заготовки мають задовільні показники геометричної точності. Фотографія відрізаної заготовки представлена на рис. 9, б.

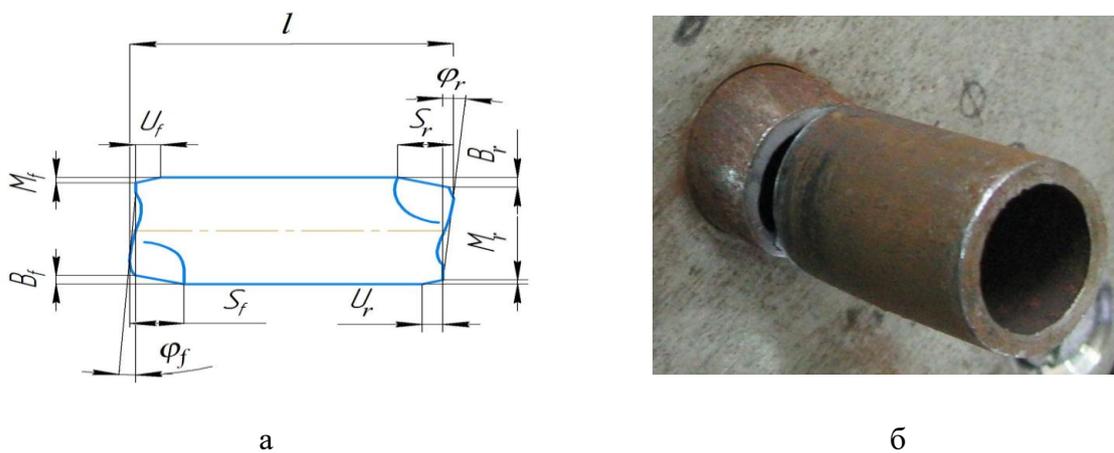


Рис. 9. Схема вимірювань відносних середніх величин викривлень геометричної форми трубчастих заготовок (а) і фотографія відрізаної заготовки зі Ст. 08 при  $e = 1,5$  мм:  $\varphi$  – кут скосу торця;  $M, U$  – поперечний і повздовжній розміри утяжини;  $B, S$  – поперечний і повздовжній розміри вм'ятини від ножа;  $f, r$  – індекси для позначення переднього і заднього торців

Результати проведених вимірювань відносних середніх величин викривлень геометричної форми трубчастих заготовок, отриманих відрізкою «ексцентричним закручуванням», представлені в табл. 2.

Таблиця 2

Показники геометричної точності трубчастих заготовок

Матеріал	Величина викривлень									
	$\varphi$ , град		$u = U/d$		$s = S/d$		$m = M/d$		$b = B/d$	
	$\varphi_{\text{п}}$	$\varphi_{\text{з}}$	$u_{\text{п}}$	$u_{\text{з}}$	$s_{\text{п}}$	$s_{\text{з}}$	$m_{\text{п}}$	$m_{\text{з}}$	$b_{\text{п}}$	$b_{\text{з}}$
Ст 08	2,00	1,00	0,02	0,01	0,05	0,03	0,01	0,01	0,06	0,04
Сталь 45	1,50	1,00	0,02	0,01	0,04	0,03	0,02	0,02	0,05	0,04

Для промислового впровадження результатів дослідження запропонована конструкція установки (рис. 10), у якій в якості головного виконавчого механізму застосовано клиношарнірний механізм з увігнутих клином [11, 14]. Установка складається з корпусу, що містить плиту: верхню 2, нижню 3, передню 4, задню 5, поперечну ліву 6 і поперечну праву 7, скріплені за допомогою болтів і штифтів. Приводом обладнання служить клиношарнірний механізм із увігнутих клином, що містить клин 1 з увігнутих профілем, установлений з можливістю зворотно-поступального руху, шарнір 8, який, з одного боку, контактує по криволінійній поверхні радіуса  $R$  із клином 1, а, з іншого боку – по криволінійній поверхні радіуса  $r$  з рамним повзуном 9, який також установлений з можливістю зворотно-поступального руху. Шарнір 8 установлений з можливістю коливального руху в повзуні 9 відносно осі штифта 10. У повзуні 9 концентрично розміщується шайба 11. У шайбі 11 у підшипниках ковзання встановлений рухливий втулковий ніж 12 з можливістю обертового руху. Поруч із ним до задньої плити 5

закріплений нерухливий ніж 13. При цьому осі обертання ножів 12, 13 зміщені друг відносно друга на величину ексцентриситету  $e$ . Повзун 9 підпружинений за допомогою буфера 14, виконаного з поліуретану. Сила попереднього стискання буфера регулюється за рахунок гайки 15. Клин 1, шарнір 8, повзун 9 установлені в напрямних.

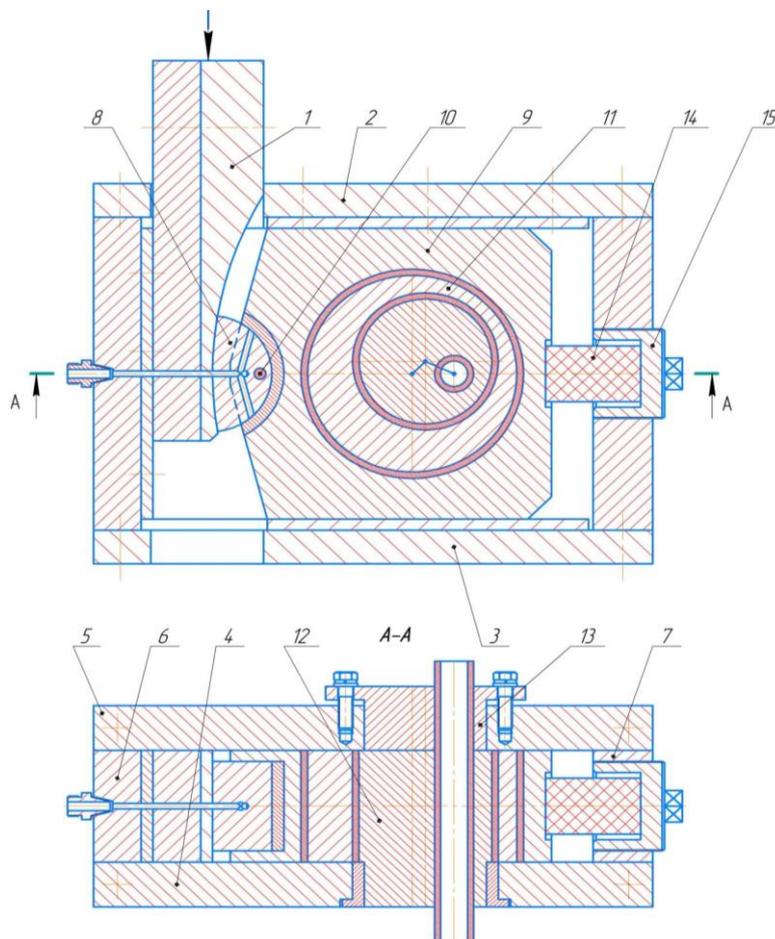


Рис. 10. Установка для відрізки трубчастих заготовок

У клиношарнірному механізмі із увігнутим клином рух починається з положення увігнутого клина при куті повороту шарніра  $0^\circ$ , коли сила на повзуні максимальна. Тобто клиношарнірний механізм з увігнутим клином за графіком зміни сили деформування максимально наближається до типового графіка сил, характерного для процесів розділення сортового і трубного прокату.

При цьому клиношарнірний механізм із увігнутим клином має збільшені опорні поверхні, невелику висоту ланок за напрямком дії робочої сили. Тому застосування в машинах клиношарнірного механізму з увігнутим клином забезпечує меншу пружну деформацію й динаміку преса, підвищення коефіцієнта використання преса.

У запропонованій конструкції установки використаний компактний кривошипно-шатунний механізм у комбінації з рамним повзуном. Розвинена площа опори шатуна в повзуні механізму знижує питомі сили в цій опорі й сприяє гасінню коливань, що в комбінації з малою деформаційною зоною приводить до високої динамічної стійкості й відсутності розгойдування на фундаменті.

## ВИСНОВКИ

Запропонована перспективна схема відрізки трубчастих заготовок – «ексцентричним закручуванням» з використанням «кривошипно-кругового» механізму. Розроблена математична модель обладнання з «кривошипно-круговим» механізмом для відрізки труб «ексцентричним закручуванням». Проведене моделювання технологічного процесу відрізки труб «ексцентричним закручуванням» з використанням програмного комплексу DEFORM. Для перевірки результатів теоретичних розрахунків проведені експериментальні дослідження розділення трубчастих заготовок на установці оригінальної конструкції. Відрізані трубчасті заготовки мають задовільні показники геометричної точності.

Отримані результати експериментальних досліджень щодо відрізки трубчастих заготовок за схемою ексцентричного закручування задовільно узгоджуються з теоретичними даними, які розраховані, як за допомогою запропонованої математичної моделі, так і спеціалізованої програми DEFORM. Розбіжність максимальних значень моменту, отриманих теоретично й експериментально, не перевищує 6% (див. рис. 8). Максимальні значення величини моменту відрізки, побудовані за результатами експерименту, зміщені по осі кута повороту рухливого ножа вправо. Це пояснюється вибіркою зазорів і пружною деформацією деталей конструкції.

Аналіз отриманих результатів показує, що на величину енергосилових параметрів процесу розділення трубного прокату і геометричну точність отриманих заготовок значний вплив має величина ексцентриситету  $e$ . Зі збільшенням величини ексцентриситету до величини  $e \approx 2$  мм сила відрізки зменшується, а потім, при  $e > 2$  мм, величина сили збільшується (див. рис. 5, а). Зі збільшенням величини ексцентриситету момент відрізки трубчастих заготовок збільшується. Для забезпечення геометричної точності отриманих заготовок величину ексцентриситету рекомендується приймати в діапазоні  $0,5 \cdot \delta \leq e \leq 1,5 \cdot \delta$ . Коефіцієнт тертя не суттєво впливає на величину моменту і сили відрізки.

Для промислового впровадження результатів досліджень запропонована конструкція установки із клиношарнірним приводом з увігнутим клином у комбінації з «кривошипно-круговим» механізмом для розділення труб за схемою «ексцентричного закручування». Обладнання має високі техніко-економічні показники за рахунок того, що клиношарнірний механізм з увігнутим клином за графіком зміни сили деформування максимально наближається до типового графіка сил, характерного для процесів розділення сортового і трубного прокату. А розвинена площа опори шатуна в повзуні механізму знижує питомі сили в цій опорі й сприяє гасінню коливань, що в комбінації з малою деформаційною зоною приводить до високої динамічної стійкості й відсутності розгойдування на фундаменті. Результати проведених досліджень рекомендовано до застосування у заготівельних виробництвах підприємств України широкого промислового профілю.

## REFERENCES

1. Wang J., Ibaraki S., Matsubara A. A cutting sequence optimization algorithm to reduce the workpiece deformation in thin-wall machining. *Precision Engineering*. 2017. 50, pp. 506–514. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.07.006>.
2. Gang Wang, Shifan Qiao, Guang Wang, Huan Jiang. Cutting depth of pile materials subjected to the abrasive waterjet and its prediction model. *Tunnelling and Underground Space Technology*. 2022. 124, pp. 104–473. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.tust.2022.104473>.
3. An H. P., Li L., Wang L. Research on designing project of transmission system about machine for cutting metal cannulation. *Coal Technology*. 2009. 12, pp. 17–19.
4. Jiang Y., Pi J., Xiao J., Zhang Y., Jiang T., Yang G., Shen Z. A novel method for effecting flexible guided wave propagation in elliptical vibration cutting. *Precision Engineering*. 2012. 72, pp. 437–447. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2021.06.006>.
5. Karnaukh S.G. Improvement of equipment for separating long products into dimensional blanks. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk : DSEA. 2017. 2(45), pp. 154–160 (in Russian).
6. Shigematsu S., Tanigawa H., Aburadani A., Takeda N., Kakudate S., Mori S., Merola M. Verification test results of a cutting technique for the ITER blanket cooling pipes. *Fusion Engineering and Design*. 2012. 87(7-8), pp. 1218–1223. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2012.02.108>.
7. Qian Y. P., Huang X., Zhou X. Z. Development of a tube cutting head for thin-walled stainless steel. *Machine tool and hydraulics*. 2014. 16, pp. 18–19.

8. Zhe Zhang, Dong Liu, Zhenfei Li, Yangyang Zhang, Runqiang Zhang, Yanhui Yang, Yuhua Pang, Jianguo Wang. Study on the shear-torsion deformation of rotary tube piercing process for nickel base superalloy. *Journal of materials processing technology*. 2021. 295, pp. 117–153. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2021.117153>.
9. Yi J., Qian Y., Shang Z., Yan Z., Jiao Y. Design of cutting head for efficient cutting machine of thin-walled stainless steel pipe. *Procedia engineering*. 2017. 174, pp. 1276–1282, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.01.302>.
10. Yi J., Qian Y., Shang Z., Yan Z., Jiao Y. Structure analysis of planetary pipe cutting machine based on ansys. *Procedia Engineering*. 2017. 174, pp. 1283–1288. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.01.272>.
11. Pat. 51501 Ukraine, B23D 31/00, B23D 23/00. Device for separating long rolled products into standard work-pieces using the method of eccentric twisting. Karnaukh S. G., Karnaukh D. S. u200911584; declared 11/13/2009; published 07/26/2010. Bull. No. 14 (in Russian).
12. Kasuga Y., Machida T., Kato N. Effect of cutting conditions on press cutting of a square pipe. *Journal of Materials Processing Technology*. 2003. 143, pp. 716–722. DOI: [https://doi.org/10.1016/s0924-0136\(03\)00367-4](https://doi.org/10.1016/s0924-0136(03)00367-4).
13. Vladimirov E. A., Sholeninov V. E. Complex calculation of the actuating mechanism of a press with Assur groups of arbitrary structure. *Improvement of processes and mastery of vice processing in metallurgy and mechanical engineering : Thematic collection of works*. Kramatorsk: DSEA. 2007, pp. 316–321 (in Russian).
14. Roganov L. L., Chosta N. V. Promising design schemes of machines for separating rolled products with a wedge-hinged mechanism. *Improvement of processes and processing with a vice in mechanical engineering and metallurgy : Collection of scientific works*. Kramatorsk – Slovyansk : DSEA. 2000, pp. 437–439 (in Russian).

***Karnaukh S. Theoretical and experimental investigation on the process of separating rolled pipes using an eccentric torsion scheme***

*The work presents the results of theoretical and experimental studies of the energy-power parameters of the separation process, the geometric accuracy of pipe-part blanks using the «eccentric twisting» method. A mathematical model of a device with a «crank-circular» mechanism for cutting pipes by «eccentric twisting» has been developed. The technological process of cutting pipes by «eccentric twisting» was simulated using the DEFORM software package. To verify the results of theoretical calculations, experimental studies of pipe separation were conducted on an original design installation. The cut tubular work-piece have satisfactory geometric accuracy. The obtained results of experimental studies are in good agreement with the theoretical data calculated using the proposed mathematical model and the specialized program DEFORM. The maximum differences between the cutting torque values obtained theoretically and experimentally do not exceed 6%. The theoretical results were slightly underestimated due to the need for more accurate frictional accounting in rotating pairs, as well as some discrepancy in the mechanical properties of the material of experimental samples with the material from the base steels of the DEFORM program. For the industrial implementation of research results, a design of an installation with a wedge-hinged drive with a concave wedge in combination with a «crank-circular» mechanism for separating pipes by the «eccentric torsion» scheme is proposed. The wedge-hinged mechanism with a concave wedge has large support surfaces, a small height of the links in the direction of the working force, which provides less elastic deformation and machine dynamics and increases the utilization coefficient of forging and pressing equipment. At the same time, the developed support area of the connecting rod in the slider of the «crank-circular» mechanism reduces the specific forces in this support and contributes to the damping of vibrations, which, combined with a small deformation zone, leads to high dynamic stability and absence of rocking on the foundation.*

**Key words:** separation, eccentricity, torsion, pipe, moment, quality.

**Карнаух Сергій Григорович** – канд. техн. наук, доцент ДДМА  
 Karnaukh Sergii – Ph.D of Technical Sciences, Associate Professor DSEA  
 E-mail: [karnaukh.sergii@gmail.com](mailto:karnaukh.sergii@gmail.com)  
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-2878-4065>.

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ-Тернопіль.  
 DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

*Стаття надійшла до редакції 12.07.24 р.*

Михалевич В. М.  
Добранюк Ю. В.  
Тютюнник О. І.  
Колісник М. А.

## ЛІНІЙНІ ТА НЕЛІНІЙНІ МОДЕЛІ В ТЕОРІЇ ПІДСУМОВУВАННЯ ПОШКОДЖЕНЬ

*У статті, на тлі стислого та фрагментарного огляду розвитку теорії деформовності у працях вітчизняних науковців, розглянуто поняття лінійного та нелінійного принципів підсумовування пошкоджень у їх зв'язку з відповідними скалярними й тензорними моделями. Досліджено критеріальні співвідношення, що впливають із цих моделей, для опису граничних пластичних деформацій у процесах стаціонарного та нестаціонарного деформування.*

*На прикладі двостадійного процесу, що на кожній стадії є стаціонарним процесом, тобто характеризується незмінним значенням показника напруженого стану, продемонстровано закономірності зміни граничних деформацій у відносних координатах, що відображують залежність залишкового від використаного ресурсу пластичності. Обґрунтовано переваги представлення критеріальних співвідношень у вказаних координатах, що полягають в універсальності порівнянь та крацюму відображенні змін, тенденцій і зручному врахуванні масштабів даних. Продемонстровано принципову якісну та кількісну відмінність критеріальних співвідношень, що впливають з моделей, які базуються на лінійному та нелінійному принципах підсумовування пошкоджень, стосовно двостадійного процесу деформування. Виявлено, зокрема, що при використаному ресурсі пластичності 0,5 на першій стадії, розрахункова прогнозна величина залишкового ресурсу за нелінійним критеріальним співвідношенням дорівнює 0,84 для процесу «розтяг-кручення» та 0,06 для «кручення-розтяг», тоді як за лінійним критерієм залишковий ресурс дорівнює 0,5 в обох випадках.*

*Під час аналізу моделі В. А. Огороднікова висвітлено її переваги та недоліки, яким в літературі було приділено недостатньо уваги. Показано для яких класів нестаціонарного деформування вказана модель, що відображує нелінійний принцип підсумовування пошкоджень, стає тотожною найпростішій лінійній моделі. Тим самим уточнено рекомендації по межах застосування різних моделей підсумовування пошкоджень.*

**Ключові слова:** *теорія підсумовування пошкоджень, теорія деформовності, гранична пластична деформація, показник напруженого стану, двостадійний процес деформування, скалярні та тензорні моделі, ресурс пластичності.*

Під час моделювання процесів обробки тиском однією із основних є задача оцінки та прогнозування деформовності матеріалу заготовки. Найбільш поширеним підходом для вирішення вказаної задачі є теорія підсумовування пошкоджень [1, 2, 3, 4, 5]. За останні десятиліття цей підхід отримав неабиякий розвиток у закордонних публікаціях [6, 7, 8, 9].

Для прогнозування деформовності матеріалу заготовки за допомогою теорії підсумовування пошкоджень необхідні відомості про властивості матеріалу за умови стаціонарного деформування, дані про напружено-деформований стан матеріалу в небезпечній області заготовки під час процесу пластичного деформування та модель підсумовування пошкоджень.

Десятки, а швидше сотні, закордонних публікацій цього століття присвячені перш за все, розробці як моделей представлення граничних деформацій матеріалу в залежності від безрозмірних показників напруженого стану під час стаціонарного деформування, так і відповідних методів експериментальних досліджень разом із накопиченням їх результатів для різних матеріалів.

Проте, останнім часом все більше і більше і в закордонних публікаціях акцентується увага на необхідності врахування зміни напружено-деформованого стану (НДС) під час вирішення задачі прогнозування деформовності матеріалу заготовки [8, 9]. Ці задачі постійно знаходяться в центрі уваги вітчизняних науковців [2, 3, 10, 11, 12].

Мета роботи – дослідження моделей підсумовування пошкоджень в теорії деформовності для врахування умов розвитку НДС матеріала.

Найпростішою моделлю підсумовування пошкоджень є модель, що базується на лінійному принципі підсумовування пошкоджень

$$\psi(\bar{e}_{i0}) = \int_0^{\bar{e}_{i0}} \frac{dx}{\bar{e}_{fs}[\eta(x)]} < 1, \quad \psi(\bar{e}_f) = 1, \quad (1)$$

де  $\psi$ ,  $0 \leq \psi \leq 1$  – ресурс пластичності;  $\bar{e}_{i0}$  – досягнутий рівень накопиченої деформації  $\bar{e}_i$ ;  $\eta$  – показник напруженого стану, що дорівнює відношенню першого інваріанта тензора напружень до інтенсивності напружень;  $\bar{e}_{fs} = \bar{e}_{fs}(\eta)$  – залежність граничних пластичних деформацій матеріалу заготовки від показника напруженого стану  $\eta$  за умови його незмінності під час деформування;  $\eta = \eta(\bar{e}_i)$  або  $(\bar{e}_i = \bar{e}_i(\eta))$  – траєкторія деформування макрочастинки матеріалу в небезпечній області заготовки;  $\bar{e}_f$  – гранична накопичена деформація під час пластичної формозміни відповідно заданій траєкторії деформування.

Стосовно багатостадійного процесу, коли в межах кожної стадії показник напруженого стану залишається незмінним, модель (1) набуває вигляду

$$\psi(\bar{e}_{i0}) = \sum_{i=1}^n \frac{\Delta \bar{e}_i}{\bar{e}_{fs}(\eta_i)} < 1, \quad \bar{e}_{i0} = \sum_{i=1}^n \Delta \bar{e}_i. \quad (2)$$

Стосовно до двостадійного процесу деформування останнє співвідношення можемо записати у вигляді

$$\psi_{f2} = 1 - \psi_1, \quad (3)$$

де  $\psi_1 = \frac{\Delta e_1}{\bar{e}_{fs}(\eta_1)}$  – використаний ресурс пластичності на першій стадії;  $\psi_{f2} = \frac{\Delta e_2}{\bar{e}_{fs}(\eta_2)}$  – залишковий ресурс пластичності на другій стадії.

Відповідно введений термінології під стаціонарним деформуванням розуміється одностадійний процес деформування, стосовно до якого з (2) або з (1) впливає

$$\psi(\bar{e}_i) = \frac{\bar{e}_i}{\bar{e}_{fs}(\eta)} < 1. \quad (4)$$

Важливою особливістю співвідношень (2), (3) та (4) є їх лінійний характер відносно накопиченої деформації. Проте важливо розділяти лінійний принцип підсумовування пошкоджень та лінійний характер залежності величини пошкоджень від величини накопиченої деформації. Лінійні співвідношення типу (2), (3) та (4) впливають з моделі (1) тільки стосовно процесів стаціонарного деформування ( $\eta(e_i) = \eta_k = const$ ).

Експериментальні дані, що накопичені за різних умов нестационарного деформування [2, 4, 11], в багатьох випадках суперечать співвідношенням, що отримані на основі лінійного принципу підсумовування пошкоджень.

На відміну від моделі типу (1), що базується на лінійному принципі підсумовування пошкоджень, аналогічних моделей, що базуються на нелінійному принципі підсумовування пошкоджень може бути як завгодно багато.

В [2] висвітлено принципи побудови подібних моделей та запропоновано низка конкретних математичних представлень.

Загальновідомою є модель, що базується на степеневому описанні нелінійного характеру підсумовування пошкоджень

$$\psi(\bar{e}_{i0}) = \int_0^{\bar{e}_{i0}} \frac{n \cdot x^{n-1}}{\bar{e}_{fs}^n[\eta(x)]} \cdot dx < 1, \quad \psi(\bar{e}_f) = 1, \quad (5)$$

де  $n$  – матеріальна стала.

Зауважимо, що подібні моделі, представлені на основі використання різних нелінійних залежностей, будуть мати одні й ті самі закономірності стосовно широкого класу траєкторій деформування.

Стосовно до двостадійного процесу деформування із цієї моделі впливає критеріальне співвідношення для визначення залишкового ресурсу пластичності на другій стадії в залежності від використаного ресурсу пластичності  $\psi_1$  на першій стадії та співвідношення величин граничних деформацій для умов стаціонарного деформування, що реалізовані на кожній стадії  $\alpha_{12}$

$$\psi_{f2} = \left(1 + \psi_1^n (\alpha_{12}^n - 1)\right)^{\frac{1}{n}} - \psi_1 \alpha_{12}, \quad (6)$$

де  $\alpha_{12} = \frac{\bar{e}_{f1}}{\bar{e}_{f2}}$ ,  $\bar{e}_{fk} = \bar{e}_{fs}(\eta_k)$ ,  $k = 1, 2$ ;  $\eta_k = const$ .

На рис. 1 показано характер зміни залишкового ресурсу відповідно до моделей, що базуються на лінійному та нелінійному принципах підсумовування пошкоджень. Важлива особливість цих моделей полягає в тому, що наслідком лінійного принципу підсумовування пошкоджень є принцип незалежності порядку, який в загальному випадку є наслідком принципу суперпозиції, характерного для лінійних систем. Принципова відмінність закономірностей зміни граничних деформацій, що впливають із моделей, які базуються на нелінійному принципі підсумовування пошкоджень, полягає в залежності зміни залишкового ресурсу пластичності від параметра  $\alpha_{12}$ .

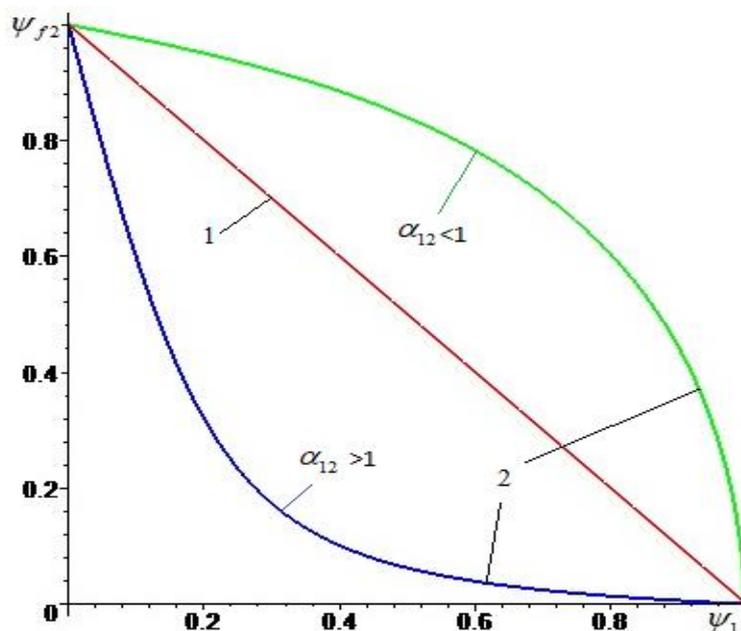


Рис. 1. Залежність залишкового ресурсу на другій стадії від величини використаного ресурсу пластичності на першій стадії:

1 – згідно лінійного принципу накопичення пошкоджень, розрахунок за (3); 2 – згідно нелінійного принципу накопичення пошкоджень, розрахунок за (6),  $\alpha_{12} = 0.23$ ,  $\alpha_{12} = 4.27$

Для розгляду конкретного прикладу наведемо таблицю граничних деформацій для різних матеріалів під час випробувань на стиск, кручення та розтяг (табл. 1). Така таблиця свого часу була зібрана на основі літературних даних В. А. Огородніковим та Л. І. Алієвою.

Таблиця 1

Граничні деформації за умов стаціонарного деформування при різних значеннях показника напруженого стану

№ п/п	Матеріал	Дані для побудови діаграми пластичності			Коефіцієнти чутливості пластичності для показника $\eta$	
		$\varepsilon_p(\eta_1 = 1)$	$\varepsilon_p(\eta_1 = 0)$	$\varepsilon_p(\eta_1 = -1)$	$\lambda_1 = \ln\left(\frac{\varepsilon_p(\eta_1 = 0)}{\varepsilon_p(\eta_1 = 1)}\right)$	$\lambda_2 = \ln\left(\frac{\varepsilon_p(\eta_1 = -1)}{\varepsilon_p(\eta_1 = 0)}\right)$
1	2	3	4	5	6	7
1	BT-1	0,64	1,15	2,9	0,58	0,92
2	P12	0,17	0,55	1,9	1,17	1,236
3	P6M5	0,23	0,46	0,95	0,69	0,72
4	20-A	1	1,3	1,7	0,26	0,25
5	AMГ-2	1,05	1,57	2,25	0,4	0,35
6	BT14	0,15	0,64	1,3	1,45	0,7
7	P18	0,03	0,37	1,16	2,5	1,14
8	P9	0,1	0,48	1,2	1,56	0,91
9	40XH2MA	0,48	0,76	1,52	0,45	0,69
10	Сталь 40	0,09	0,37	$\infty$	1,4	$\infty$
11	OT-4	0,35	0,75	1,6	0,762	0,757
12	40X	0,08	0,86	1,5	2,37	0,556
13	3OXMA	0,31	0,48	2,0	0,43	1,42
14	Сталь 35	0,2	0,53	1,63	0,97	1,1
15	08KP	0,355	0,5	0,7	0,342	0,336
16	У8А	0,03	0,39	1,2	2,56	1,12
17	13M5-A	0,28	0,38	0,9	0,305	0,862
18	XH70BMTЮ	0,38	0,68	1,1	0,58	0,481
19	XH77TЮP	0,29	0,62	0,96	0,76	0,437
20	ЛС59-1	0,4	0,55	0,65	0,318	0,176
21	ШХ-15	0,2	0,52	1,8	2,6	1,24
22	Д-1	0,3	0,47	0,5	0,2	0,3
23	3OXГСА	0,75	1,05	1,45	0,33	0,32
24	Сталь 3	0,25	0,36	$\infty$	0,365	$\infty$
25	Сталь 10	0,3	0,67	2,67	0,803	1,38
26	40X13	0,35	0,84	3,3	0,875	1,37
27	AB	1,25	2,25	3,5	0,59	0,44
28	ЛС62	0,45	1,1	1,5	0,894	0,31
29	Сталь 45	0,15	0,4	1,1	0,981	1,01
30	Д16Т	0,08	0,42	0,9	1,66	0,762
31	X18H9T	0,38	0,76	1,6	0,693	0,744
32	Сталь 20	0,32	0,62	1,23	0,66	0,685
33	AMГ5B	0,735	1,0	1,25	0,31	0,223
34	Д16	0,875	1,25	1,625	0,36	0,262
35	Сталь 35	0,25	0,534	1,63	0,76	1,12
36	Л62	0,4	0,59	1,75	0,39	1,09
37	У8А (2 партія)	0,255	0,39	1,2	0,425	1,12
38	Д16 (2 партія)	0,10	0,41	1,5	1,46	1,30
39	Ст20 (2 партія)	0,3	0,65	1,25	0,773	0,654
40	Ст10 (2 партія)	0,32	0,65	1,42	0,710	0,780
41	Ст38Х2МЮА	0,55	0,75	1,30	0,30	0,551
42	Ст38Х2МЮА термооброблена	0,485	0,74	1,00	0,42	0,30
43	Ст30Х3МФА	0,74	0,85	1,13	0,14	0,28
44	Ст30Х3МФА термооброблена	0,74	0,85	1,13	0,11	0,92

У табл. 2 наведено порівняльні значення граничної деформації матеріалу ВТ9 для різних варіантів двостадійного процесу за умови однакового використаного ресурсу  $\psi_1 = 0,5$ , але з різною послідовністю типів напруженого стану при переході від першої до другої стадії. Сумарну до руйнування деформацію обчислювали за співвідношенням:

$$\bar{e}_{f\Sigma} = \Delta\bar{e}_1 + \Delta\bar{e}_{f2} = \Delta\bar{e}_{f1} \cdot \left( 0,5 + \frac{\psi_{f2}(\psi_1 = 0,5, n = 3, \alpha_{12})}{\alpha_{12}} \right). \quad (7)$$

Переваги представлення критеріальних співвідношень у вигляді залежностей відносних показників (зокрема, залишкового ресурсу від використаного) порівняно з критеріальними залежностями граничної накопиченої деформації від деформації на першій стадії особливо яскраво проявляються при описі двостадійного процесу деформування. Ці переваги полягають в:

Універсальності порівнянь. Введення в співвідношення використаного та залишкового ресурсів надають можливість порівнювати закономірності зміни граничних деформацій матеріалів з різною здатністю до пластичного деформування без руйнування.

Кращому відображенні змін, тенденцій та зручному врахуванні масштабів даних. Очевидно, що для двостадійного процесу «розтяг-кручення» характерна вища гранична накопичена деформація. Водночас гранична накопичена деформація для процесу «кручення-розтяг»

є лише майже вдвічі меншою  $\left( \frac{0,61}{0,33} \approx 1,8 \right)$ , тоді як порівняння відповідних залишкових ресурсів показує ефект на порядок більший  $\left( \frac{0,84}{0,06} = 14 \right)$ .

Отже представлення критеріальних співвідношень у вигляді залежностей залишкового ресурсу від використаного надає можливість більш об'єктивно оцінювати закономірності зміни показників граничного стану й підвищує коректність порівнянь для різних матеріалів та видів напруженого стану.

Зазначимо, що параметр  $\alpha_{12}$ , що з'являється під час математичних перетворень у процесі виведення критеріального співвідношення на основі моделі, заснованої на нелінійному принципі підсумовування пошкоджень, був запропонований В. А. Огородніковим ще до появи співвідношення типу (6), як інженерний показник оцінки придатності матеріалів для листової штамповки методом чистової вирубки.

Таблиця 2

Порівняльні значення граничної деформації матеріалу ВТ9 для різних варіантів двостадійного процесу деформування

Процес двостадійного деформування	$\psi_{f2}$	$\bar{e}_{f\Sigma}$	$\alpha_{12}$
розтяг-кручення	0.84	0.61	0,23
кручення-розтяг	0.06	0.33	4,27

Широкого використання набула модель В. А. Огороднікова, що була запропонована в 1975 р. та є окремим випадком степеневі моделі (5), в якій матеріальний параметр  $n$  представлено співвідношенням, що залежить від похідної  $\frac{d\eta}{de_i}$ .

$$\psi(\bar{e}_{i0}) = \int_0^{\bar{e}_{i0}} \frac{\left(1 + 0,2 \operatorname{arctg}\left(\frac{d\eta}{de_i}(x)\right)\right) \cdot x^{0,2 \operatorname{arctg}\left(\frac{d\eta}{de_i}(x)\right)}}{\left(\bar{e}_{fs}[\eta(x)]\right)^{1+0,2 \operatorname{arctg}\left(\frac{d\eta}{de_i}(x)\right)}} \cdot dx < 1, \quad \psi(\bar{e}_f) = 1. \quad (8)$$

Похідна  $\frac{d\eta}{de_i}$  визначається траєкторією деформування.

Для обґрунтування достовірності та визначення параметра  $n$  цієї моделі була розроблена методика та отримані відповідні експериментальні дані щодо граничних деформацій матеріалу за сумісного кручення з розтягом за різними програмами суцільних циліндричних зразків. Програми проведення експериментів складала так, щоб для конкретного зразка реалізувати або стаціонарне деформування  $0 \leq \eta_k = \text{const} \leq 1$  або одну з лінійних траєкторій

$$\begin{cases} \eta = b \cdot e_i, & 0 < b < \frac{1}{e_{ft}} \\ \eta = 1 - b_1 \cdot e_i, & 0 < b_1 < \frac{1}{e_{fs}} \end{cases}, \quad (9)$$

Вказані результати і до цього часу не втратили свого теоретичного та практичного значення.

При стаціонарному деформуванні  $\eta = \eta_k = \text{const} \Rightarrow \frac{d\eta}{de_i} = 0$  і з цієї моделі, як і з моделі (1), випливає така залежність

$$\psi(\bar{e}_{i0}) = \frac{\bar{e}_{i0}}{\bar{e}_{fk}} < 1 \Rightarrow \psi(\bar{e}_{fk}) = 1, \quad (10)$$

Слід зазначити, що незважаючи на нелінійний принцип підсумовування пошкоджень, на якому базується модель (8), внаслідок вибраної структури виразу для параметра  $n$ , з неї, так само, як і з найпростішої моделі (1), стосовно двостадійного процесу деформування випливає лінійне критеріальне співвідношення (3). Це суттєво звужує межі її застосування, проте цінність розробки вказаної математичної моделі полягає не лише в отриманні її математичного представлення, але й в методиці її розробки, що включає обґрунтування її достовірності, зокрема, через визначення параметра моделі на основі експериментальних даних щодо граничних деформацій матеріалу під час сумісного кручення та розтягу за різними програмами деформування суцільних циліндричних зразків. При цьому, запропонована методика разом з математичними моделями для розрахунку вказаних програм деформування є окремою цінністю, що дозволяє підвищити або перевірити точність та надійність будь-якої моделі підсумовування пошкоджень для певного класу траєкторій деформування.

У всіх представлених моделях використовуються подання граничних деформацій в залежності від одного безрозмірного показника напруженого стану. Звичайно, не складає принципівих труднощів формальне узагальнення моделей підсумовування пошкоджень у випадку заміни кривої граничних деформацій  $\bar{e}_{fs}(\eta)$  поверхнею, що залежить від двох безрозмірних показників напруженого стану, наприклад, як це зроблено в [1].

На початку 80-х років минулого століття з'явилася як тензорно-лінійна модель, запропонована Г. Делем [2]:

$$\psi_{ij}(\bar{e}_{i0}) = \int_0^{\bar{e}_{i0}} \frac{(1-n) \cdot \bar{e}_{fs}[\eta(x)] + 2 \cdot n \cdot x}{\bar{e}_{fs}^2[\eta(x)]} \cdot \beta_{ij}(x) \cdot dx, \quad (11)$$

$$0 \leq \psi_{ij}(\bar{e}_{i0}) \cdot \psi_{ij}(\bar{e}_{i0}) < 1, \quad (12)$$

де  $\beta_{ij}$  – компоненти напрямного тензора приростів пластичної деформації;  $\psi_{ij}$  – компоненти тензора-девіатора пошкоджень;  $\psi_{ij}(\bar{e}_{i0}) \cdot \psi_{ij}(\bar{e}_{i0})$  – другий інваріант девіатора пошкоджень, що використовується як міра пошкоджень; так і її узагальнення на випадок тензорної нелінійності [2, 3], що запишемо у вигляді

$$\psi_{ij}(\bar{e}_{i0}) = \int_0^{\bar{e}_{i0}} \frac{n \cdot x^{n-1}}{\bar{e}_{fs}^n[\eta(x)]} \cdot \left( (a-b) \cdot \beta_{ij}(x) + b \cdot \left( \beta_{ik}(x) \cdot \beta_{kj}(x) - \frac{1}{3} \cdot \delta_{ij} \right) \right) dx, \quad (13)$$

з тою самою мірою пошкоджень.

Тут

$$a = -3 \cdot D \cdot b + \sqrt{(3 \cdot D \cdot b)^2 - \frac{b^2}{6} + 1}, \quad |b| \leq \sqrt{6};$$

$D$  - третій інваріант тензора  $\beta_{ij}$ ,

$$D = \sqrt{54} \cdot |\beta_{ij}|.$$

В. А. Матвійчук для розв'язання сформульованих ним задач, розробив математичну модель саме на основі тензорно-нелінійної моделі. І показав, що тензорно - лінійні моделі не здатні описати виявлені ним закономірності зміни граничних деформацій за умови суттєво немонотонних процесів деформування.

Систематичне дослідження критеріальних співвідношень для граничних деформацій стосовно холодного двохетапного деформування початково ізотропних матеріалів викладене в праці [3].

## ВИСНОВКИ

1. Проаналізовано лінійний та нелінійний принципи підсумовування пошкоджень в їх зв'язку з відповідними скалярними та тензорними моделями та застосуванні для опису граничних пластичних деформацій у стаціонарних і нестаціонарних процесах деформування.

2. Продемонстровано переваги представлення критеріальних співвідношень у відносних координатах (залишковий ресурс від використаного), що забезпечують універсальність порівнянь, кращу візуалізацію змін, тенденцій і зручне врахування масштабів даних.

3. Виявлено принципові якісні та кількісні відмінності між критеріальними співвідношеннями, що впливають із моделей лінійного та нелінійного підсумовування пошкоджень. Це особливо проявляється у двостадійному процесі деформування: для процесів «розтяг-кручення» і «кручення-розтяг» нелінійний критерій показує значні відмінності у залишковому ресурсі порівняно з лінійним критерієм, що дає однаковий результат у обох випадках.

4. При аналізі моделі В. А. Огороднікова зазначено її переваги та недоліки, що раніше залишалися недостатньо дослідженими. Уточнено рекомендації щодо застосування цієї моделі для класів нестаціонарного деформування.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Грушко О.В., Огородніков В.А., Слободянюк Ю.О. Деформовність маловуглецевого дроту в процесі його багатоступінчастого холодного волочіння. *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. 2019. 3, С. 103–110. <https://doi.org/10.31649/1997-9266-2019-144-3-103-110>
2. Михалевич В.М. Тензорні моделі накопичення пошкоджень. Вінниця : УНІВЕРСУМ-Вінниця. 1998. 195 с.
3. Михалевич В.М., Добранюк Ю.В., Тютюнник О.І. Моделі накопичення пошкоджень в ізотропних матеріалах при холодному двохетапному деформуванні: монографія. Вінниця: ВНТУ. 2024. 121 с. ISBN 978-617-8163-11-2
4. Сивак Р.І., Огородніков В.А., Архіпова Т.Ф. Немонотонна пластична деформація в процесах обробки металів тиском. Вінниця: ВНАУ. 2022. 202 с. ISBN 978-617-7230-46-7
5. Matviychuk V., Mikhalevich V., Shtuts A. Analysis of stress-strain state (sss) of billet material in the course of setting by resource-saving method of roll stamping. *Vibrations in engineering and technology*. 2023. 1 (108), С. 63–72. <https://doi.org/10.37128/2306-8744-2023-1-7>
6. Hooputra H, Gese H, Dell H, Werner H. A comprehensive failure model for crashworthiness simulation of aluminum extrusions. *International Journal of Crashworthiness*. 2004. 9(5), pp. 449–664. <http://dx.doi.org/10.1533/ijcr.2004.0289>
7. Bai Y., Wierzbicki T. Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture. *Int. J. Fract.* 2010. 161, pp. 1–20. <https://doi.org/10.1007/s10704-009-9422-8>
8. Cao T.S. Models for ductile damage and fracture prediction in cold bulk metal forming processes: a review. *Int. J. Mater. Form.* 2017. 10, pp. 139–171. <https://doi.org/10.1007/s12289-015-1262-7>
9. Park S.J., Cerik B.C., Choung J. Comparative study on ductile fracture prediction of high-tensile strength marine structural steels. *Ships and Offshore Structures*. 2020 15(sup1), pp. 208–219. <https://doi.org/10.1080/17445302.2020.1743552>
10. Грушко О.В., Гуцалюк О.В., Андреев І.В., Мельниченко В.В., Студенець С.Ф. Механічні характеристики сплавів системи W–Ni–Fe. *Фізико-хімічна механіка матеріалів*. 2018. Т. 54, № 1, С. 88–94.
11. Михалевич В. М., Добранюк Ю. В. Моделювання напружено-деформованого та граничного станів поверхні циліндричних зразків при торцевому стисненні: монографія. Вінниця: ВНТУ. 2013. 180 с. ISBN 978-966-641-532-8
12. Матвійчук В.А., Колісник М.А., Штуць А.А. Побудова кривих граничних деформацій матеріалів. *Вібрації в техніці та технологіях*. 2022. № 2 (105), С. 84–90. <https://doi.org/10.37128/2306-8744-2022-2-9>.

## REFERENCES

1. Grushko O. V., Ogorodnikov V. A., Slobodianiuk Yu. O. Deformation of Low-Carbon Wire in the Process of its Multistage Cold Drawing. *Bulletin of the Vinnytsia Polytechnic Institute*. 2019. 3, pp. 103-110. <https://doi.org/10.31649/1997-9266-2019-144-3-103-110> (in Ukrainian).
2. Mikhalevich V. M. Tensor models of damage accumulation. Vinnytsia: "UNIVERSUM – Vinnytsia". 1998. 195 p. (in Ukrainian).
3. Mykhalevych V. M., Dobraniuk Yu. V., Tiutiunyk O. I. Damage accumulation models in isotropic materials during cold two-stage: monograph. Vinnytsia: VNTU. 2024. 121 p. ISBN 978-617-8163-11-2. (in Ukrainian).
4. Sivak R.I., Ogorodnikov V.A., Arkhipova T.F. Non-monotonic plastic deformation in the processes of processing metals by pressure. Vinnytsia: VNAU. 2022. 202 p. ISBN 978-617-7230-46-7. (in Ukrainian).
5. Matviychuk V., Mikhalevich V., Shtuts A. Analysis of stress-strain state (sss) of billet material in the course of setting by resource-saving method of roll stamping. *Vibrations in engineering and technology*. 2023. 1 (108), pp. 63–72. <https://doi.org/10.37128/2306-8744-2023-1-7>.
6. Hooputra H, Gese H, Dell H, Werner H. A comprehensive failure model for crashworthiness simulation of aluminum extrusions. *International Journal of Crashworthiness*. 2004. 9(5), pp. 449–664. <http://dx.doi.org/10.1533/ijcr.2004.0289>.
7. Bai Y., Wierzbicki T. Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture. *Int J Fract.* 2010. 161, pp. 1–20. <https://doi.org/10.1007/s10704-009-9422-8>
8. Cao T.S. Models for ductile damage and fracture prediction in cold bulk metal forming processes: a review. *Int. J. Mater. Form.* 2017. 10, pp. 139–171. <https://doi.org/10.1007/s12289-015-1262-7>
9. Park S.J., Cerik B.C., Choung J. Comparative study on ductile fracture prediction of high-tensile strength marine structural steels. *Ships and Offshore Structures*. 2020 15(sup1), pp. 208–219. <https://doi.org/10.1080/17445302.2020.1743552>
10. Hrushko O.V., Gutsalyuk O.V., Andreev I.V., Melnychenko V.V., Studenets S.F. Mechanical characteristics of alloys of the W–Ni–Fe system. *Physicochemical Mechanics of Materials*. 2018. 54, 1, pp. 88–94. (in Ukrainian).
11. Mikhalevich V.M., Dobraniuk Yu.V. Modeling of the stress-strain and limit states of the surface of cylindrical samples under end compression: monograph. Vinnytsia: VNTU. 2013. 180 p. ISBN 978-966-641-532-8. (in Ukrainian).

12. Matviychuk V. A., Kolisnyk M. A., Shtuts A. A. Construction of curved limit deformations of materials. *Vibrations in engineering and technology*. 2022. № 2 (105), pp. 84-90. <https://doi.org/10.37128/2306-8744-2022-2-9>. (in Ukrainian).

**Mykhalevych V., Dobraniuk Yu., Tiutiunnyk O., Kolisnyk M. Linear and non-linear models in damage summation theory**

*In the article, against the background of a brief and fragmentary review of the development of the theory of deformability in the works of domestic scientists, the concepts of linear and nonlinear principles of damage summation in their connection with the corresponding scalar and tensor models are considered. The criterion relations resulting from these models are studied for the description of the ultimate plastic deformations in the processes of steady and unsteady deformation.*

*On the example of a two-stage process, which in each stage is a stationary process, i.e. characterized by a constant value of the stress state index, the regularities of changes of the ultimate deformations in relative coordinates are demonstrated, which reflect the dependence of the residual on the plasticity resource used. The advantages of presenting the criterion relations in these coordinates are substantiated, which consist in universality of comparisons and better reflection of changes, trends, and convenient consideration of data scales. The fundamental qualitative and quantitative difference between the criterion relations derived from models based on linear and nonlinear principles of damage aggregation in relation to the two-stage deformation process is demonstrated. In particular, it was found that when using the plasticity resource of 0.5 in the first stage, the estimated residual life according to the nonlinear criterion relation is 0.84 for the tensile-torsion process and 0.06 for the torsion-tension process, while according to the linear criterion, the residual life is 0.5 in both cases.*

*The analysis of the model of V.A. Ogorodnikov shows its advantages and disadvantages, which have not been sufficiently considered in the literature. It is shown for which classes of transient deformations the specified model, which reflects the nonlinear principle of damage summation, becomes identical with the simplest linear model. Thus, the recommendations concerning the limits of application of various damage summation models are clarified.*

**Keywords:** *damage summation theory, deformability theory, ultimate plastic deformation, stress state index, two-stage deformation process, scalar and tensor models, plasticity resource.*

**Михалевич Володимир Маркусович** – д-р техн. наук, проф., ВНТУ

**Mykhalevych Volodymyr** – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, VNTU

E-mail: [mykhalevych@vntu.edu.ua](mailto:mykhalevych@vntu.edu.ua)

ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-1557-7331>

**Добранюк Юрій Володимирович** – канд. техн. наук, доц., ВНТУ

**Dobraniuk Yuriï** – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, VNTU

E-mail: [dobraniuk@vntu.edu.ua](mailto:dobraniuk@vntu.edu.ua)

ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6387-6331>

**Тютюнник Оксана Іванівна** – канд. пед. наук, доц., ВНТУ

**Tiutiunnyk Oksana** – Candidate of Pedagogical Sciences, Associate Professor, VNTU

E-mail: [tutunnik.oksana@gmail.com](mailto:tutunnik.oksana@gmail.com)

ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-8544-4246>

**Колісник Микола Анатолійович** – асистент, ВНАУ

**Kolisnyk Mykola** – Assistant, VNAU

E-mail: [kolisnik30@gmail.com](mailto:kolisnik30@gmail.com)

ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-5502-6556>

ВНТУ – Вінницький національний технічний університет, м. Вінниця

VNTU – Vinnytsia National Technical University, Vinnytsia

ВНАУ – Вінницький національний аграрний університет, м. Вінниця

VNAU – Vinnytsia National Agrarian University, Vinnytsia

*Стаття надійшла до редакції 02.08.24 р.*

Ковалевський С. В.  
Сидюк Д. М.  
Ковалевська О. С.

## АСПЕКТИ ВПРОВАДЖЕННЯ ШТУЧНОГО ІНТЕЛЕКТУ В ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЖИТТЄВОГО ЦИКЛУ ВИРОБІВ МАШИНОБУДУВАННЯ

*Стаття присвячена аналізу впровадження штучного інтелекту (ШІ) у технологічне забезпечення життєвого циклу виробів машинобудування. Описано ключові аспекти використання ШІ для підвищення ефективності всіх етапів життєвого циклу машинобудівних об'єктів – від проектування до утилізації. Особлива увага приділяється використанню передових технологій для автоматизації, прогнозного обслуговування та діагностики стану виробничих об'єктів. Механічна обробка тиском і різанням розглядаються як важливі етапи виробничого процесу, де застосування ШІ забезпечує адаптивний контроль параметрів, таких як тиск, температура, швидкість різання і зусилля деформації, що дозволяє мінімізувати знос інструментів, підвищити точність обробки і забезпечити стабільну якість продукції. Розроблено концептуальну структурну схему інтеграції ШІ у процеси контролю за виробництвом і обслуговуванням функціональних поверхонь деталей. Вона включає збір і обробку даних, прогнозування стану виробничих об'єктів та їх оперативне відновлення в разі виявлення зносу або пошкодження. Використання технологій ШІ дозволяє своєчасно виявляти проблеми, що виникають на етапах експлуатації обладнання, забезпечуючи його безперебійну роботу та скорочуючи кількість простоїв. Важливим є також інтеграція ШІ в процеси утилізації виробів, що дозволяє оптимізувати переробку матеріалів та зменшити негативний вплив на навколишнє середовище. Окремо розглянуто питання прогнозного технічного обслуговування, де завдяки аналізу даних із сенсорів та датчиків за допомогою ШІ можливе передбачення зносу і виходу з ладу деталей. Створення цифрових двійників виробничих об'єктів дає змогу контролювати їх функціональний стан в режимі реального часу, що підвищує ефективність роботи обладнання та знижує витрати на технічне обслуговування. У статті показано, що впровадження ШІ в усі етапи життєвого циклу виробничих об'єктів є критичним фактором для підвищення їх надійності, довговічності та конкурентоспроможності. Отримані результати демонструють, що використання ШІ дозволяє значно підвищити ефективність виробництва, знизити витрати на обслуговування і ремонт, підвищити якість продукції, а також забезпечити екологічну стійкість у сучасному машинобудуванні. Штучний інтелект відіграє важливу роль у забезпеченні адаптивних підходів до управління виробничими процесами, що дозволяє досягати високих показників продуктивності при мінімальних витратах.*

**Ключові слова:** машинобудування, штучний інтелект, життєвий цикл, механообробка, прогнозне обслуговування, автоматизація, цифрові двійники, оптимізація,

В умовах сучасного машинобудування виникає необхідність підвищення ефективності виробничих процесів, зокрема через покращення якості функціональних поверхонь деталей, зниження витрат на їх обслуговування та подовження терміну служби [1, 2]. Однією з головних проблем є недостатня інтеграція передових технологічних методів відновлення функціональних поверхонь та систем діагностики стану об'єктів машинобудування, що призводить до неефективного використання ресурсів, зростання витрат на ремонт і обслуговування, а також до погіршення надійності обладнання [3, 4]. Впровадження штучного інтелекту для автоматизації процесів моніторингу, діагностики та відновлення функціональних поверхонь залишається актуальним завданням для підвищення конкурентоспроможності машинобудівних підприємств. Механічна обробка тиском і різанням є ключовими процесами при виготовленні високоточних деталей, але ці методи обробки вимагають точного контролю параметрів, таких як температура, тиск, швидкість різання та зусилля деформації [5, 6]. Інтеграція ШІ на цих етапах дозволяє забезпечити адаптивний контроль та оптимізацію процесів, що значно підвищує ефективність виробництва і зменшує знос інструментів та обладнання.

Метою статті є розробка концепції підвищення ефективності виробництва, точності обробки, надійності обладнання та зниження витрат на обслуговування і ремонт у процесі життєвого циклу виробів машинобудування, зокрема на етапах механообробки тиском і різанням на підставі потенціалу штучного інтелекту (ШІ), включаючи використання ШІ для прогнозного технічного обслуговування, діагностики та відновлення функціональних поверхонь виробів.

Завданням, яке спрямоване на досягнення висловленої мети, є розробка концептуальної структурної схеми інтеграції штучного інтелекту в процеси моніторингу, діагностики та відновлення функціональних поверхонь об'єктів машинобудування на всіх етапах їх життєвого циклу. Схеми повинні відображати системний підхід до збору, обробки даних і прогнозування стану функціональних поверхонь, забезпечуючи основу для подальшої програмної реалізації алгоритму моніторингу та діагностики функціональних поверхонь об'єктів машинобудування із застосуванням штучного інтелекту для своєчасного виявлення зносу та прогнозування необхідності відновлювальних робіт..

*Вплив штучного інтелекту на життєвий цикл технологічних об'єктів.*

Сучасні технології штучного інтелекту пропонують широкий спектр інструментів і методів, які можна адаптувати для вирішення проблем економічного розвитку, в тому числі шляхом розвитку промислового сектору економіки [7, 8, 9]. Особливо актуальним є питання застосування ШІ в контексті відновлення та розвитку України, яка переживає значні потрясіння внаслідок економічних криз, військових конфліктів чи стихійних лих.

У рамках технологічного процесу виготовлення виробів з металу важливим є контроль механообробки тиском та різанням. ШІ може оптимізувати ці процеси шляхом адаптивного управління параметрами, наприклад, силою тиску при пресуванні або швидкістю процесів різання. Це дозволяє забезпечити високий рівень точності обробки, знизити знос інструменту та забезпечити стабільну якість деталей.

У документі [10] розглядається життєвий цикл технології, зазначається, що життєвий цикл будь-якого технологічного продукту починається з інновації, проходить через стадії зростання, зрілості та, зрештою, занепаду. Важливим аспектом є те, що технологічний розвиток впливає на виробничі процеси на кожній стадії життєвого циклу, що робить завдання підтримки життєвого циклу критичним для збереження конкурентоспроможності виробництва. У роботах [10, 11] підкреслюється важливість підтримки життєвого циклу в контексті сталого розвитку. У ньому йдеться про те, що впровадження ШІ може сприяти кращому управлінню життєвим циклом об'єктів, забезпеченню ефективного використання ресурсів і зменшенню впливу на навколишнє середовище. Це особливо важливо в контексті глобального переходу до більш сталого суспільства, де підтримка життєвого циклу об'єктів має ключове значення. У документі [12] також зазначається, що питання життєвого циклу об'єктів і технологій є центральним у контексті цифрової трансформації, де застарілі системи можуть стати суттєвою перешкодою для розвитку. Це підкреслює необхідність розробки систем, здатних ефективно адаптуватися до змін, забезпечуючи довгострокову функціональність і підтримку життєвого циклу. Ці твердження підтверджують важливість системного підходу до підтримки життєвого циклу будь-яких об'єктів у сучасних умовах розвитку технологій та управління ними. Важливість забезпечення поточного життєвого циклу штучного інтелекту (ШІ) на кожному етапі його існування згадується в кількох джерелах. Перший етап, розробка та впровадження, є критично важливим, оскільки на цьому етапі важливо розглянути майбутні оновлення та інтеграцію ШІ з іншими системами. У документі [11] наголошується на важливості дотримання нормативних вимог та етичних стандартів на всіх етапах розробки ШІ, забезпечення його актуальності та відповідності стандартам якості під час експлуатації [13]. На етапі експлуатації необхідне постійне оновлення алгоритмів штучного інтелекту з урахуванням нових даних і змін у середовищі. У документі [14] зазначено, що для успішного впровадження ШІ в нових технологічних середовищах, таких як 5G, необхідно забезпечити безперервне оновлення та підтримку систем, які включають ШІ, для забезпечення їх актуальності та ефективності [15]. Регулярне оновлення та технічне обслуговування ШІ мають вирішальне значення для його ефективного функціонування протягом усього життєвого циклу. У документі [16] обговорюється необхідність постійного моніторингу та оновлення систем штучного інтелекту для забезпечення їх актуальності, особливо в кризових ситуаціях, коли своєчасне оновлення може мати вирішальне значення [17]. Таким чином, забезпечення поточного життєвого циклу ШІ на кожному етапі його існування має важливе значення для підтримки його ефективності, безпеки та від-

повідності сучасним стандартам. Обслуговування та підтримка життєвого циклу об'єктів машинобудування з використанням штучного інтелекту (ШІ) може здійснюватися на всіх етапах від проектування до утилізації. Життєвий цикл об'єктів машинобудування – це складний процес, що складається з декількох етапів, кожен з яких є критичним для досягнення кінцевого результату.

Процес розробки машинобудівної продукції складний і складається з кількох основних етапів. Першим важливим кроком є проектування компонентів, під час якого визначаються геометричні параметри деталей, такі як розміри компонентів, з урахуванням технічних вимог, включаючи міцність, точність, матеріал, запас міцності та інші характеристики. Ці параметри мають певний рівень невизначеності, що вимагає проведення аналізу чутливості для оцінки впливу змін на кінцевий результат. Після визначення геометричних параметрів необхідно проаналізувати час виготовлення деталей, ефективність виробництва та компонування обладнання для оптимізації виробничого потоку. Особливе значення надається моделюванню виробничого процесу, яке враховує ефективність використання машин і розміщення робочих місць. Переходячи до проектування системи технологічної обробки, необхідно розробити конфігурацію і планування обладнання для різних операцій. Це включає аналіз логістичних концепцій, стратегій зберігання, планування складів і типів технологічного обладнання. Важливим аспектом є ефективне використання площі на виробництві, оскільки різні технологічні процеси вимагають різної щільності розміщення та переміщення продукції. Для системного аналізу доцільно створити бібліотеку моделювання, яка дозволить детально вивчити різні типи технологічного обладнання та операцій. Моделювання стає інструментом отримання реалістичного уявлення про виробничий процес, що важливо для підвищення ефективності виробництва. Етап впровадження нових операційних систем для технологічних об'єктів машинобудівного виробництва є складним, оскільки очікування від виробництва та якості операційних систем для технологічних об'єктів не завжди збігаються. Тому необхідно використовувати імітаційну модель для перевірки функціональності цих операційних систем перед їх впровадженням. Віртуальне виробництво, яке включає в себе моделі машин, обладнання та операцій, дозволяє проводити комплексне тестування та оцінку якості таких операційних систем. Емуляційний підхід забезпечує комплексну перевірку взаємодії між різними компонентами виробництва, що є ключовим для виявлення та виправлення помилок. Після впровадження операційних систем у реальну роботу наступним кроком є навчання персоналу для забезпечення високої продуктивності. Ігрова навчальна платформа на основі віртуальної реальності виявилася ефективною для передачі практичних знань і досвіду, усуваючи ризики, пов'язані з традиційними методами навчання. Віртуальна реальність дозволяє проводити навчання, наближене до реальних умов, що важливо для планування та прийняття рішень операторами. Оптимізація роботи виробу включає коригування параметрів систем управління виробництвом і перевірку плану виробництва. Налаштування параметрів системи керування виробництвом у змодельованому віртуальному середовищі дозволяє досягти оптимальної продуктивності заводу, зокрема шляхом оптимізації розміщення деталей і компонентів. Перевірка плану за допомогою віртуальної моделі дозволяє значно прискорити тестування та вдосконалення плану виробництва. Для підвищення ефективності процесу планування необхідно використовувати статистичний аналіз і візуалізацію, які допомагають інженерам-конструкторам приймати зважені рішення протягом обмеженого часу. Такий підхід спрямований на підвищення продуктивності та якості продукції машинобудування шляхом використання інноваційних методів моделювання та навчання.

*Управління життєвим циклом виробів машинобудування шляхом інтеграції ШІ в процеси обробки тиском і різання металів.*

Схема управління життєвим циклом об'єктів машинобудування включає кілька ключових етапів, кожен з яких взаємопов'язаний і підтримується використанням сучасних технологій штучного інтелекту (ШІ), а також реалізацією таких технологічних процесів, як створення та відновлення функціональних поверхонь. частин (рис. 1).

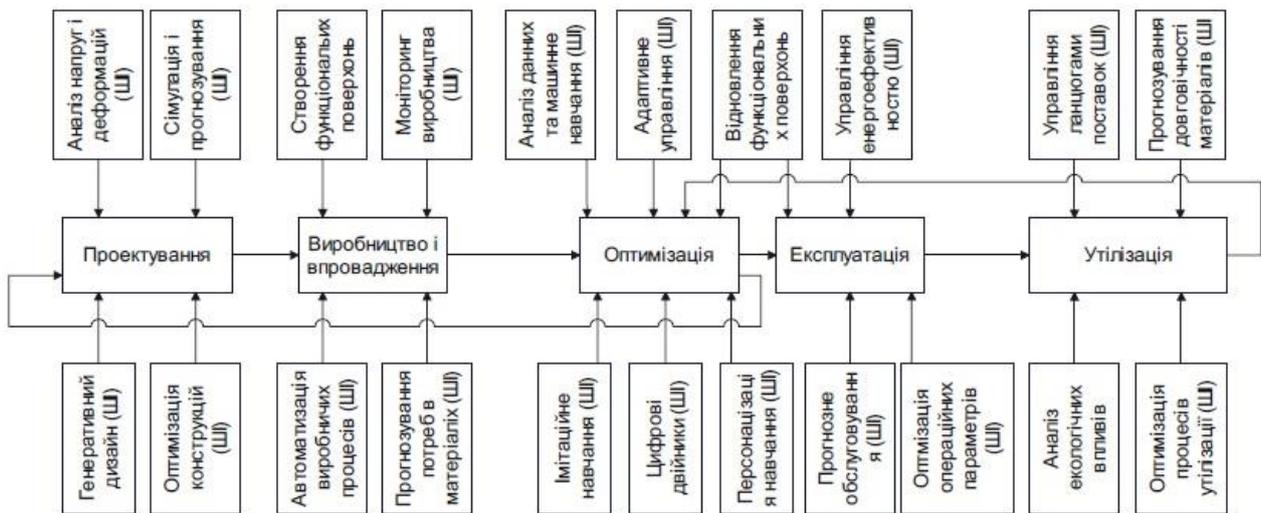


Рис. 1. Інтеграція штучного інтелекту в життєвий цикл виробничих об'єктів

Важливим етапом життєвого циклу є механообробка тиском та різанням, де ШІ допомагає автоматизувати вибір оптимальних параметрів обробки для різних типів матеріалів. Наприклад, алгоритми машинного навчання здатні аналізувати реальні дані про характеристики матеріалу і відповідно коригувати швидкість різання або тиск при штампуванні, що дозволяє зменшити знос інструментів і підвищити якість продукції.

Схема управління життєвим циклом об'єктів машинобудування складається з кількох ключових етапів, кожен з яких є критичним для досягнення високої якості продукції та оптимізації витрат. Перший етап — проектування, де визначаються основні параметри продукту, такі як геометрія, матеріали, функціональні вимоги та технічні характеристики. У цьому процесі ШІ відіграє важливу роль, зокрема в оптимізації конструкції, враховуючи вимоги до міцності, ваги та вартості. Генеративний дизайн, також заснований на штучному інтелекті, дозволяє створювати інноваційні дизайни, які відповідають заданим параметрам за допомогою алгоритмів машинного навчання. Аналіз напруги та деформації за допомогою ШІ прогнозує поведінку матеріалів під навантаженням, скорочуючи час і вартість фізичних експериментів. Крім того, моделювання різних сценаріїв використання та впливу зовнішніх факторів на продукти за допомогою ШІ дозволяє передбачити їх довговічність і надійність.

Після завершення етапу проектування слідує етап впровадження, який включає процеси підготовки до виробництва, виробничі процеси та контроль якості. На цьому етапі ШІ використовується для автоматизації виробничих процесів, скорочення часу простою та підвищення ефективності виробництва. Важливим аспектом є прогнозування матеріально-ресурсної потреби, що дозволяє оптимізувати закупівлі та логістику з урахуванням попиту та матеріальної забезпеченості. AI також забезпечує постійний моніторинг виробництва в реальному часі, виявляючи аномалії та негайно реагуючи на них, забезпечуючи безперебійну роботу. Важливою складовою цього етапу є створення функціональних поверхонь деталей, які забезпечують їх довговічність і надійність в процесі експлуатації. Етап експлуатації охоплює період, протягом якого виріб виконує свої функції за призначенням. Прогнозне технічне обслуговування, засноване на аналізі даних датчиків за допомогою штучного інтелекту, дозволяє передбачити знос і ймовірність поломки обладнання, допомагаючи уникнути незапланованих простоїв і мінімізувати витрати на ремонт. ШІ також використовується для автоматичного налаштування робочих параметрів обладнання для досягнення оптимальної продуктивності та ефективності. Управління енергією за допомогою штучного інтелекту дозволяє оптимізувати енергоспоживання на основі аналізу умов праці та вимог, зменшити витрати та мінімізувати вплив на навколишнє середовище. При прогнозуванні зносу обладнання і технологічних інструментів в процесах механообробки тиском і різанням використання ШІ дозволяє значно підвищити точність прогнозів. Це допомагає вчасно проводити заміну інструментів, знижуючи кількість незапланованих простоїв і підвищуючи ефективність виробництва. Крім того, на цьому етапі

відновлення функціональних поверхонь має вирішальне значення, оскільки це подовжує термін служби деталей і зменшує витрати на заміну. Оптимізація — це наступний етап життєвого циклу, на якому аналізуються та вдосконалюються існуючі процеси, продукти та системи. Аналіз даних і машинне навчання дозволяють виявити можливості для підвищення якості продукції та зниження витрат. Створення цифрового двійника реальних об'єктів дозволяє аналізувати, тестувати та оптимізувати їх роботу в реальному часі без ризику для фактичного обладнання. ШІ також реалізує адаптивні стратегії управління виробництвом, що дозволяє швидко реагувати на зміни умов праці та вимог ринку. Реставрація функціональних поверхонь на цьому етапі також важлива, оскільки вдосконалення технологій реставрації може значно збільшити термін служби виробу та знизити витрати на обслуговування. Останнім етапом життєвого циклу є утилізація та переробка, яка включає процеси збору, сортування, обробки та переробки використаних продуктів і матеріалів. AI допомагає оптимізувати процеси утилізації, керувати логістикою утилізації та відновлювати матеріали та компоненти для повторного використання, зменшуючи вплив на навколишнє середовище та підвищуючи ефективність утилізації. Аналіз впливу на навколишнє середовище за допомогою ШІ дозволяє моделювати наслідки різних стратегій утилізації та вибирати найбільш ефективні та екологічно безпечні рішення. Прогнозування довговічності матеріалів на основі аналізу зносу та їхніх властивостей допомагає визначити найбільш прийнятний метод утилізації. На всіх етапах життєвого циклу навчання та розвиток персоналу є вирішальними. Навчання на основі моделювання у віртуальній реальності дозволяє операторам безпечно освоювати нові технології та процеси. Використання алгоритмів AI для створення персоналізованих програм навчання, які враховують поточні навички та потреби співробітників, забезпечує більш ефективне навчання, спрямоване на досягнення конкретних завдань і цілей компанії. Інтеграція та взаємодія систем критично важливі для забезпечення безперебійної роботи підприємства. Використання Інтернету речей (IoT) і уніфікованих платформ з підтримкою ШІ дозволяє інтегрувати різні системи управління, забезпечуючи їх ефективну взаємодію. AI аналізує та оптимізує ланцюжки поставок, знижуючи витрати та покращуючи координацію між постачальниками та виробниками, що є важливим для своєчасного постачання матеріалів та управління відходами. Таким чином, комплексний підхід до управління життєвим циклом об'єктів машинобудування, що поєднує сучасні технології ШІ та традиційні технологічні процеси, значно підвищує ефективність виробництва, забезпечує високу якість продукції та мінімізує витрати на всіх етапах життєвого циклу. Проте кожен етап потребує системного, комплексного вирішення питань безперервної діагностики та постійного прийняття обґрунтованих рішень для підтримки оптимального стану життєвого циклу об'єкта. Щоб інтегрувати діагностику об'єктів життєвого циклу (LCO) в існуючу схему, необхідно включити новий елемент, який буде взаємодіяти з різними етапами LCO, де діагностика відіграє ключову роль у підтримці та оптимізації продуктивності об'єкта. Зокрема, цей елемент, який передбачає використання штучного інтелекту (AI) для безперервного моніторингу та аналізу стану об'єкта, дозволяє своєчасно виявляти відхилення від нормальної роботи, сигналізувати про знос, несправність або потреби в обслуговуванні. На етапі проектування діагностичні можливості передбачені та включені в дизайн виробу.

Це означає, що вбудовані засоби моніторингу та збору даних, які використовуватимуться для подальшої діагностики, оптимізуючи конструкцію для спрощення майбутніх діагностичних заходів, тим самим зменшуючи витрати на експлуатацію та обслуговування.

На етапі впровадження виконується початкове налаштування діагностичних систем, встановлення датчиків і налаштування алгоритму ШІ для моніторингу, що забезпечує постійний контроль якості та раннє виявлення проблем під час початкових операцій. Основний робочий етап передбачає безперервний моніторинг стану об'єкта, де ШІ аналізує дані датчиків для виявлення потенційних проблем. Це особливо важливо для запобігання несподіваним збоєм, мінімізації часу простою та забезпечення безперебійної роботи обладнання. Зібрані діагностичні дані використовуються для подальшої оптимізації роботи обладнання та процесів. Це включає коригування робочих параметрів, підвищення ефективності та впровадження адаптивних стратегій управління, які визначають можливості для підвищення продуктивності та ефективності системи за допомогою точного аналізу

стану об'єктів. На етапі остаточної утилізації діагностика оцінює стан об'єктів перед демонтажем, визначає можливості повторного використання компонентів або матеріалів. Ця інформація має вирішальне значення для прийняття обґрунтованих рішень щодо переробки чи утилізації на основі фактичного стану об'єктів. Тому діагностика стану об'єкта за допомогою ШІ є критично важливою складовою на всіх етапах життєвого циклу об'єкта машинобудування. Він забезпечує безперервний моніторинг стану об'єкта, вчасно виявляє потенційні проблеми та запобігає їх переростанню у серйозні несправності. Це, в свою чергу, підвищує надійність, безпеку та економічну ефективність виробничих процесів і експлуатації обладнання. Інтеграція діагностики на кожному етапі життєвого циклу дозволяє підприємствам оптимізувати свої процеси, забезпечуючи високу якість продукції, ефективне використання ресурсів і зниження витрат на обслуговування та ремонт.

## ВИСНОВКИ

У роботі доведено, що застосування технологічних методів створення функціональних поверхонь, їх відновлення та діагностики стану об'єктів машинобудування є ключовими для підвищення ефективності та надійності виробничих процесів. Створення функціональних поверхонь за допомогою інноваційних технологій, зокрема штучного інтелекту (ШІ), дозволяє значно покращити експлуатаційні характеристики деталей, зокрема їх довговічність та зносостійкість. Використання ШІ для моніторингу стану функціональних поверхонь у режимі реального часу надає можливість вчасно виявляти ознаки зносу, що дозволяє мінімізувати ризики несправностей та випадкових простоїв. Відновлення функціональних поверхонь із застосуванням передових технологій, таких як лазерне наплавлення або адитивні методи, підтримувані ШІ, суттєво подовжує термін служби деталей, зменшуючи витрати на заміну та ремонт. Автоматизовані системи діагностики, що використовують машинне навчання для аналізу зібраних даних, допомагають не лише виявляти потенційні проблеми, але й прогнозувати необхідні дії для підтримання оптимального стану об'єктів. Отримані результати досліджень підтверджують, що інтеграція технологій створення, відновлення та діагностики функціональних поверхонь на всіх етапах життєвого циклу машинобудівних об'єктів дозволяє забезпечити їх стабільну продуктивність, підвищити економічну ефективність виробництва та мінімізувати негативний вплив на навколишнє середовище. Технології ШІ надають інструменти для впровадження адаптивних підходів до управління життєвим циклом об'єктів, що дозволяє досягати високої якості продукції та скорочувати витрати механічної обробки тиском і різанням металів.

## REFERENCES

1. Fracapane G., Eleftheriadis R., Powell D., Antony J. A global survey on the current state of practice in Zero Defect Manufacturing and its impact on production performance. *Computers in Industry*. 2023, vol. 148. art. no. 103879, ISSN 0166-3615. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compind.2023.103879>.
2. Kokare S., Oliveira J.P., Godina R. Life cycle assessment of additive manufacturing processes: A review. *Journal of Manufacturing Systems*. 2023, vol. 68, pp. 536–559, ISSN 0278-6125. doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2023.05.007>.
3. Warke V., Kumar S., Bongale A., Kamat P., Kotecha K., Selvachandran G., Abraham A. Improving the useful life of tools using active vibration control through data-driven approaches: A systematic literature review. *Engineering Applications of Artificial Intelligence*. 2024, vol. 128, art. no. 107367, ISSN 0952-1976. doi: <https://doi.org/10.1016/j.engappai.2023.107367>.
4. Striffler N., Voigt T. Concepts and trends of virtual commissioning – A comprehensive review. *Journal of Manufacturing Systems*. 2023, vol. 71, pp. 664–680, ISSN 0278-6125. doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2023.10.013>.
5. Archenti A., Gao W., Donmez A., Savio E., Irino N. Integrated metrology for advanced manufacturing. *CIRP Annals*. 2024, vol. 73, no. 2, pp. 639–665, ISSN 0007-8506. doi: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2024.05.003>.
6. Awasthi A., Saxena K.K., Arun V. Sustainable and smart metal forming manufacturing process. *Materials Today: Proceedings*, 2021, vol. 44, part 1, pp. 2069–2079, ISSN 2214-7853. doi: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.12.177>.
7. Strategy for Artificial Intelligence Development in Ukraine: monograph. Under the general editorship of A. Shevchenko. Kyiv: IAIP, 2023. 305 p. doi: [https://doi.org/10.15407/development\\_strategy\\_2023](https://doi.org/10.15407/development_strategy_2023).
8. Kovalevskyy S.V. Artificial Intelligence as a Driver of Socio-Economic System Transformation in Ukraine, *Interdisciplinary Description of Complex Systems*. 2024, vol. 22, no. 3, pp. 296–304. Available at: Google Scholar.
9. Sikorska I., Gerasymchuk T. Shared Endeavours: Universities and Communities Join Efforts for Ukraine's Post-War Recovery. *Geopolitical, Social Security and Freedom Journal*. 2024, vol. 6, no. 1-2, pp. 134–148. Available at: Google Scholar.
10. Mallik A.K. The future of the technology-based manufacturing in the European Union. *Results in Engineering*. 2023, vol. 19, art. no. 101356. Available at: Google Scholar.

11. Cancela-Outeda C. The EU's AI act: A framework for collaborative governance. *Internet of Things*. 2024, vol. 27, art. no. 101291. Available at: Google Scholar.
12. Irani Z., Abril R.M., Weerakkody V., Omar A., Sivarajah U. The impact of legacy systems on digital transformation in European public administration: Lesson learned from a multi case analysis. *Government Information Quarterly*. 2023, vol. 40, no. 1, art. no. 101784. Available at: Google Scholar.
13. Masiero S., Qosaj J., Cutrona V. Digital Datasheet model: enhancing value of AI digital platforms. *Procedia Computer Science*. 2024, vol. 232, pp. 149–158. Available at: Google Scholar.
14. Parcu P.L., Pisarkiewicz A.R., Carrozza C., Innocenti N. The future of 5G and beyond: Leadership, deployment and European policies. *Telecommunications Policy*. 2023, vol. 47, no. 9, art. no. 102622. Available at: Google Scholar.
15. Costa Climent R., Haftor D.M., Staniewski M.W. AI-enabled business models for competitive advantage. *Journal of Innovation & Knowledge*. 2024, no. 3, art. no. 100532. Available at: Google Scholar.
16. Albahri A.S., Khaleel Y.L., Habeeb M.A., Ismael R.D., Hameed Q.A., Devenci M., Homod R.Z., Albahri O.S., Alamoodi A.H., Alzubaidi L. A systematic review of trustworthy artificial intelligence applications in natural disasters. *Computers and Electrical Engineering*. 2024, vol. 118, part B, art. no. 109409. Available at: Google Scholar.
17. Kinder T., Stenvall J., Koskimies E., Webb H., Janenova S. Local public services and the ethical deployment of artificial intelligence. *Government Information Quarterly*. 2023, vol. 40, no. 4, art. no. 101865. Available at: Google Scholar.

***Kovalevskyy S., Sydiuk D., Kovalevska O. Aspects of artificial intelligence implementation in the technological support of the life cycle of machine-building products.***

*The article is dedicated to the analysis of the implementation of artificial intelligence (AI) in the technological support of the life cycle of manufacturing products. Key aspects of AI application for increasing the efficiency of all stages of the life cycle of manufacturing objects – from design to disposal – are described. Special attention is given to the use of advanced technologies for automation, predictive maintenance, and diagnostics of the condition of production objects. Mechanical processing by pressure and cutting is considered as important stages of the production process, where AI application ensures adaptive control of parameters such as pressure, temperature, cutting speed, and deformation force, which helps to minimize tool wear, improve processing accuracy, and ensure stable product quality. A conceptual structural scheme for integrating AI into production control processes and the maintenance of functional surfaces of parts has been developed. It includes the collection and processing of data, the prediction of the condition of production objects, and their operational recovery in case of wear or damage detection. The use of AI technologies allows timely identification of issues arising at the stages of equipment operation, ensuring its uninterrupted work and reducing downtime. AI integration into product recycling processes is also important, optimizing material processing and reducing the negative environmental impact. The article separately addresses predictive maintenance issues, where, through data analysis from sensors and detectors using AI, wear and failure of parts can be predicted. The creation of digital twins of production objects enables real-time monitoring of their functional condition, improving equipment efficiency and reducing maintenance costs. The article demonstrates that the implementation of AI at all stages of the life cycle of production objects is a critical factor in enhancing their reliability, durability, and competitiveness. The obtained results show that the use of AI significantly increases production efficiency, reduces maintenance and repair costs, improves product quality, and ensures environmental sustainability in modern manufacturing. AI plays a crucial role in providing adaptive approaches to managing production processes, allowing high productivity to be achieved with minimal costs.*

**Keywords:** *manufacturing, artificial intelligence, life cycle, mechanical processing, predictive maintenance, automation, digital twins, optimization.*

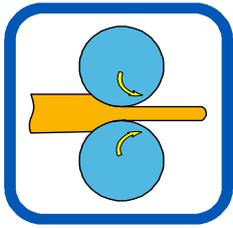
**Ковалевський Сергій Вадимович** – д-р техн. наук, проф., зав.кафедри ІТУ ДДМА  
**Kovalevskyy Sergiy** – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Head of the Department DSEA  
 E-mail: [kovalevskii61@gmail.com](mailto:kovalevskii61@gmail.com)  
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4708-4091>

**Сидюк Дар'я Миколаївна** – аспірантка ДДМА  
**Sydiuk Daria** – Postgraduate student DSEA  
 E-mail: [sidyukdarija@gmail.com](mailto:sidyukdarija@gmail.com)  
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0516-6694>

**Ковалевська Олена Сергіївна** – канд. техн. наук, доц. ДДМА  
**Kovalevska Olena** – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor DSEA  
 E-mail: [olenakovalevskaya@gmail.com](mailto:olenakovalevskaya@gmail.com)  
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5884-0430>

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ-Тернопіль.  
 DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

*Стаття надійшла до редакції 12.07.24 р.*



### РОЗДІЛ III ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МЕТАЛУРГІЇ

УДК 621.771

DOI: 10.37142/2076-2151/2024-1(53)116

Кухар В. В.  
Спічак О. Ю.  
Пашинський В. В.  
Малій Х. В.

#### ВИПРОБУВАННЯ ЕМУЛЬСОЛІВ ДЛЯ ХОЛОДНОЇ ПРОКАТКИ НА САЖОУТВОРЕННЯ ПРИ ВІДПАЛІ РУЛОНІВ

Холодна прокатка з використанням емульсолів дозволяє зменшити силу прокатки, збільшити обтиски та досягти меншої кінцевої товщини штаби, забезпечити більшу стабільність процесу прокатки та кращу чистоту поверхні після прокатки. Але наступні етапи, пов'язані з операціями відпалу рулонів холодного прокату, можуть піднести неочікувані неприємні "сюрпризи" у вигляді утворення поверхневих дефектів типу "сажа". Окрім нерівномірності нанесення та поганого змивання емульсолу перед відпалом, значний вплив на сажоутворення надає склад емульсолів (компоненти, що входять в формулу емульсолу) та їх фізико-хімічні властивості. В роботі проаналізовані причини виникнення поверхневих дефектів типу "сажа" після відпалювання рулонів, які прокатували з емульсолами, та обґрунтована необхідність зменшення сажоутворення та пригару за рахунок формування вимог до фізико-хімічних властивостей мастильно-охолоджуючих рідин. Розроблено методика випробувань схильності емульсолів до сажоутворення після відпалу у рулонах, які являють собою перший етап багатовісного дослідження. Методика полягала у нанесенні концентрованого емульсолу на зразки-свідки, які відпалювали разом з рулонами в таких самих температурно-часових умовах і пічному середовищі. Проаналізовані фізико-хімічні характеристики мастильно-охолоджувальних рідин та проведено випробування 54-х емульсолів різних марок і виробників при холодній прокатці. Запропоновано бальну систему оцінки інтенсивності сажоутворення за візуальним спостереженням та встановлено величини балів сажоутворення після відпалу дослідних зразків. Отримані розрахункові рівняння регресії, що пов'язують показники утворення сажі та пригару від таких фізико-хімічних властивостей, як густина емульсолу при 20 °С, в'язкість кінематична при 50 °С та число омилення. Показана стійка залежність водневого показника рН для 3%-ї водної емульсії, приготованої на жорсткій воді 4,6 мг-екв/дм<sup>3</sup>, від зазначених фізико-хімічних властивостей емульсолів. За результатами досліджень рекомендовано до використання в умовах ПАТ "ЗАПОРІЖСТАЛЬ" 28 емульсолів та сформульовані вимоги до їх основних фізико-хімічних показників.

**Ключові слова:** холодна прокатка, емульсол, мастильно-охолоджувальна рідина, фізико-хімічні властивості, вимоги, сажа, пригар, схильність до сажоутворення.

Широкому застосуванню емульсолів при холодній прокатці штаб та листів сприяє досягнення низки позитивних ефектів, серед яких [1, 2]: керування енергоспоживанням при прокатці, покращення умов контактного змащування та охолодження, поліпшення якості поверхні металопродукції, забезпечення більшої корозійної стійкості, можливі екологічні переваги, економічна вигода.

Використання емульсолів як змащувального та охолоджувального агенту під час процесу прокатки спрямовано на зменшення тертя між поверхнею металу та прокатними валками, що дозволяє понизити енергоспоживання обладнання та зношування валкового інструменту. В роботі [3] відзначено, що на енергоспоживання при холодній прокатці з емульсолами на станах тандем з клітями кварто впливають фізико-хімічні та реологічні властивості емульсолу, а саме кінематична в'язкість. Показано, що збільшення кінематичної в'язкості прокатної емульсії на 10 мм<sup>2</sup>/с може знизити питомі енерговитрати на чотириклітьовому стані

на 0,07 кВт·год/т (0,82 %), на п'ятиклітьовому — на 5,81 кВт·год/т (1,77 %), а на шестиклітьовому станні – на 4,70 кВт·год/т (1,54 %) [3]. Таким чином, виявлено більш високу енергоємність п'ятиклітьового стана порівняно з чотириклітьовим та шестиклітьовим. Багато інших досліджень також вказують на вплив емульсолів та їх реологічних характеристик на енергоспоживання при прокатці [4–6]. При цьому дослідження проводили як на безперервних [4, 5], так і на реверсивних [6] станах холодної прокатки. Для умов безперервного стану 1680 (ПАТ "ЗАПОРІЖСТАЛЬ") показано, що емульсол "Quakerol" приводить до більших енергетичних затрат при прокатці, у порівнянні з емульсом "Універсал-1ТС" [4, 5]. У роботі [6] при прокатці по заводських (ПАТ "ЗАПОРІЖСТАЛЬ") режимах з використанням емульсій "Універсал-ТС" та "ColdRoller" встановлено сприятливе пом'якшення умов прокатки з точки зору діючих сил струму в електродвигунах та моталках реверсивного прокатного стану 1680.

Ефект охолодження допомагає контролювати температуру металу, запобігаючи його перегріву [7, 8]. У роботі [9] виказана думка, що ефективність холодної прокатки в основному залежить від якості металообробного теплоносія (емульсолу) та його вартості. При цьому, віддається перевага емульсолам, що приводять до найменшого коефіцієнту тертя у зоні деформації та отримуються шляхом переробки відходів в інших галузях промисловості [9].

Дослідження [10] вказує на те, що застосування емульсолів допомагає поліпшити якість поверхні металу при прокатці, роблячи менш схильним до дефектів. У роботі [11] експериментально доведена доцільність використання фулереноподібних наночастинок як мастильної добавки до складу технологічного мастила МТ-216 М, при цьому стійкій мастильний ефект проявляється при концентрації 1,0% FLN у складі емульсолу. Деякі емульсії містять добавки, які допомагають захищати метал від корозії під час обробки та після неї [12, 13]. Слід вказати, що зазначені матеріали можуть впливати на збільшення сажоутворення при операції відпалу металу після прокатки з емульсолами. На відміну від деяких інших мастил, емульсоли більш екологічно безпечні, оскільки вони в основному складаються з води із додаванням олії [2, 14] або інших змащувальних агентів, що знижує ризик забруднення навколишнього середовища. В роботі [15] розроблено планувальні та технічні заходи, що зменшують неорганізоване потрапляння емульсолу на поверхні металу та обладнання. В дослідженні [16] показані екологічні переваги "зеленого мастила" для холодної прокатки, яке виготовлене з використанням біологічних речовин та присадок без мінеральних олів, біоцидів або інших токсичних речовин. При дослідженні трьох різних емульсій на основі суміші олів та води встановлено, що емульсії з відносно низькою стабільністю, більшим розміром крапель і високим значенням числа омилення забезпечують краще змащування і нижчий коефіцієнт тертя [17]. У роботі [18] також підтверджена ефективність використання натуральних компонентів. Використання емульсій та емульсолів при холодній прокатці також може бути більш вигідним по результатуючих техніко-економічних показниках [19, 20], у порівнянні з деякими іншими засобами для змащування, через їх відносну дешевизну та економності розходу для досягнення цільового ефекту. Окрім того, у роботі [19], завдяки розробленій методиці та проведенню досліджень на 24 емульсолах при холодній прокатці, встановлено, що висока антифрикційна та миюча ефективність сучасних емульсолів досягається при значенні кінематичної в'язкості на рівні 30–45 мм<sup>2</sup>/с і збільшенні числа омилення до 160–195 мгКОН/г. В дослідженні [20] ефективність технологічних мастил для холодної прокатки на реверсивному стані оцінювали на основі уточненої моделі розрахунку коефіцієнта тертя.

Автори роботи [21] вказують на те, що добавки в емульсол порошку заліза покращують антифрикційний ефект. Але залишки порошковмісних емульсолів перед відпалом та чистою обробкою повинні бути ретельно змиті для запобігання утворення поверхневих забруднень. Експериментальні дослідження залишків емульсолу на штабі після прокатки та чисельне моделювання виявили характер їх залежності від концентрації та спорідненості частинок емульсії до сталевій поверхні емульгатора [22]. Збільшення кількості залишкової емульсії збільшує забруднення штаби. При цьому, для контролю товщини мастила на вході у зону прокатки відомі теоретичні моделі на основі механіки рідин та колоїдної хімії [23]. Крім того, в роботі [23]

приділено значну увагу засобам видалення технологічних мастил з поверхні металу (для запобігання забруднення) та екологічним проблемам використання емульсолів. Для керування процесом змащування та формування мастильної плівки при швидкісній прокатці використовують гібридні системи змащування [24]. В роботі [25] проаналізована технологія виготовлення оцинкованої сталі у цеху холодної прокатки та звернено увагу на те, що емульсол повинен добре змиватися перед відпалом та травленням. Про появу дефекту "сажа", який пов'язаний з залишками емульсолу у рулонах після відпалу, згадано у роботі [6].

Таким чином, серед основних факторів, що впливають на погіршення умов змивання емульсолів та виникнення поверхневого забруднення, яке на технологічній стадії відпалу рулонів у печах перетворюється на "сажу", слід виділити концентрацію, в'язкість та число омилення емульсолів.

*Метою роботи* було виявлення емульсолів з переліку доступної номенклатури цеху холодної прокатки ПАТ "ЗАПОРІЖСТАЛЬ", які можуть бути рекомендовані для холодної прокатки для мінімізації відбраковки рулонів за дефектом «сажа» після відпалу у печах, із врахуванням дії вищенаведених основних факторів.

Від якості прокатної емульсії залежить якість поверхні холоднокатаного прокату, наявність на ньому поверхневих забруднень у вигляді сажі, пригару емульсії, плям забруднення. З метою зниження коефіцієнта тертя, зменшення зносу робочих валків, їхнього охолодження під час холодної прокатки на комбінаті ПАТ "ЗАПОРІЖСТАЛЬ" проводили випробування емульсолів різних виробників. На даний момент емульсол застосовують: а) для промаслювання травленого гарячекатаного підкату (емульсол наносять під час змотування рулону в моталці на безперервно травильному агрегаті НТА-4 за допомогою машини електростатичного промаслювання); б) на станах холодної прокатки (безперервному 4-х клітьовому стані та реверсивних станах).

На станах холодної прокатки емульсол застосовується у вигляді розчину (емульсол розбавляється в демінералізованій та/або технічній воді в концентрації 1,5-4,0 %). Для умов експерименту для всіх випадків була застосована концентрація емульсолу 3 %. Для умов кожного конкретного виробництва, з урахуванням складу технологічного обладнання, розробляється і впроваджується свій тип і марка емульсолу. Кожен емульсол, призначений для використання під час холодної прокатки, має кілька ключових компонентів, які обираються з огляду на умови експлуатації технологічної емульсії, особливості емульсійної системи прокатного стану, системи магнітного очищення емульсії тощо.

На станах холодної прокатки ПАТ "ЗАПОРІЖСТАЛЬ" проводили випробування різних марок емульсолів різних виробників. Випробування виконували в 4 етапи: 1-й етап – лабораторні випробування; на 2-му етапі проводили дослідно-промислові випробування на реверсивному стані 1680 (для проведення 2-ого етапу випробувань було надано емульсол у кількості 1,5-2 тон); на 3-му етапі проводили дослідно-промислові випробування на безперервному чотирьохклітьовому стані 1680 (для проведення 3-го етапу випробувань надавали емульсол у кількості 10 тон); на 4-му етапі проводили розширені випробування протягом 3-х місяців на всіх прокатних станах. У межах цієї роботи розглянуто перший етап – лабораторні випробування.

Етапність випробувань зумовлена мінімізацією ризиків від постачання емульсолу, який за своїми характеристиками не підходить для цього обладнання, мінімізацією відсортунів і зриву термінів замовлень через відсортунів за дефектами, пов'язаними з прокатним емульсом. Кожен наступний етап випробувань проводили тільки після отримання позитивних результатів випробувань попереднього етапу. Після остаточних – розширених випробувань оцінювали результати, розраховували економічний ефект від упровадження нової марки емульсолу з урахуванням його ціни, технологічності, витрат на доопрацювання продукції з дефектами, пов'язаними з емульсом (плями забруднень, відбитки) і за результатами проведених розрахунків ухвалювали рішення щодо можливості прийняття за базовий того чи іншого емульсолу.

Для проведення лабораторних випробувань брали зразок емульсолу в кількості 2-х літрів. Лабораторні випробування емульсолів включали в себе визначення основних фізико-хімічних характеристик продукту. Зазначені фізико-хімічні характеристики та методики їх визначення розглянуто нижче.

Зовнішній вигляд – визначали візуально. Для цього емульсол наливали у циліндр місткістю 100 мл і розглядали у світлі, що проходить. Показник характеризує зовнішній вигляд продукту, його чистоту, наявність у ньому осаду. Зовнішній вигляд характеризує консистенцію, однорідність, колір і прозорість мастильно-охолоджувальної рідини (МОР). Свіжа МОР зазвичай являє собою маслянисту прозору рідину від світло-жовтого до темно-коричневого кольору. Під час експлуатації під впливом процесів окислення і забруднень МОР темніє, втрачає прозорість, а іноді й однорідність. Темний колір МОР та її неоднорідність вказують на її перегрів, окислення і забруднення.

Запах – цей показник важливий для експлуатації прокатної емульсії, він залежить від компонентного складу МОР і може характеризувати зміну її якості в процесі зберігання та експлуатації. Практично всі масляні МОР мають специфічний запах нафтової оливи, що використовується як їхня основа. Під час експлуатації МОР забруднюється, змішується з іншими мастильними матеріалами і уражається мікроорганізмами. У результаті її запах змінюється. МОР зі стійким неприємним запахом навіть за високих основних експлуатаційних властивостей (здатності подовжувати термін служби інструменту та покращувати якість оброблюваних виробів) неприйнятна для застосування і має бути замінена.

Густина при 20 °С, г/см<sup>3</sup> – її визначали за методикою ГОСТ 3900. За значенням густини МОР визначали хімічну природу нафтової оливи, що використовується як основа рідини. З трьох основних груп вуглеводнів (з приблизно однаковою молекулярною масою), наявних у нафтовому маслі, найбільшу густину мають ароматичні вуглеводні, найменшу – парафінові.

В'язкість кінематична при 50 °С, мм<sup>2</sup>/с, – її визначали за ГОСТ 33 (ISO 3104). Кінематичною в'язкістю ( $\nu$ ), або коефіцієнтом внутрішнього тертя, називають відношення динамічної в'язкості до густини рідини за тієї самої температури:  $\nu = \eta / \rho$ , де  $\eta$  – динамічна в'язкість;  $\rho$  – густина рідини. Кінематична в'язкість МОР визначається за допомогою капілярних скляних віскозиметрів. При підвищенні температури в'язкість зменшується, а при зниженні збільшується. Чим менше змінює МОР свою в'язкість при змінах температури, тим вища вона за якістю. Масляні МОР, що мають високу в'язкість, забезпечують кращу змащувальну дію і знижують вібрації ріжучого інструменту. Водночас висока в'язкість МОР погіршує мийну та охолоджувальну дії, перешкоджає швидкому осадженню шламу з рідини під час її відстоювання та очищення. Усе це зумовлює необхідність вибору оптимальної в'язкості МОР.

Число омилення, мгКОН/г, – його визначали за ГОСТ 21749. Число омилення технологічного мастила під час холодного прокату показує, чи хороша змащувальна і мийна здатність має технологічне мастило. Це пов'язано з тим, що жирні кислоти, які є основною частиною рослинних і тваринних жирів, є речовинами, що визначають змащувальну здатність мастила. Від числа омилення залежить і те, наскільки легко видаляються забруднення (омилюються) з поверхні смуги, так як після прокатки на смугі завжди залишається певна кількість мастила, яке необхідно видалити перед нанесенням покриття або відпалом. Залежить число омилення тільки від складу мастила. Визначаючи число омилення встановлюють, скільки сторонніх олів (наприклад, мінеральних олів із систем змащення і гідравліки) потрапило в прокатну емульсію. Метод ґрунтується на тому, що мінеральне масло не має здатності омилюватися. Для оцінки кількості сторонніх олів проводять порівняння числа омилення оливи, що надійшла від постачальника на завод, і після її використання в технологічному процесі. Різниця цих величин, переведена у відсотки, покаже вміст сторонніх (мінеральних) олів в емульсії. У процесі експлуатації емульсії під час прокатки металу має місце зниження числа омилення. Зазвичай рекомендований рівень вмісту мінеральної оливи в емульсії становить не більше 20–25 %, у деяких випадках – 30 %. Присутність великої кількості мінеральної оливи в системі призводить до погіршення змащувальної здатності емульсії і погіршення енергосилових параметрів прокатки, підвищення стирання валків і смуги тощо.

Масова частка води, %, – її визначали за ГОСТ 2477. Масляні МОР мають гігроскопічність, яка залежить від температури рідини і навколишнього повітряного середовища. При 20 °С в масляних МОР розчиняється приблизно 0,003 % (мас.) води. Зі зміною температури повітря і тем-

ператури МОР може відбуватися конденсація водяної пари, що знаходиться в повітрі. У результаті волога потрапляє в МОР. Крім того, у МОР залежно від її температури завжди є велика кількість розчиненого повітря, що містить вологу.

Стабільність емульсії – найважливіший фактор ефективності МОР. Чим вона вища, тим довше прослужить рідина, приготована з концентрату, і тим ефективніше буде працювати. Визначити стійкість дає змогу рівняння Стокса. Стабільність визначається різницею густини щільності олійної фази і води. Якщо густина олії близька до густини води, можна говорити про більш високу стійкість МОР. Також велике значення має в'язкість зовнішнього середовища і гравітаційна константа (тут можна говорити про пряму пропорцію). Що вища в'язкість олії чи емульсії, то стабільніша остання. Високу стійкість показують емульсії, приготовані з концентратів на основі первинних олій. Якщо до складу входить відпрацьоване мастило, кінцевий продукт не відрізняється довгим терміном служби. Визначити ступінь стабільності емульсії можна за допомогою спеціальних приладів, або на око. Чим вона вища, тим довше не розшарується готова суміш, і тим довше вона зберігає первісний вигляд. Нестабільні МОР не можна застосовувати довго, оскільки з часом вони втрачають свої властивості, тому цей фактор має важливе значення.

Зольність – її визначали за ГОСТ 1461. Це вміст залишкової золи в емульсолі після його згоряння. Зольність вказує на кількість мінеральних і металевих відкладень, які можуть утворюватися під час експлуатації.

Температура застигання, °С, – це найнижча температура, за якої олива розтікається під дією сили тяжіння. Поняття температури застигання використовується для визначення прокачуваності оливи трубопроводами і можливості змащування вузлів тертя, що працюють за зниженої температури. Під температурою застигання емульсолу розуміють температуру, за якої емульсол, поміщений у пробірку і нахилений під кутом 45°, не змінює свого рівня протягом однієї хвилини. Температура застигання має бути на 5...7 °С нижчою за ту температуру, за якої емульсол має прокачуватися. В умовах знижених температур повинна забезпечуватися рідинотекучість емульсолу для можливості проведення приготування і додавання емульсії. Показник випробували за ГОСТ 20287.

Нанесення в електростатиці – це здатність емульсолу наноситися в електростатичному полі в електростатичній промаслювальній машині (НТА-4 для умов цеху холодної прокатки ПАТ "ЗАПОРІЖСТАЛЬ"). Не всі продукти мають таку здатність – емульсол, який для цього не призначений, може вивести з ладу електростатичний промаслювач. Показник запитували у постачальника емульсолу і згодом перевіряли під час випробувань.

Водневий показник рН 3%-ї водної емульсії, приготований на жорсткій воді 4,6 мг-екв/дм<sup>3</sup>, – це показник кислотності емульсії. За високого рівня рН оливи краще емульгуються і, як правило, виходить більш стабільна емульсія. Що більша стабільність емульсії (МОР), то менший розмір крапель оливи в емульсії, і нижчий рівень мастильних властивостей.

Корозійний вплив на сірий чавун водної емульсії – визначали за ГОСТ 6243. Під корозією металів розуміють їхнє руйнування внаслідок протікання хімічних або електрохімічних процесів, спричинених мастильно-охолоджувальним середовищем. Застосування масляних МОР неактивного ряду, які за якістю відповідають вимогам технічних умов, не викликає будь-яких побоювань щодо корозії чорних або кольорових металів. Що стосується МОР активного ряду, то вони чинять корозійний вплив на кольорові метали. Метод оцінки корозійного впливу МОР на метали полягав у витримуванні металевої пластинки у випробуваному продукті. Під час випробування на сталевих пластинках продукт вважається таким, що витримав випробування, якщо на великих поверхнях пластинки відсутні точки або плями, помітні неозброєним оком.

Стабільність під час зберігання – це стабільність емульсії, приготованої на жорсткій воді 4,6 мг-екв/дм<sup>3</sup> протягом 6 годин – визначали за ГОСТ 6243. Цей показник характеризує стабільність рідини в часі. Метод визначення стабільності МОР під час зберігання полягає у змінному впливі на продукт високих і низьких температур, подальшому центрифугуванні та визначенні ступеня його розшарування.

Схильність до утворення сажі та пригару 4 % водної емульсії – її визначали в балах за "Інструкцією з дослідження МОР на стійкість проти утворення сажі та пригару емульсії під час відпалу в лабораторних умовах" (ПАТ "ЗАПОРІЖСТАЛЬ"). Лабораторні випробування слугували для визначення можливості постачальника витримувати заявлені в нормативній документації показники, а також визначення на першому етапі придатності емульсолу для конкретного виробництва.

Для визначення схильності емульсолу до сажоутворення була розроблена спеціальна практична дослідницька методика. Експериментальний емульсол (концентрат) наносили на два зразки (рис. 1) розміром 150 x 150 мм із холоднокатаного металу, зразки складали між собою та закріплювали у струбцині (рис. 2), після чого проводили відпал у газовій ковпаковій печі в атмосфері захисного  $\text{HNx}$ -газу.



Рис. 1. Зразки з нанесеним концентратом емульсолу

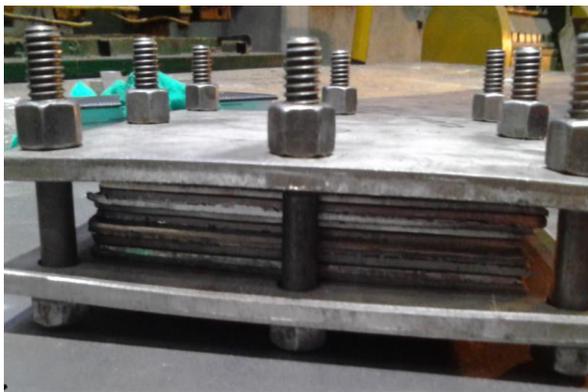


Рис. 2. Струбцина зі зразками



Рис. 3. Приєднана до рулону струбцина

Струбцину під'єднували (рис. 3) пакувальною стрічкою до нижнього краю рулону так, щоб торець струбцини був паралельний виткам рулону. Перед пакуванням стенд перевіряли на наявність негерметичності, щоб унеможливити вплив негативних сторонніх чинників на експеримент. Після проведення відпалу струбцину розкривають і оцінюють поверхню зразків за шкалою 0...5 балів (рис. 4). У разі якщо бал перевищує 3 бали емульсол вважається схильним до сажоутворення і не рекомендується до подальших випробувань.

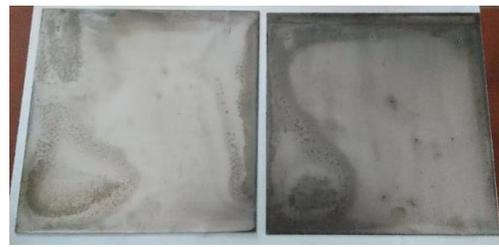
З практичного досвіду випливає, що якщо емульсол за низького числа омилення (до 50 мг  $\text{KOH/g}$ ) дає пригар понад 1 бал, він схильний до сажоутворення, за високого числа омилення (понад 50 мг  $\text{KOH/g}$ ) - понад 3 бали він схильний до сажоутворення.

Загалом у лабораторних умовах випробувано 54 різні види емульсолів. Усі вони мали різні фізико-хімічні характеристики, які наведено в табл. 1. З 54 емульсолів за результатами лабораторних випробувань було рекомендовано до дослідно-промислових випробувань 28 продуктів. Результати проведених лабораторних досліджень емульсолів наведено в табл. 1.

Рішення рекомендувати чи ні той чи інший продукт до дослідно-промислових випробувань на реверсивному стані приймали експертно, на підставі проведених лабораторних випробувань. Попередні лабораторні випробування дають змогу на початковій стадії виявити продукти, непридатні до подальшої експлуатації, дослідно-промислові випробування яких пов'язані з ризиками отримання відсортунів і збитків через дострокове припинення промислових випробувань.



бал сажоутворення 0



бал сажоутворення 1



бал сажоутворення 2



бал сажоутворення 3



бал сажоутворення 4



бал сажоутворення 5

Рис. 4. Шкала сажоутворення (у балах)

Таблиця 1

Результати лабораторних випробувань емульсолів (фактичні значення)

№ з/п	Вихідні дані				Результат			
	Марка емульсолу	Густина при 20 °С	В'язкість кінематична при 50 °С	Число омилення	Результат з відпалом пластин у струбцині з нанесеним концентратом	Водневий показник рН *	Схильність до утворення сажі та пригару 4 % водної емульсії	Рекомендації до наступного етапу випробувань **
Од. вим.	назва	г/см <sup>3</sup>	мм <sup>2</sup> /с	мгКОН/г	бал	рН	бал	+/-
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	Прокатна олива «Lubro DL ZPS»	0,900	26,19	94,30	3	3,81	2	+
2	Прокатна олива «TRENOIL S740»	0,915	30,26	171,14	3	3,56	2	+
3	QH EVEROLL S1650 ZP	0,915	38,03	133,57	3	3,97	2	+
4	YUKO Лубринол-2М	0,916	43,02	27,49	0	8,26	2	+
5	TRENOIL SCR 145	0,92	34,82	160,44	3	3,67	3	+

Продовження таблиці 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9
6	Condor-Roll 4001	0,903	15,6	124,50	1	4,82	3	-
7	KRONOL 163UA-11	0,922	39,63	136,03	4	5,54	3	-
8	KRONOL 163UA-12	0,92	39,61	135,79	4	5,45	3	-
9	Універсал-ІТС модифікований	0,924	35,56	94,85	3	7,56	3	-
10	AZMOL Delta Ecoline MN mark 1	0,901	19,53	91,54	3	4,7	3	+
11	ROLLUB 988-AR	0,921	28,67	141,6	3	4,4	3	+
12	Финерол-159 М	0,912	31,26	143,14	3	5,8	1	+
13	Quakerol ZAP 4,0	0,927	40,58	164,44	3	3,8	0	+
14	Quakerol ZAP 3,0	0,93	42,92	174,31	3	4	2	+
15	Hydroway O	0,908	14,9	90,35		8,45	1	+
16	Hydroway 840	0,901	13,02	126,27		8,72	1	+
17	Універсал-ІТС	0,894	20,2	68	1	8,5	1	+
18	СВК марки А	0,906	28,58	72,42	2	9,4	1	+
19	Cold Roller S (синтетичний)	1,064	-	-	-	8,72	-	+
20	Азмол Акванол М	0,921	25,29	85,06	4	8	-	-
21	Азмол Акванол D	0,897	55,53	13,58	2	9,2	1	+
22	Універсал-ТС	0,92	34,07	33,67	1	9	2	+
23	Азмол ОМ	0,895	31,2	25,3	-	-		+
24	Емульсол «Т»	0,874	20,1	21,2	-	-	1	-
25	Квакерол ZAP-ST 1,0 (местабільний) ZAP-ST 1,0 (местабільний)	0,894	36	83,6	-	4,5	0	-
26	Квакерол-405	0,890	37,3	81,0	-	-	0	-
27	Агринол ОМ	0,899	22,3	27	-	-	1	+
28	Gerolub 5543-1	0,926	36,77	135,13	-	8,5	1	+
29	Cold Roller	0,894	20,2	68	-	8,5	0	+
30	BONDERITE L-RO 5529-4	0,92	21,89	191,44	-	5,2	2	-
31	Rolkleen EP 2720 ILY (местабільний)	-	918	14,9	-	8	2	-
32	AVIKS БІОМ	0,922	27,5	91,57	-	8,2	2	-
33	RI-LAMIN MM-1680/ZPS	0,927	34,47	180,18	-	6,3	4	-
34	Rolkleen EP 2744 SCH	0,908	22,11	168,81	-	3,9	2	+
35	YUKO Лубринол-М (ISO 46)	0,899	28,39	69,41	2	8,2	1	-
36	BONDERITE L-RO 3515-3	0,918	35,37	99,72	-	5,3	-	-
37	Unisol	0,901	25,01	64,91	-	8,2	3	-
38	MOL Emroll SCR	0,892	30,31	30,89	-	7,6	-	+
39	Rolkleen EP 2744 SCH	0,909	31,36 (40°C)	175,87	-	-	-	+

Продовження таблиці 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9
40	Універсал ТС марка А	0,885	26	27,8	-	-	3	-
41	ЕКС-АМ РУП	-	-	-	-	-	4	-
42	ЕНТЕКС ЕМ	0,9	33,5	22,97	-	-	1	-
43	Івапрол-2	0,882	18,0	50,0	-	9	2	+
44	Gerolub-5548	0,923	34,46	154	-	5,7	0	-
45	СУВ-1	0,904	50	40	-	9	1	-
46	СВК марка Б	1,053	-	-	-	10,7	-	-
47	ОМ-У	0,924	34,1	28,27	-	9	1,5	-
48	СВК марка В	1,067			-	10,6		-
49	Сталькомплект ОМ	0,887	23,04	26,45	-	8	1	-
50	Gerolub 5605	0,921	28,45	74,09	-	8,6	1	-
51	ЕОМ-1	0,893	32,90	19,06	-	8,8	-	-
52	Rollub 948	0,91	27,9	111	-	6,6	0,5	+
53	ЕПТЛ-2	-	16,33	35,78	-	9	-	-
54	Оптимал Про	0,89	32,29	51,24	-	-	-	+

Примітки:

\* 3 %-а водна емульсія, приготована на жорсткій воді 4,6 мг-екв/дм<sup>3</sup>

\*\* “+” – рекомендований; “-” – не рекомендований

В результаті опрацювання даних табл. 1 було отримано наступні рівняння регресії – математичні залежності від вихідних даних показника (у балах) відпалу пластин у струбціні з нанесеним концентратом (Y1), водневого показника рН 3%-ї водної емульсії, приготованої на жорсткій воді 4,6 мг-екв/дм<sup>3</sup> (Y2), та показника схильності до утворення сажі та пригару 4 % водної емульсії:

$$Y1 = -7,194 + 8,67 * X1 + 0,013 * X2 + 0,013 * X3; \quad (R^2 = 0,39) \quad (1)$$

$$Y2 = -34,669 + 51,372 * X1 - 0,054 * X2 - 0,037 * X3; \quad (R^2 = 0,62) \quad (2)$$

$$Y3 = -28,454 + 33,255 * X1 - 0,014 * X2 - 0,002 * X3, \quad (R^2 = 0,2) \quad (3)$$

де X1 – густина при 20 °С, г/см<sup>3</sup>; X2 – в'язкість кінематична при 50 °С, мм<sup>2</sup>/с; X3 – число омилення, мгКОН/г.

Розрахунки за формулами (1) та (3) не дають цілих чисел, які дорівнюють балам, тому отримані результати слід округлювати в найближчу сторону. Через відсутність можливості використовувати при розрахунках величини достовірності апроксимації R<sup>2</sup> округлених результатів розрахунку, отримали низькі показники R<sup>2</sup> для регресійного рівняння (1) та (3), які вказують на низьку достовірність апроксимації при отриманні цих рівнянь. Рівняння (2) має задовільну величину достовірності апроксимації, і цей вираз можна рекомендувати для відповідних розрахунків для прогнозування водневого показника рН 3 %-ї водної емульсії, приготованої на жорсткій воді, від значень X1, X2 та X3.

На підставі проведених лабораторних випробувань і дослідно-промислових випробувань було сформульовано вимоги щодо основних фізико-хімічних показників емульсолу для холодної прокатки:

– має відповідати вимогам санітарного законодавства України та супроводжуватися висновком державної санітарно-епідеміологічної експертизи Міністерства охорони здоров'я України;

– фізико-хімічні властивості емульсолу повинні задовольняти вимогам, викладеним у табл. 2:

## Вимоги по фізико-хімічним властивостям емульсолів

Число омилення, мгКОН/г	90...180*
Температура застигання, °С, не вище	-7

\* Примітка: можливе застосування емульсолів з іншим числом омилювання

- має бути придатний для електростатичного промаслювання;
- не повинен мати різкого запаху;
- має бути однорідним без згустків, пластівців і осаду;
- повинен легко згасати з поверхні смуги без утворення дефектів під час подальшої термічної обробки і не чинити корозійного впливу на смугу.

## ВИСНОВКИ

Показана актуальність застосування емульсолів при холодній прокатці, проаналізовані причини виникнення поверхневих дефектів типу “сажа” після відпалу рулонів, які прокатували з емульсолами, та обґрунтована необхідність зменшення сажоутворення та пригару за рахунок формування вимог до фізико-хімічних властивостей мастильно-охолоджуючих рідин. В результаті випробувань 54-х емульсолів різних марок та виробників при холодній прокатці за бальною системою встановлені значення показників сажоутворення після відпалу дослідних зразків. Отримані рівняння регресії, що пов’язують показники утворення сажі та пригару від таких фізико-хімічних властивостей, як густина емульсолу при 20 °С, в’язкість кінематична при 50 °С та число омилення. Показана стійка залежність водневого показника рН для 3%-ї водної емульсії, приготованої на жорсткій воді 4,6 мг-екв/дм<sup>3</sup> (У2), від зазначених вище фізико-хімічних властивостей емульсолів. За результатами досліджень рекомендовано до використання в умовах ПАТ "ЗАПОРІЖСТАЛЬ" 28 емульсолів та сформульовані вимоги до їх основних фізико-хімічних показників.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Грудев А. П., Зильберг Ю. В., Тилик В. Т. Трение и смазка при обработке металлов давлением: справочник. Москва: Металлургия. 1982. 310 с.
2. Krivtsova O., Kliber J., Talmazan V., Lezhnev S., Panin E. Technological lubricants for cold-rolled sheet and theirs evaluation. *Hutnik – Wiadomości Hutnicze*. 2013. Vol. 80 (8). pp. 555–558.
3. Kukhar V., Spichak O., Karmazina I., Malii K., Gribkov E., Dobronosov Y. Synthesis analysis of energy intensity dependence for tandem mills thin-plate rolling on various grade emulsols rheological properties. *2023 IEEE 5th International Conference on Modern Electrical and Energy System (MEES)*. Kremenchuk, Ukraine. 27–30 September 2023, pp. 1–4. <https://doi.org/10.1109/mees61502.2023.10402500>
4. Кухар В. В., Горностаї В. М., Курпе О. Г. Енергоспоживання та витрати емульсолу при холодній прокатці смуг з вуглецевої сталі на безперервному 4-х клітьовому стані 1680. *Обробка матеріалів тиском = Materials Working by Pressure*. 2022. № 1 (51). С. 134–140. [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1\(51\)134](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1(51)134)
5. Kukhar V., Malii K., Spichak O. Influence of emulsols type on energy-power consumption and surface contamination at DC01 steel cold rolling on the continuous four-stand mill. *Problems of Tribology*. 2022. 27 (4/106). pp. 19–26. <https://doi.org/10.31891/2079-1372-2022-106-4-19-26>
6. Kukhar V., Korenko M., St'opin V., Karmazina I., Elchaninov A., Hurkovska S., Prysiazhnyi A., Zubrytskyi V. Operation modes of electric motors of reversing cold rolling mill 1680 while rolling with emulsions. *2019 IEEE International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*. Kremenchuk, Ukraine. 23–25 September 2019. pp. 46–49. <https://doi.org/10.1109/MEES.2019.8896465>
7. Horák A., Raudenský M., Pohanka M., Bellerová H., Reichardt T. Research on Cooling Efficiencies of Water, Emulsions and Oil. *Metallurgical and Mining Industry*. 2010. 2 (4). pp. 271–278.
8. Li Y., Sun J. L. Recognition and control of the influence factors on the surface defects of cold rolled strip with emulsion lubrication. *Applied Mechanics and Materials*. 2013. 456. pp. 498–502. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amm.456.498>
9. Avdeenko A. P., Fedorynov M. V., Dašić P. V., Turmanidze R., Burmistrov K. S., Toropin N. V., Konovalova S. A. New compositions of metal-working coolants for brass rolling. *Preprints: Research Square*. 2018. 2018040294. <https://doi.org/10.20944/preprints201804.0294.v1>

10. Савельєва В. А. Розробка режиму прокатки штаби розмірами 0,5 x 1050 мм зі сталі 08Ю на неперервному стані холодної прокатки 1680 : кваліфікаційна робота бакалавра спеціальності 136 "Металургія" / наук. керівник Ю. О. Белоконь. Запоріжжя : ЗНУ. 2023. 95 с. <https://dspace.znu.edu.ua/jspui/handle/12345/12634>
11. Kartun I., Remez O., Haidai O., Spaska O., Yanchenko O., Pyliavsky V., Polunkin Y. Effect of fullerene-like nanoparticles on the tribological properties of industrial lubricants for steel rolling. *Problems of Tribology*. 2022. Vol. 27 (4/106). pp. 45–50. <https://doi.org/10.31891/2079-1372-2022-106-4-45-50>
12. Голубець В. М., Гасій О. Б., Гончар І. М., Степанишин В. І. Підвищення стійкості фасонних фрез йонно-плазмовим напиленням. *Промислова гідравліка і пневматика*. 2018. 3. С. 49–56. [http://nbuv.gov.ua/UJRN/inhpn\\_2018\\_3\\_8](http://nbuv.gov.ua/UJRN/inhpn_2018_3_8)
13. Груша А. І. Аналіз моделей визначення коефіцієнта тертя при холодній прокатці : кваліфікаційна робота магістра спеціальності 136 «Металургія» / наук. керівник Ю. О. Белоконь. Запоріжжя : ЗНУ. 2021. 85 с. <https://dspace.znu.edu.ua/jspui/handle/12345/5838>
14. Fernández E., Benito J. M., Pazos C., Coca J., Ruiz I., Ríos G. Regeneration of an oil-in-water emulsion after use in an industrial copper rolling process. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*. 2005. Vol. 263 (1–3). pp. 363–369. <https://doi.org/10.1016/j.colsurfa.2004.12.042>
15. Рибалка В. В. Розробка заходів щодо поліпшення умов праці в цехах холодної прокатки : кваліфікаційна робота магістра спеціальності 263 "Цивільна безпека" / наук. керівник Є. А. Манідіна. Запоріжжя : ЗНУ, 2021. 133 с. <https://dspace.znu.edu.ua/jspui/handle/12345/6133>
16. Antonicelli M., Liuzzo U., Palumbo G.. Evaluation of the Effect of a Natural-Based Emulsion on the Cold Rolling Process. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, 2023. 7 (4). pp. 121. <https://doi.org/10.3390/jmmp7040121>
17. Dubey S. P., Sharma G. K., Shishodia K. S., Sekhon G. S. A study of lubrication mechanism of oil-in-water (O/W) emulsions in steel cold rolling. *Industrial Lubrication and Tribology*. 2005. 57 (5). pp. 208–212. <https://doi.org/10.1108/00368790510614190>
18. Vergne P., Kamel M., Querry M. Behavior of Cold-Rolling Oil-in-Water Emulsions: A Rheological Approach. *Journal of Tribology*. 1997. 119 (2). pp. 250–258. <https://doi.org/10.1115/1.2833173>
19. Василев Я. Д., Замогильный Р. О., Самокиш Д. М. Інженерна методика визначення антифрикційної ефективності емульсолів для холодної прокатки по їх фізико-хімічним властивостям. *Теорія і практика металургії*. 2018. 6. С. 15–21. [http://nbuv.gov.ua/UJRN/Tipm\\_2018\\_6\\_4](http://nbuv.gov.ua/UJRN/Tipm_2018_6_4)
20. Прищип М. Г., Васильєв О. Г., Бондаренко Ю. В., Васильєв С. О. Дослідження ефективності та вибір технологічного мастила для холодної прокатки низьколегованих сталей. *Металургія*. 2017. 2 (38). С. 76–80. <https://dspace.znu.edu.ua/jspui/handle/12345/471>
21. Sun J. L., Zhang B. T., Dong C. Effects of ferrous powders on tribological performances of emulsion for cold rolling strips. *Wear*. 2017. 376–377. Part A. pp. 869–875. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.12.012>
22. Azushima A., Inagaki S., Ohta H. Plating out oil film thickness on roll and workpiece during cold rolling with O/W emulsion. *Tribology Transactions*. 2011. 54 (2). pp. 275–281. <https://doi.org/10.1080/10402004.2010.542275>
23. Curcija D., Mamuzic I. Lubricants for the rolling and drawing of metals. *Materiali in Tehnologije*. 2005. 39 (3). pp. 61–75.
24. Kimura Y., Fujita N., Matsubara Y., Kobayashi K., Amanuma Y., Yoshioka O., Sodani Y. High-speed rolling by hybrid-lubrication system in tandem cold rolling mills. *Journal of Materials Processing Technology*. 2015. 216. pp. 357–368. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.10.002>
25. Kukhar V. V., Klimov E. S., Chernenko S. M. 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. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/ssp.316.873>

## REFERENCES

1. Hrudev A. P., Zylberh Yu. V., Tylyk V. T. Friction and lubrication in metal forming: a reference book. Moscow: Metallurgy, 1982. 310 p. (in Russian).
2. Krivtsova O., Kliber J., Talmazan V., Lezhnev S., Panin E. Technological lubricants for cold-rolled sheet and theirs evaluation. *Hutnik – Wiadomości Hutnicze*. 2013. 80 (8), pp. 555–558.
3. Kukhar V., Spichak O., Karmazina I., Malii K., Gribkov E., Dobronosov Y. Synthesis analysis of energy intensity dependence for tandem mills thin-plate rolling on various grade emulsols rheological properties. *2023 IEEE 5th International Conference on Modern Electrical and Energy System (MEES)*. Kremenchuk, Ukraine. 27–30 September 2023, pp. 1–4. <https://doi.org/10.1109/mees61502.2023.10402500>
4. Kukhar V. V., Hornostai V. M., Kurpe O. H. Energy consumption and emulsol consumption during cold rolling of carbon steel strips on a continuous 4-cell mill 1680. *Materials Working by Pressure*. 2022. 1 (51), pp. 134–140. [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1\(51\)134](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1(51)134) (in Ukrainian).
5. Kukhar V., Malii K., Spichak O. Influence of emulsols type on energy-power consumption and surface contamination at DC01 steel cold rolling on the continuous four-stand mill. *Problems of Tribology*. 2022. 27 (4/106), pp. 19–26. <https://doi.org/10.31891/2079-1372-2022-106-4-19-26>

6. Kukhar V., Korenko M., St'opin V., Karmazina I., Elchaninov A., Hurkovska S., Prysiashnyi A., Zubrytskyi V. Operation modes of electric motors of reversing cold rolling mill 1680 while rolling with emulsions. *2019 IEEE International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*. Kremenchuk, Ukraine. 23–25 September 2019, pp. 46–49. <https://doi.org/10.1109/MEES.2019.8896465>
7. Horák A., Raudenský M., Pohanka M., Bellerová H., Reichardt T. Research on cooling efficiencies of water, emulsions and oil. *Metallurgical and Mining Industry*. 2010. 2 (4), pp. 271–278.
8. Li Y., Sun J. L. Recognition and control of the influence factors on the surface defects of cold rolled strip with emulsion lubrication. *Applied Mechanics and Materials*. 2013. 456, pp. 498–502. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amm.456.498>
9. Avdeenko A. P., Fedorynov M. V., Dašić P. V., Turmanidze R., Burmistrov K. S., Toropin N. V., Konovalova S. A. New compositions of metal-working coolants for brass rolling. *Preprints: Research Square*. 2018, 2018040294. <https://doi.org/10.20944/preprints201804.0294.v1>
10. Savelieva V. A. Development of the mode of rolling bars with dimensions of 0.5x1050 mm made of steel 08U on continuous cold rolling 1680: qualification work of bachelor of specialty 136 "Metallurgy"; Supervisor Yu. O. Belokon. Zaporizhzhia: ZNU. 2023. 95 p. <https://dspace.znu.edu.ua/jspui/handle/12345/12634> (in Ukrainian).
11. Kartun I., Remez O., Haidai O., Spaska O., Yanchenko O., Pyliavsky V., Polunkin Y. Effect of fullerene-like nanoparticles on the tribological properties of industrial lubricants for steel rolling. *Problems of Tribology*. 2022. 27 (4/106), pp. 45–50. <https://doi.org/10.31891/2079-1372-2022-106-4-45-50>
12. Holubets V. M., Hasii O. B., Honchar I. M., Stepanyshyn V. I. Increasing the stability of shaped cutters by ion-plasma sputtering. *Industrial hydraulics and pneumatics*. 2018. 3, pp. 49–56. [http://nbuv.gov.ua/UJRN/in-hpn\\_2018\\_3\\_8](http://nbuv.gov.ua/UJRN/in-hpn_2018_3_8) (in Ukrainian).
13. Hrusha A. I. Analysis of models for determining the coefficient of friction during cold rolling: master's qualification thesis, specialty 136 "Metallurgy"; Supervisor Yu. O. Belokon. Zaporizhzhia: ZNU. 2021. 85 p. <https://dspace.znu.edu.ua/jspui/handle/12345/5838> (in Ukrainian).
14. Fernández E., Benito J. M., Pazos C., Coca J., Ruiz I., Ríos G. Regeneration of an oil-in-water emulsion after use in an industrial copper rolling process. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*. 2005. 263 (1–3), pp. 363–369, <https://doi.org/10.1016/j.colsurfa.2004.12.042>
15. Rybalka V. V. Development of measures to improve working conditions in cold rolling shops: master's qualification thesis of specialty 263 "Civil safety"; Supervisor E. A. Manidin. Zaporizhzhia: ZNU, 2021. 133 p. <https://dspace.znu.edu.ua/jspui/handle/12345/6133> (in Ukrainian).
16. Antonicelli M., Liuzzo U., Palumbo G. Evaluation of the effect of a natural-based emulsion on the cold rolling process. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*. 2023. 7 (4), pp. 121. <https://doi.org/10.3390/jmmp7040121>
17. Dubey S. P., Sharma G. K., Shishodia K. S., Sekhon G. S. A study of lubrication mechanism of oil-in-water (O/W) emulsions in steel cold rolling. *Industrial Lubrication and Tribology*. 2005. 57 (5), pp. 208–212. <https://doi.org/10.1108/00368790510614190>
18. Vergne P., Kamel M., Querry M. Behavior of Cold-Rolling Oil-in-Water Emulsions: A Rheological Approach. *Journal of Tribology*. 1997. 119 (2), pp. 250–258. <https://doi.org/10.1115/1.2833173>
19. Vasylyev Ya. D., Zamohylnyi R. O., Samokysh D. M. Engineering method for determining the antifriction efficiency of emulsions for cold rolling according to their physical and chemical properties. *Theory and practice of metallurgy*. 2018. 6, pp. 15–21. [http://nbuv.gov.ua/UJRN/Tipm\\_2018\\_6\\_4](http://nbuv.gov.ua/UJRN/Tipm_2018_6_4) (in Ukrainian).
20. Pryshchip M. H., Vasylyev O. H., Bondarenko Yu. V., Vasylyev S. O. Efficiency research and selection of technological lubricant for cold rolling of low-alloy steels. *Metallurgy*. 2017. 2 (38), pp. 76–80. <https://dspace.znu.edu.ua/jspui/handle/12345/471> (in Ukrainian).
21. Sun J. L., Zhang B. T., Dong C. Effects of ferrous powders on tribological performances of emulsion for cold rolling strips. *Wear*. 2017. 376–377, Part A, pp. 869–875, <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.12.012>
22. Azushima A., Inagaki S., Ohta H. Plating out oil film thickness on roll and workpiece during cold rolling with O/W emulsion. *Tribology Transactions*. 2011. 54 (2), pp. 275–281. <https://doi.org/10.1080/10402004.2010.542275>
23. Curcija D., Mamuzic I. Lubricants for the rolling and drawing of metals. *Materiali in Tehnologije*. 2005. 39 (3), pp. 61–75.
24. Kimura Y., Fujita N., Matsubara Y., Kobayashi K., Amanuma Y., Yoshioka O., Sodani Y. High-speed rolling by hybrid-lubrication system in tandem cold rolling mills. *Journal of Materials Processing Technology*. 2015. 216, pp. 357–368. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.10.002>
25. Kukhar V. V., Klimov E. S., Chernenko S. M. 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. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/ssp.316.873>

**Kukhar V., Spichak O., Pashynskiy V., Malii Kh. Testing emulsions for cold rolling for soot-formation at coil annealing.**

Cold rolling with emulsions allows for lower rolling forces, higher crimping and lower final bar thicknesses, greater rolling stability and better surface finish after rolling. However, the subsequent stages associated with cold-rolled coil annealing operations can present unexpected unpleasant "surprises" in the form of sooty surface defects. In addition to uneven application and poor emulsion rinsing prior to annealing, soot formation is significantly affected by the composition of emulsions (components included in the emulsion formula) and their physical and chemical properties. The paper analyzes the causes of surface defects of the "soot" type after annealing coils rolled with emulsions and substantiates the need to reduce soot formation and burning by formulating requirements for the physical and chemical properties of lubricating and cooling fluids. A methodology for testing the tendency of emulsols to soot formation after annealing in coils, which is the first stage of a multistage study, has been developed. The methodology consisted of applying concentrated emulsion to witness samples, which were annealed together with the coils under the same temperature and time conditions and furnace environment. The physicochemical characteristics of lubricating and cooling liquids were analyzed and 54 emulsions of different brands and manufacturers were tested during cold rolling. A scoring system for assessing the intensity of soot formation by visual observation is proposed, and the values of soot formation scores after annealing of the experimental samples are determined. The calculated regression equations were obtained that relate the soot and burn formation rates to such physicochemical properties as emulsol density at 20 °C, kinematic viscosity at 50 °C, and saponification number. A stable dependence of the hydrogen pH value for a 3% aqueous emulsion prepared with hard water of 4.6 mg-eq/dm<sup>3</sup> on the indicated physicochemical properties of emulsols was shown. Based on the results of the research, 28 emulsions were recommended for use in the conditions of PJSC "ZAPORIZHSTAL" and requirements for their main physical and chemical parameters were formulated.

**Keywords:** cold rolling, emulsion, lubricating coolant, physical and chemical properties, requirements, soot, burning, tendency to soot formation.

**Кухар Володимир Валентинович** – д-р техн. наук, професор, проректор з науково-дослідної роботи, ТУ МП  
**Kukhar Volodymyr** – Doctor of Technical Sciences, Professor, Vice-rector for R&D Work, TU MP  
E-mail: [kvv.mariupol@gmail.com](mailto:kvv.mariupol@gmail.com)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4863-7233>

**Спічак Олександр Юрійович** – нач. відділу холодної прокатки, ПАТ «Запоріжсталь»  
**Spichak Oleksandr** – Head of the Cold Rolling Department, Zaporizhstal  
E-mail: [aleksandr.spichak@zaporizhstal.com](mailto:aleksandr.spichak@zaporizhstal.com)  
ORCID: <https://orcid.org/0009-0004-9653-437X>

**Пашинський Володимир Вікторович** – д-р техн. наук, професор, зав. кафедрою, ТУ МП  
**Pashynskiy Volodymyr** – Doctor of Technical Sciences, Professor, Head of Department, TU MP  
E-mail: [volodymyr.pashynskiy@mipolytech.education](mailto:volodymyr.pashynskiy@mipolytech.education)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0118-4748>

**Малій Христина Василівна** – канд. техн. наук, доцент ТУ МП  
**Malii Khrystyna** – PhD, Associate Prof. TU MP  
E-mail: [kristina.v.goncharuk@gmail.com](mailto:kristina.v.goncharuk@gmail.com)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-9046-426>

ТУ МП – ТОВ «Технічний університет «Метінвест Політехніка», м. Запоріжжя  
TU MP – Metinvest Polytechnic Technical University LLC, Zaporizhzhia

ПАТ «Запоріжсталь» – Приватне акціонерне товариство «ЗАПОРИЖСТАЛЬ», м. Запоріжжя  
Zaporizhstal – PJSC "ZAPORIZHSTAL", Zaporizhzhia

Стаття надійшла до редакції 13.02.24 р.

Грибков Е. П.  
Кассов В. Д.  
Васильєва Л. В.

## МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ РЕЖИМІВ ПРАВКИ ЛИСТІВ ТА ПЛИТ НА ПРЕСІ

*Роботу присвячено актуальній проблемі визначення раціональних технологічних режимів та конструктивних параметрів обладнання при правленні листів на пресі на основі скінченно-елементного моделювання в САЕ-системі. Метою роботи є розробка математичної моделі процесу правки листів та плит на пресі з урахуванням зміни фізико-механічних характеристик матеріалу та її реалізація ме-методом скінчених елементів, що дозволить одержати поля змін інтегральних характеристик процесу та прогнозувати напружено-деформований стан матеріалу для подальшого автома-тизованого проектування технологічних параметрів роботи обладнання та підвищення ефективності інженерних розрахунків на етапі розробки технології. Представлено математичне моделювання процесів правки з урахуванням основних положень теорії пластичності, що дозволяє з достатньо високою точністю прогнозувати розподіл напружено-деформованого стану у кожному вузлі сітки скінченно-елементної моделі вздовж осередку деформації. Розроблено методику чисельного рішення задачі пластичного деформування на основі методу скінчених елементів з використанням можливостей Abaqus CAE. Чисельна модель процесу деформування заснована на теорії течії, причому матеріал заготовки розглядається як нестисливе пружно-пластичне тіло, а в якості граничних умов було обрано швидкість переміщення верхнього пуансону та нерухома фіксація нижніх пуансонів. Застосування представленого скінченно-елементного моделювання технологічних параметрів листоправильного процесу при виконанні інженерних розрахунків забезпечить підвищення точності прогнозування технологічних налаштувань і ефективності проектування листоправильного обладнання, а, отже, і підвищення якості продукції. Також представлені результати моделювання можуть бути використані безпосередньо в системі управління пресом та підвищити його продуктивність за рахунок зниження часу на обробку листа.*

**Ключові слова:** правка плит, моделювання, метод скінчених елементів, прес, сила правлення, розподіл механічних властивостей, кривизна листа

Для автоматизованого проектування процесів пресування листів на пресі на даний час немає спеціалізованих програмних продуктів. Процес проектування полягає в аналізі напружено-деформованого стану металу в осередку деформації при виправленні листів на основі аналітичних або скінченно-елементних математичних моделей процесу. Основною задачею при моделюванні процесів правлення листів на пресі є технологічна, а саме задача визначення оптимальних технологічних режимів для досягнення якомога більшої площинності прокату та конструкторська – задача визначення оптимальних конструктивних параметрів пресу за критеріями мінімальної металоємності та максимальної ефективності процесу правлення.

Процес правки листів на пресі дуже складно вирішувати аналітичними методами, так як він потребує постановки задачі локальної деформації, тому доцільно використовувати в якості математичної моделі метод скінчених елементів. Як методи моделювання правки використовуються чисельні [1] і кінцево-елементні моделі [2] або їх комбінації [3, 4]. Для визначення механічних властивостей металів і сплавів, залежно від температур при їхній гарячій і холодній деформації можуть бути використані методики Л. В. Андреюка і М. Я. Бровмана [5], що визначають напруження плинності для цілого ряду металів і сплавів залежно від температур їх гарячого деформування. Стосовно процесів холодного та теплого деформування можуть бути використані регресійні моделі [6]. Аналогічні підходи, що припускають аналітичну апроксимацію результатів експериментальних досліджень, можуть бути реалізовані стосовно розподілів нормального модуля пружності залежно від відповідних розподілів температур.

Безпосередньо математичне моделювання напружено-деформованого стану металу та результуючих показників якості при реалізації процесів правки відносно товстих листів, штаб і заготовок може бути здійснене на основі використання різних підходів, найбільш строгими з яких у даний час є варіаційні методи і метод скінчених елементів [7, 8]. Разом з тим,

у цьому випадку має місце досить істотна трудомісткість чисельної реалізації, а, отже, і витрати машинного часу на інженерні розрахунки, що не дозволяють використовувати дані підходи як цільові функції систем автоматизованого налаштування правильних машин і керування технологічними режимами їх роботи.

Метою роботи є розробка математичної моделі процесу правки листів та плит на пресі з урахуванням зміни фізико-механічних характеристик матеріалу та її реалізація методом скінчених елементів, що дозволить одержати поля змін інтегральних характеристик процесу та прогнозувати напружено-деформований стан матеріалу для подальшого автоматизованого проектування технологічних параметрів роботи обладнання та підвищення ефективності інженерних розрахунків на етапі розробки технології.

З огляду на зазначене становлять інтерес математичні моделі, засновані на використанні чисельно-аналітичних підходів, що представляють процес правки в системі двовірних координат, при цьому заготовка розглядається як ідеальна пружно-пластична одновірна балка з наступним ітераційним рішенням системи рівнянь її геометричної форми. Однак у випадку пресування це є істотним недоліком й виходом може бути сумісне використання обох методів на основі регресійного моделювання або планованого експерименту. Для визначення впливу налаштування правильного пресу на виправлення кривизни листів був використаний метод скінчених елементів, як один з достовірних методів, що дають повну інформацію про процес деформування. Чисельна модель процесу деформування заснована на теорії течії. Матеріал заготовки розглядається як нестисливе пружно-пластичне тіло. Система вихідних рівнянь включає:

- рівняння рівноваги:

$$\sigma_{ij,j} = 0, \quad (1)$$

де  $\sigma_{ij}$  – компоненти тензорів напружень;

- рівняння руху:

$$\sigma_{ij,j} + \rho \frac{dv_i}{dt} = 0, \quad (2)$$

де  $\rho$  – щільність;

- кінематичні співвідношення:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i}), \quad (3)$$

де  $\dot{\epsilon}_{ij}$  – компоненти тензорів швидкостей деформацій;

$v_i$  – компоненти вектору швидкості;

- визначальні рівняння плинину:

$$s_{ij} = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \dot{\epsilon}_{ij}, \quad (4)$$

де  $s_{ij}$  – девіатор тензора напружень;

- умова нестисливості:

$$v_{i,i} = 0; \quad (5)$$

- рівняння опору деформації для пружнопластичного матеріалу:

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T),$$

де  $\bar{\sigma}$ ,  $\bar{\epsilon}$ ,  $\dot{\bar{\epsilon}}$  – інтенсивності напружень, деформацій і швидкостей деформацій, відповідно.

Дискретизація рівнянь (1)...(5) проводиться на основі принципу віртуальних швидкостей і робіт, а також, методу скінчених елементів засобами Abaqus CAE. Невідомими є вузлові значення швидкостей і середніх напружень. Скінченно-елементна сітка складається з лінійних чотирьохвузлових тетраедрів. Деформувальний інструмент (пуансон) розглядається як абсолютно тверде тіло при розрахунках формозміни заготовки. Для заготовки (листа) використовується квадратична скінченно-елементна апроксимація поверхонь. Такий підхід дозволяє перебудувати сітку без «підрізання» заготовки та підтримувати в такий спосіб постійний її об'єм. Програма автоматично генерує скінченно-елементну сітку. Адаптивний алгоритм забезпечує оптимальний розподіл щільності скінченно-елементної сітки. Кінематичні граничні умови формулюються для різних поверхонь  $S$ . На поверхнях  $S_v$ , де задана швидкість  $v_i^0$ , граничні умови можуть бути виражені через швидкості:

$$v_i = v_i^0. \quad (6)$$

На поверхнях  $S_F$ , де діють сили:

$$\sigma_{ij}n_j = F_i,$$

де  $n_j$  – компоненти одиничної нормалі;

$F_i$  – компоненти вектору сили.

На поверхні  $S_S$ , де задані швидкість і сили, граничні умови будуть:

$$v_i n_i = v_n^0, \quad (7)$$

$$\sigma_{ij}n_j = F_f, \quad (8)$$

де  $F_f$  – дотична складова діючих на поверхню сил;

$l_j$  – одиничний дотичний вектор, спрямований у протилежний бік від вектору швидкості заготовки відносно інструмента  $\Delta v_i$ :

$$l_i = -\frac{\Delta v_i}{|\Delta v|}.$$

Граничні умови (6) використовуються для ділянок, де між заготовкою та інструментом є зони прилипання. Вираз (8) з  $F_f = 0$  може використовуватися для вільних частин поверхні заготовки. Більш загальні граничні умови (7) і (8) використовуються спільно для ділянок з тертям і для тих ділянок, де задана симетрія. В останньому випадку вирази (7) і (8) замінюються наступними:

$$v_i n_i = 0;$$

$$\sigma_{ij}n_i l_j = 0,$$

де одиничні нормальні та дотичні вектори задаються залежно від площини симетрії. Граничні умови, що враховують тертя, (7) і (8), повинні бути доповнені залежністю для дотичної сили  $F_f$ , що входить у закон тертя. На контакті заготовка – інструмент контактні дотичні напруження розраховуються за законом тертя Зібеля:

$$F_f = mk = m \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}},$$

де  $k$  – дотичне напруження;

$m$  – коефіцієнт тертя зрушення.

З огляду на зазначене моделювання процесів правки проводили методом скінченних елементів, який передбачає визначення напружено-деформованого стану листа в момент правки [3–6]. Важливим критерієм при правці листа є нерівномірність розподілу деформацій у тілі заготовки, яка оцінювалася, як  $\Delta e = e_{\max} - e_{\min}$ . У САД-системі були задані геометрія інструмента та заготовки (рис. 1–2).

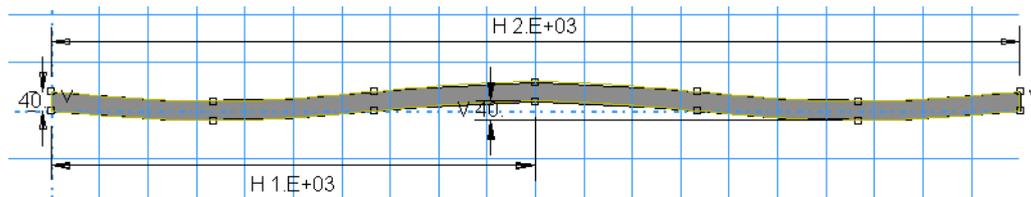


Рис. 1. Модель листа: товщина 40 мм; хвилястість 40 мм на базі 1 метр; довжина 2 м

Розрахункова модель процесу включала лист та три пуансони: два нижніх (нерухомих) та один верхній (рухомий) (рис. 3). Відстань між нижніми пуансонами визначається базою хвилястості і в даному випадку (базовому) дорівнювала 1333 мм. Верхній пуансон розміщений строго по центру між двома нижніми. В якості фізико-механічних властивостей матеріалу листа були задані щільність, модуль пружності, коефіцієнт Пуасону та границя текучості в залежності від ступеня деформації. Математична модель процесу правлення на пресі складається з двох етапів: робочий хід пуансону для здійснення вигину листа та зворотній (холостий) хід для зняття навантаження.

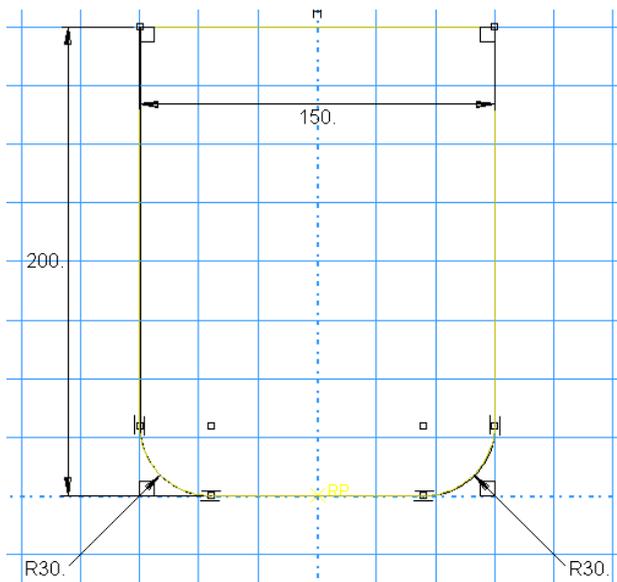


Рис. 2. Модель пуансону розмірами 150 × 200 мм з галтелями на робочій поверхні 30 мм

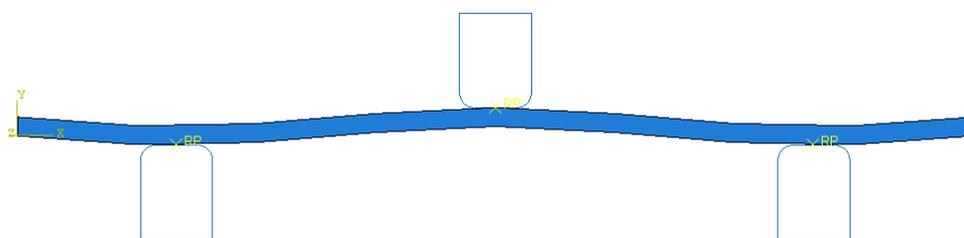


Рис. 3. Розрахункова модель процесу правки листів на пресі з використанням трьох пуансонів

В якості скінченних елементів були використані чотирьохвузлові елементи типу CPS4R. В якості контактних поверхонь використовували всі грані як листа, так і пуансонів. За основу був прийнятий закон сухого тертя з коефіцієнтом 0,2. За граничні умови було обрано швидкість переміщення верхнього пуансону та нерухома фіксація нижніх пуансонів.

На першому етапі розрахунку верхній пуансон переміщувався вниз, а на другому для зняття навантаження – вгору. При реалізації моделі були отримані поля еквівалентних напружень та деформацій, які зображені на рис. 4.

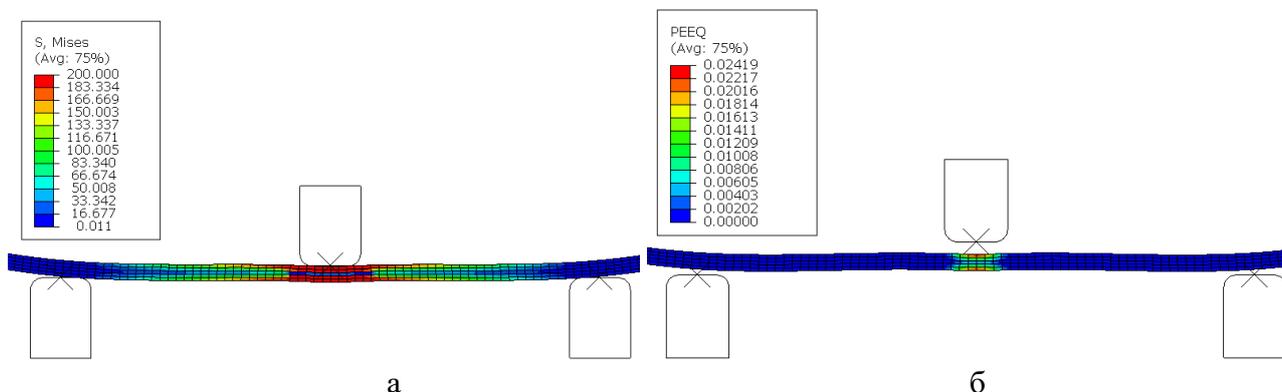


Рис. 4. Поля розподілу при правленні листів:  
а – еквівалентних напружень; б – еквівалентних деформацій

Силу пресування було отримано через довідкові точки на всіх трьох пуансонах. Приклад зміни сили правлення у часі наведено на рис. 5. Максимальне значення визначає паспортні характеристики пресу, що застосовується при правленні листів.

Ефективність процесу правлення листів визначається залишковою хвилястістю, для визначення якої в моделі були використані номери вузлових точок скінченно-елементної моделі на верхній грані листа. На рис. 6 наведені форми листів до правлення (див. рис. 6, а), під навантаження (див. рис. 6, б) та після зняття навантаження (див. рис. 6, в) в вертикальних координатах. В даному випадку початкова хвилястість дорівнювала 50 мм, а хід пуансону склав 50 мм. З аналізу даних полів видно, що після зняття навантаження форма листа намагається повернутися в початковий стан й остаточна хвилястість стала дорівнювати близько 5 мм.

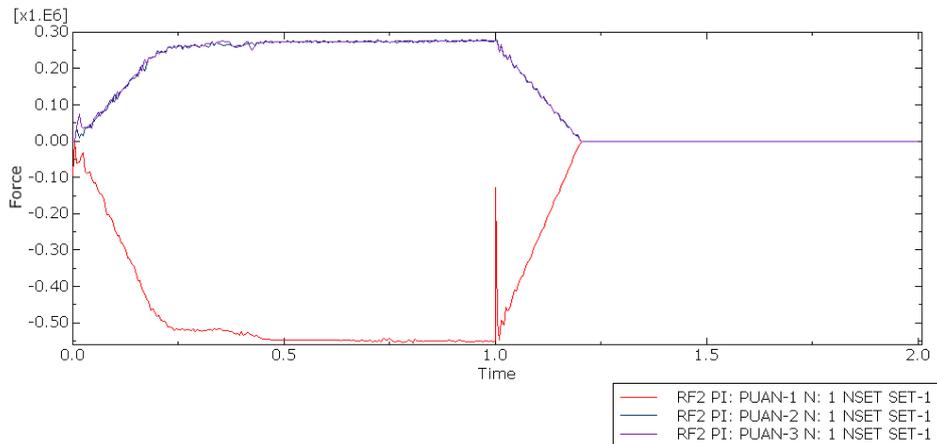


Рис. 5. Розраховані значення сили пресування

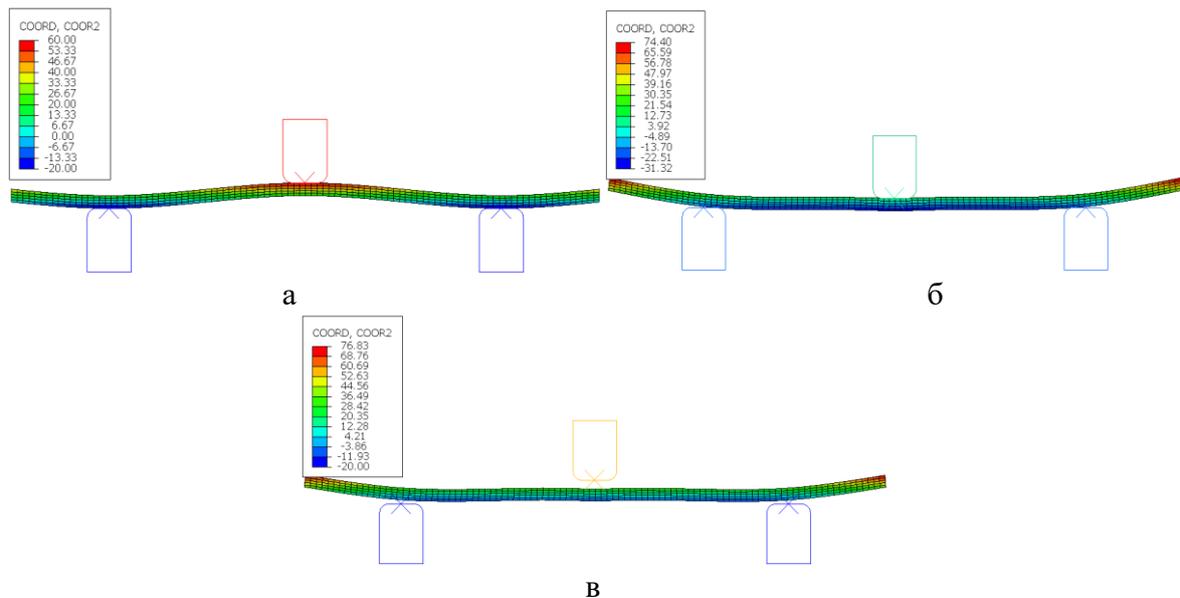


Рис. 6. Результати скінчено-елементного моделювання зміни форми листа:  
а – початкова; б – під час навантаження; в – під час зняття навантаження

Якщо б еквівалентні напруження були нижче границі текучості (в даному випадку – 200 МПа) (див. рис. 4, а), то б не було пластичних деформацій (див. рис. 4, б) і форма листа повернулась би до початкової. Тобто в якості критерію ефективності процесу правлення можуть бути або досягнення напружень границі текучості або наявність пластичної деформації. Як правило, останні при правленні знаходяться в діапазоні 1...2%, а для важкодеформуємих сплавів можуть сягати до 10 % у поверхньових шарах. Також критерієм ефективності правки виступає розподіл пластичних деформацій по товщині листа. Як правило, він становить 60% проникнення. Для пошуку раціональних режимів правки листів основним параметром остається остаточна кривизна, яка повинна відповідати стандартам на листову продукцію (наприклад, ДСТУ 8540:2015 «Прокат листовий гарячекатаний»). Доцільним в цьому випадку пред-

ставляється аналіз декількох режимів правлення. В якості прикладу реалізації розробленої математичної моделі був виконаний розрахунок для величини згину листа від 30 до 70 мм. На рис. 7 зображені поля еквівалентних пластичних деформацій після зняття навантаження.

Основними вимогами при аналізі полів пластичних деформацій є безпосередньо максимальна величина, яка не повинна перевищувати ступінь деформації при руйнуванні матеріалу та безпосередньо сам розподіл по товщині листа. Оптимальним розподілом вважається той, що відповідає 60 % проникненню пластичної деформації. Але це приблизна величина, а остаточний ступінь деформації буде визначатися формою або кривизною листа після виправлення і зняття навантаження. Результати інтегральних показників процесу правки наведено на рис. 8.

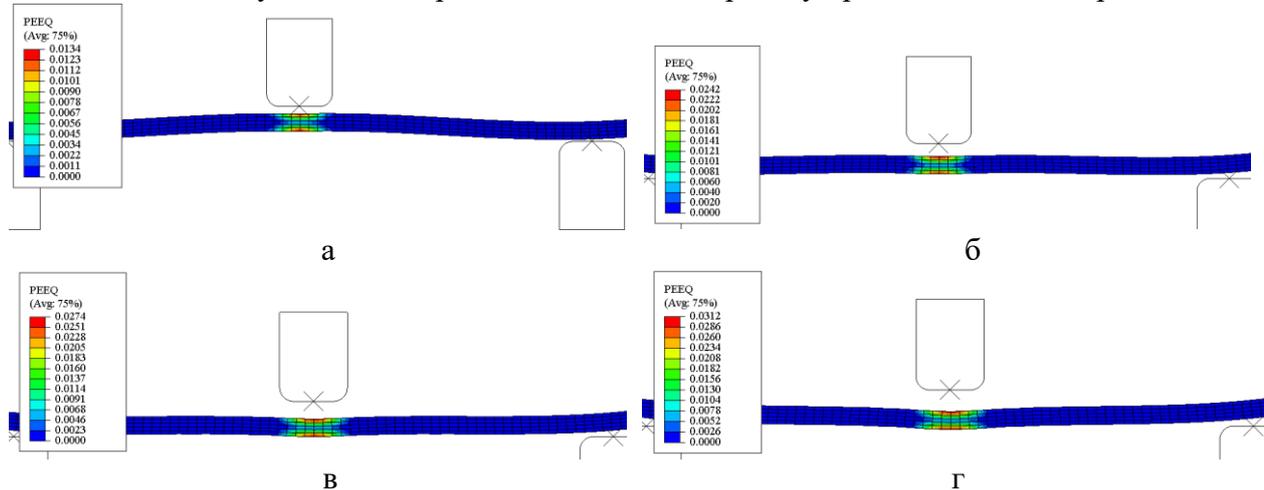


Рис. 7. Результати моделювання правки листів на пресі при різних налаштуваннях: а – 30 мм; б – 50 мм; в – 60 мм; г – 70 мм

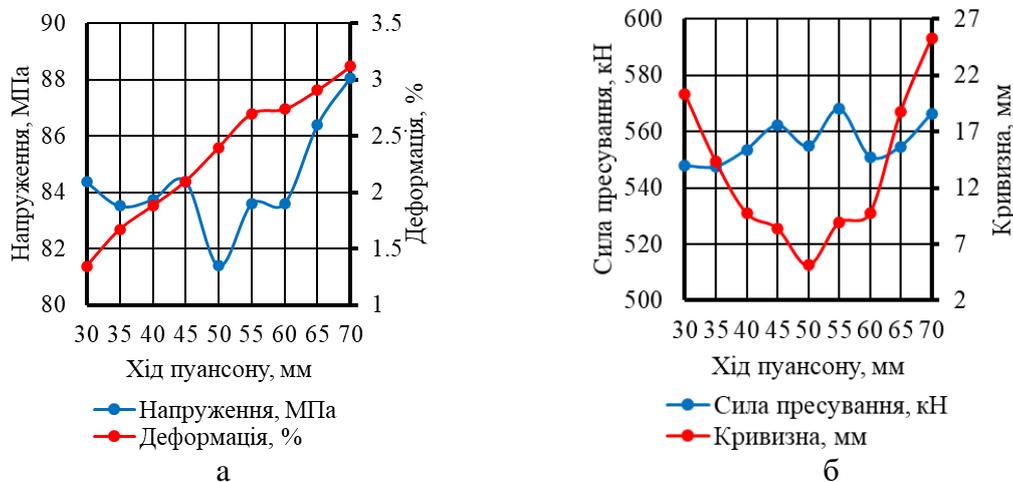


Рис. 8. Результати розрахунку інтегральних показників процесу правки: а – напружень, деформацій; б – сили пресування та кривизни листа

З аналізу наведених залежностей видно, що від величини деформації при правленні напруження змінюються незначно, в той же час деформація змінюється на значну величину (рис. 8, а). Сила правлення практично остається на одному рівні (рис. 8, а). Кривизна листа, в даному випадку – висота хвилі на крок пуансонів, має мінімальну величину при деформації листа 50 мм. При меншій або більшій деформації остаточна кривизна збільшується (рис. 8, б). Тобто раціональний режим правлення знаходиться при переміщенні верхнього пуансону на 50 мм. Таким чином, широкий спектр можливих умов реалізації процесів правки вигином, поряд з досить високим рівнем вимог щодо об'ємів і ступеня вірогідності надаваної інформації, роблять необхідним використання методів теорії пружності та пластичності, що включають метод чисельних ітераційних рішень одномірного вирішення умов безперервності геометричних параметрів пружної лінії листів при правці, а також метод скінченних елементів, які

дозволяють повною мірою врахувати реальні геометричні параметри. Важливим у цьому випадку є забезпечення можливості безпосереднього прогнозування, вже на теоретичному рівні, основних показників якості листів, а також розподілу результуючих механічних властивостей, деформацій та напружень з наступним виходом на розробку систем автоматизованого проектування відповідних технологій і устаткування.

### ВИСНОВКИ

Розроблено математичну модель процесу виправлення листів на правильному пресі з урахуванням зміни фізико-механічних характеристик в осередку деформації, реалізація якої виконана методом скінчених елементів засобами Abaqus CAE з використанням повузлової симуляції полів розподілу напружень та деформацій, що дозволило отримати розподіл інтегральних параметрів процесу правки залежно від ходу пуансону.

Показано, що саме крок між пуансонами та хід верхнього пуансону є параметрами оптимізації, а критерієм оптимізації в цьому випадку є кривизна листа після зняття навантаження. Одержані результати моделювання дозволяють провести необхідні інженерні розрахунки параметрів режиму правки листів та проектування обладнання на етапі розробки технології завдяки поєднанню методів чисельного та скінчено-елементного моделювання, що забезпечує можливість прогнозування розподілу механічних властивостей та напружено-деформованого стану матеріалу в осередку деформації.

### СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

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. 120(1-2), pp. 743-759. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08806-z>
2. Hernández U. U., Mendiguren J., Argandona E.S. Friction characterisation in levelling processes. *Advances in Materials and Processing Technologies*. 2016. 2 (4), pp. 503-513. <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. 108, pp. 1945-1958. <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*. 2017.9 (7), pp. 1-11. <https://doi.org/10.1177/1687814017712420>
5. Сатонін А.В., Бобух В.І., Картавенко А.С., Жуков П.Л. Скінчено-елементне математичне моделювання енергосилових параметрів процесу гарячої прокатки відносно товстих листів та смуг. *Обробка матеріалів тиском*. 2011. 1 (26), С. 72-75.
6. Cui L., Hu X., Liu X. Research on mathematical model of leveling process for plate mill. *Advanced Materials Research*. 2011. 148-149, pp. 368-371. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.148-149.368>
7. 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. 120(1-2), pp. 743-759. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08806-z>
8. Грибков Е.П., Бережна О.В., Івчик Р.С., Коваленко А.К. Дослідження впливу дискретизації об'єму на точність розрахунку процесу правки листів методом скінчених елементів. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. 1 (48), С. 153-156.

### 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. 120(1-2), pp. 743-759. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08806-z>
2. Hernández U. U., Mendiguren J., Argandona E.S. Friction characterisation in levelling processes. *Advances in Materials and Processing Technologies*. 2016. 2 (4), pp. 503-513. <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. 108, pp. 1945-1958. <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. 9 (7), pp. 1-11. <https://doi.org/10.1177/1687814017712420>

5. Satonin A.V., Bobukh V.I., Kartavenko A.S., Zhukov P.L. Skincheno-elementne matematychno modeliuвання enerhosylovykh parametriv protsesu hariachoi prokatky vidnosno товstyx lystiv ta smuh. *Obrobka materialiv tyskom.* 2011. 1 (26), S. 72-75. (in Ukrainian)
6. Cui L., Hu X., Liu X. Research on mathematical model of leveling process for plate mill. *Advanced Materials Research.* 2011. 148–149, pp. 368–371. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.148-149.368>
7. 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. 120(1-2), pp. 743-759. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08806-z>
8. Hrybkov E.P., Berezhna O.V., Ivchuk R.S., Kovalenko A.K. Doslidzhennia vplyvu dyskretyzatsii obiemu na tochnist rozrakhunku protsesu pravky lystiv metodom skinchenykh elementiv. *Obrobka materialiv tyskom.* 2019. 1 (48), S. 153-156. (in Ukrainian)

**Gribkov E., Kassov V., Vasylieva L. Mathematical modeling of technological modes for straightening sheets and plates on a press.**

*The work is devoted to the actual problem of determining rational technological modes and design parameters of equipment when editing letters on the press based on skimmed-element modeling in the ESS system. The goal of the work is to develop a mathematical model of the process of straightening sheets and plates on a press, taking into account changes in the physical and mechanical characteristics of the material and its implementation by the finite element method, which will make it possible to obtain fields of changes in the integral characteristics of the process and predict the stress-strain state of the material for subsequent automation. -tified design of technological parameters of equipment operation and increasing the efficiency of engineering calculations at the stage of technology development. Mathematical modeling of straightening processes is presented taking into account the basic principles of plasticity theory, which makes it possible to predict with sufficiently high accuracy the distribution of the stress-strain state in each grid node of the finite element model along the deformation cell. A technique has been developed for numerically solving the problem of plastic deformation based on the finite element method using the capabilities of Abaqus CAE. The numerical model of the deformation process is based on flow theory, and the workpiece material is considered as an incompressible elastic-plastic body, and the speed of movement of the upper punch and the stationary fixation of the lower punches were chosen as limiting conditions. The use of the presented finite element modeling of the technological parameters of the sheet-straightening process when performing engineering calculations will ensure increased accuracy in predicting technological settings and the efficiency of designing sheet-leveling equipment, and, consequently, improved product quality. Also presented, the simulation results can be used directly in the press control system and increase its productivity by reducing the time for sheet processing.*

**Keywords:** modeling, finite element method, plate straightening, press

**Грибков Едуард Петрович** – д-р техн. наук, проф. МІП  
**Gribkov Eduard** – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, MIP  
E-mail: [eduard.gribkov@mipolytech.education](mailto:eduard.gribkov@mipolytech.education)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-1565-6294>

**Кассов Валерій Дмитрович** – д-р техн. наук, проф. ДДМА  
**Kassov Valeriy** – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, DSEA  
E-mail: [kassovvd@gmail.com](mailto:kassovvd@gmail.com)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-3034-7470>

**Васильєва Людмила Володимирівна** – канд. техн. наук, доц. ДДМА  
**Vasylieva Liudmyla** – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, DSEA  
E-mail: [kit@dgma.donetsk.ua](mailto:kit@dgma.donetsk.ua)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-9277-1560>

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ-Тернопіль.  
DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

МІП – ТОВ «Технічний університет «Метінвест Політехніка», м. Запоріжжя.  
MIP – Technical University “Metinvest Polytechnic” LLC, Zaporizhzhia

Стаття надійшла до редакції 12.07.24 р.

Пожидаєв А. В.  
Грибков Е. П.  
Бережна О. В.

## МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ПІД ЧАС ПРАВКИ ЛИСТІВ НА ЛИСТОПРАВИЛЬНИХ МАШИНАХ З НАТЯЖІННЯМ

*Розвиток металургійної продукції іде шляхом створення все більш міцних марок сталей, що в свою чергу вимагає розробки нових технологій та обладнання з обробки металопрокату. Правка знакозмінним вигином з натяжінням особливо актуальна для тонкого листового металопрокату де правка на традиційних багатороликових машинах не дає бажаного результату з точки зору постійно зростаючих вимог до якості продукції з боку споживачів. Для вирішення цього питання існують різні способи для визначення параметрів процесу правки, як то моделювання аналітичними методами або скінченно-елементними моделюваннями, які мають свої недоліки та переваги. Огляд існуючих моделей правки листового прокату виявив що вплив розтяжіння в них не враховується, тому визначення впливу величини натяжіння при правці на листоправильній машині на напружено-деформований стан виправленого листового металу є актуальним. Метою роботи є дослідження напружено-деформованого стану листового металу при правці знакозмінним вигином з натяжінням. Дослідження цього процесу було виконано шляхом використання програмного продукту скінченно-елементного моделювання у середовищі Abaqus CAE. В роботі надано розрахункову схему та основні положення скінченно-елементної моделі процесу виправлення листів з натяжінням. Проаналізовано вплив ступеня натяжіння листа на величину напружено-деформованого стану листа. У процесі аналізу отриманих результатів було порівняно еквівалентні деформації за перерізом при правці листів у роликотправильній машині без натяжіння та з різними ступенями натяжіння. Встановлено, що збільшення натяжіння збільшує ступінь деформації на третьому ролику, причому характер впливу має нелінійний характер. Запропонована скінченно-елементна модель може бути використана для визначення оптимальних налаштувань робочих роликів правильної машини. Підсумком роботи є отримання залежності деформації листа від натяжіння при правці листового металу.*

**Ключові слова:** листоправильна машина, правка листів, ступінь натяжіння, скінченно-елементна модель, робочі ролики, напружено-деформований стан.

Правка листів є важливим етапом обробки для отримання якісної металопродукції в умовах сучасних металургійних підприємств. Підвищення вимог споживачів металу до геометричних характеристик загалом та до планшетності зокрема робить актуальним розвиток листоправильних машин здатних впоратись з такими дефектами форми листового металу як коробуватість, хвилястість, серпоподібність або коробуватість та хвилястість одночасно. Зазначене з точки зору підвищення ефективності процесу та розширення можливостей для реалізації правки можливе при використанні правки листів з натяжінням [1]. Також актуальним є розвиток математичних моделей процесу правки для визначення напружено-деформованого стану листового металу та необхідних налаштувань листоправильної машини. 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. У якості методів моделювання використовуються чисельні та скінченно-елементні моделі. Чисельні моделі мають високу швидкодію, що дозволяє їх використовувати в процесах оптимізації та 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.

Серед чисельних моделей найбільшого поширення набули різного роду рішення рівняння пружної лінії при поданні металу, що виправляється, у вигляді статично невизначеної багатоопорної балки. Прикладом використання такого підходу є модель [2] заснована на рішенні пружної лінії методом кінцевих різниць, що дозволило отримати тривимірне уявлення про розподіл деформацій, що мають різний рівень ширини смуги.

Також слід зазначити чисельну модель процесу правки, відмінною особливістю якої є облік таких факторів, як безперервність епюри кутів повороту на межах розрахункових ділянок листа, зміщення точки контакту від вершини ролика по горизонталі та вертикалі, вплив залишкових напруг, можливість переходу зосередженого контакту в розподілений та облік напруги металу при виправленні [3–5]. Дані моделі ПАТ «Новокраматорський машинобудівний завод» були успішно впроваджені на ряді листопривильних машин товстолистових станів.

Для порівняння різних методів моделювання в роботі [6] розроблено одновимірну чисельну та двовимірну скінченно-елементні моделі, які підтверджені експериментально. Показано достатню збіжність результатів для сили виправлення та деформацій, у той час як моменти визначені з високою похибкою, незважаючи на більш точний опис механічних властивостей матеріалу в скінченно-елементній моделі.

У роботі [7] розглянуто скінченно-елементну модель виправлення алюмінієвих смуг які тягнуть у роликах. Показано, що дефект хвилястості можна усунути шляхом профілювання роликів для подовження коротких позовжніх волокон.

Петрушка Я. (J. Petrushka) [8] на основі методу скінченних елементів у програмній оболонці MatLab запропонував двовимірну математичну модель для визначення кривизни листів та вибору раціональних налаштувань правильної машини. Даний підхід поєднує точність методу скінченних елементів та швидкодню чисельного моделювання, але потребує досить складного опису моделі.

У всіх роботах, присвячених моделюванню правки листів, відзначається переважний вплив властивостей матеріалу на перебіг процесу. У роботах [9-10] показано важливість обліку як механічних властивостей матеріалу, так і прояву ефекту Баушингера.

Існуючі моделі процесу правки листового прокату не враховують впливу розтягу листового металу на розподіл деформації листа і, як наслідок, виправлення дефектів форми листів. Це робить актуальним подальший розвиток математичних моделей з поданням деформованого металу в тривимірному просторі і подальшим аналізом впливу технологічних налаштувань робочих роликів та ступеня натягіння на кінцеву площинність прокату.

Метою даної роботи є визначення впливу величини натягіння при правці на листопривильній машини на напружено-деформований стан виправленого листового металу.

Для досягнення зазначеної мети було поставлено та вирішено такі завдання:

- створення процесу правки листового прокату на основі використання моделі скінченно-елементного моделювання у середовищі Abaqus CAE;
- на основі реалізації розробленої скінченно-елементної моделі встановлення впливу технологічних налаштувань роликів та ступінь натягіння на напружено-деформований стан металу.

В рамках аналізу напружено-деформованого стану металу при правці листів було виконано розрахунок 7-роlikової листопривильної машини з використанням методу скінченних елементів у CAE-системі Dassault SIMULIA Abaqus CAE.

Розглянута стосовно аналізу процесу правки листів на правильних машинах розрахункова схема, яка являє собою лист 1, сім робочих роликів 2 та сила натягіння 3, представлена на рисунку 1.

Для моделювання роликів були використані тривимірні елементи, що не деформуються. Для моделювання листа були використані елементи типу C3D8R – восьмивузлові лінійні, твердотілі редуковані елементи з контролем руйнування.

Відповідно до розрахункової схеми (див. рис. 1) крок машини  $t$  був прийнятий 110 мм, діаметр робочих роликів рівним 100 мм, перекриття роликів  $W = 3,3$  мм, швидкість правки  $V = 0,5$  м/с. Безпосередньо моделювання процесу правки було виконано для листа товщиною 5 мм з диференційованою силою натягіння  $S = 0,0 \dots 0,4$ . (з кроком 0,2).

Вихідна скінченно-елементна модель має такі граничні умови: нижні та перший, третій верхні ролики машини, мають один обертальний ступінь свободи, другий верхній має два ступені свободи, можливість обертання навколо своєї осі, і переміщення осі «2» глобальної системи координат.

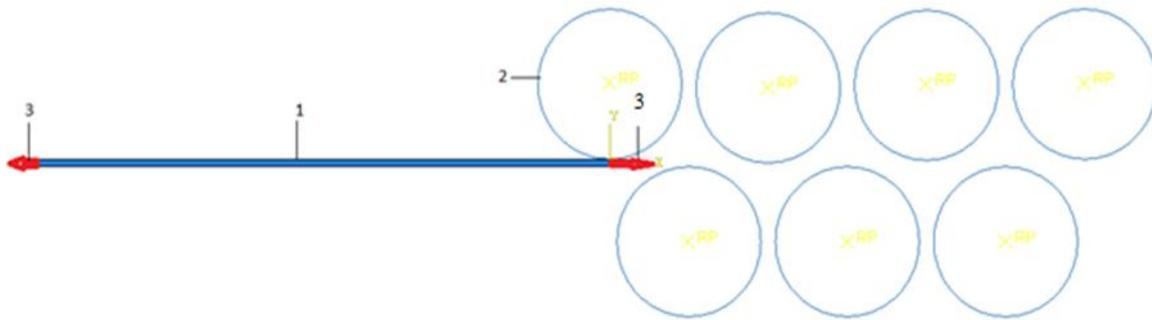


Рис. 1. Базова модель правки листа з натяжінням:  
1 – лист; 2 – ролики; 3 – сила натяжіння

У розрахунку використовувалася модель класичної пластичності металу, в якості матеріалу листа була прийнята сталь 08кп. Контакт між листом і роликami ставився за допомогою моделі контакту «Поверхня до поверхні» шляхом завдання коефіцієнта тертя рівним 0,1. Всі робочі ролики приводилися у обертання з кутовою швидкістю 10 рад/сек відповідно, що, з урахуванням їх діаметра, відповідає приблизній швидкості руху листа вздовж осі «1» глобальної системи координат, що дорівнює 0,5 м/с.

Для оцінки отриманих результатів в даному випадку параметрами були обрані проекції реакцій у контрольних точках роликів у глобальній системі координат, а також, еквівалентні деформації та напруження у вузлах скінченних елементів листа.

Розрахунки були зроблені для різного ступеня натяжіння. На рис. 2 представлені поля розподілу еквівалентних деформацій за перерізом листа при різних ступенях натяжіння.

Моделювання проводилось у 3 етапи зі ступенями натяжіння  $S = 0.0$ ;  $S = 0.2$ ; та  $S = 0.4$ .

З аналізу представлених результатів видно, що при правці без натяжіння та з натяжінням  $S = 0.2$  рівень еквівалентної деформації PEEQ практично не змінюється PEEQ дорівнює 0.081 та 0.084 відповідно. Тобто маємо збільшення на 3,7%. Але якщо порівняти величину еквівалентної деформації при ступенях натяжіння  $S = 0.2$  та  $S = 0.4$  маємо збільшення величини PEEQ з 0,084 до 0,127, тобто на 51%.

З приводу цього впливає висновок що збільшення величини натяжіння  $S$  величина еквівалентної деформації PEEQ зростає непропорційно.

## ВИСНОВКИ

Розроблена скінченно-елементна модель процесу правки листів з натяжінням дозволяє визначити характер впливу величини натяжіння на напружено-деформований стан готового прокату. Представлені результати розрахунку для листів товщиною 5 мм із сталі 08кп.

Показано, що при натяжінні  $S = 0,2$  величина еквівалентної деформації PEEQ дорівнює 0.084 і збільшується лише на 3,7% у порівнянні з правкою без натяжіння. Але при збільшенні натяжіння до  $S = 0,4$  ступінь еквівалентної деформації зростає до 0,127, тобто збільшується на 51% у порівнянні з натяжінням  $S = 0.2$ .

Дані результати дають розуміння про ефективний ступінь натяжіння при розробці технології правки листів на багатороликових машинах з натяжінням.

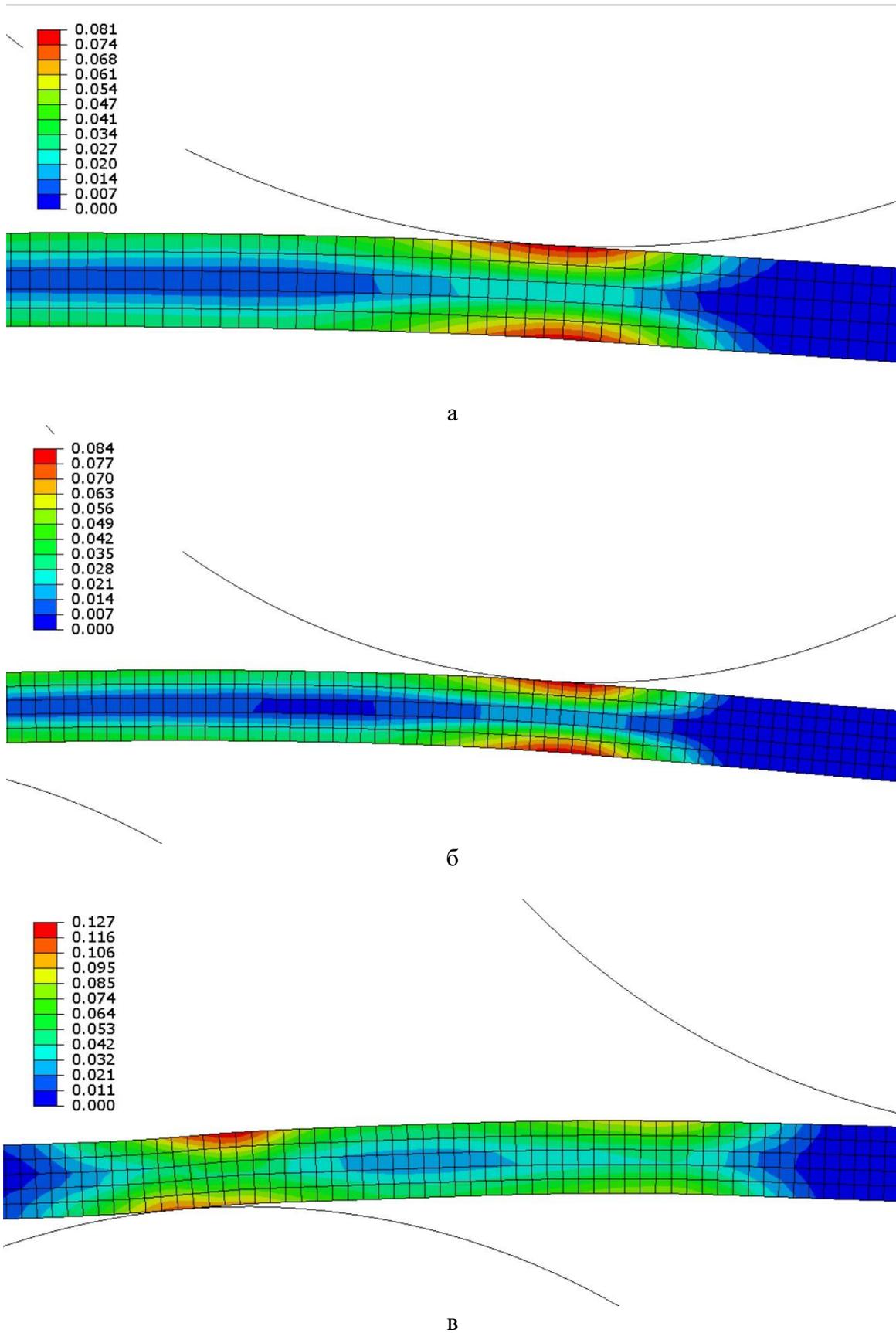


Рис. 2. Поля розподілу еквівалентних деформацій PEEQ по перерізу листів при різних ступенях натягіння  $S$ :

а –  $S = 0.0$ , PEEQ = 0.081; б –  $S = 0.2$ , PEEQ = 0.084; в –  $S = 0.4$ , PEEQ = 0.127

Перспективи подальшого розвитку в даному напрямку є дослідження процесу правки з варіюванням кількості та діаметру роликів, їх перекриттям в залежності від ступеня натягнення. А також проведення експериментальних досліджень для перевірки ступеня достовірності для підтвердження теоретичних.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Тітаренко О.І. Удосконалення технологічних режимів та конструктивних параметрів обладнання агрегатів для протяжної термо-деформаційної обробки тонких холоднокатаних стрічок з кольорових металів та сплавів: автореф. дис. ... канд. техн. наук.: 05.03.05; 05.04.04. Краматорськ. 1993. 16 с.
2. Zhifang L., Yongqin W., Xingchun Y. A new model for the plate leveling process based on curvature integration method. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2012. 54 (1), pp. 213–224. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2011.10.011>.
3. 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. 120(1-2), pp. 743-759. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08806-z>.
4. Грибков Е.П., Доброносів Ю.К., Коваленко А.К. Експериментальне дослідження процесу правки прокату на багатороликівих правильних машинах. *Обробка матеріалів тиском. Materials Working by Pressure*. 2023. 1(52), С. 138-144. [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)138](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)138).
5. Грибков Е.П., Гаврильченко Є.Ю., Доброносів Ю. К. Удосконалення процесу правки гарячекатаних листів і листопрямильних машин для його реалізації: монографія. Одеса : Олді+. 2023. 184 с. ISBN 978-966-289-602-2.
6. Silvestre E., Eneko S., Lander G., Joseba M. Testing and Modeling of Roll Levelling Process. *Key Engineering Materials*. 2014. 611–612, pp. 1753–1762. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.611-612.1753>.
7. Mathieu N., Dimitriou R., Parrico A., Potier-Ferry M., Zahrouni H. Flatness defects after bridle rolls: a numerical analysis of leveling. *International Journal of Material Forming*. 2013. 6 (2), pp. 255-266. <http://dx.doi.org/10.1007/s12289-011-1083-2>.
8. Petruška J., Návrát T., Šebek F. A New Model for Fast Analysis of Leveling Process. *Advanced Materials Research*. 2012. 586, pp. 389–393. <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.586.389>.
9. Lemoine X., Aouafi A. Bauschinger effect correspondence of experimental tests. *International Journal of Material Forming*. 2008. 1, pp. 241-244. <http://dx.doi.org/10.1007/s12289-008-0357-9>.
10. Dratz B., Nalewajk V., Bikard J., Chastel Y. Testing and modelling the behaviour of steel sheets for roll levelling applications. *International Journal of Material Forming*. 2009. 2 (1). pp. 519–522. <https://doi.org/10.1007/s12289-009-0560-3>.

## REFERENCES

1. Titarenko O.I. Improvement of technological modes and design parameters of equipment for drawing thermo-deformation processing of thin cold-rolled strips made of non-ferrous metals and alloys: Abstract of Ph.D. Dissertation: 05.03.05; 05.04.04. Kramatorsk. 1993. 16 p. (in Ukrainian).
2. Zhifang L., Yongqin W., Xingchun Y. A new model for the plate leveling process based on curvature integration method. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2012. 54 (1), pp. 213–224. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2011.10.011>.
3. 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. 120(1-2), pp. 743-759. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08806-z>.
4. Gribkov E.P., Dobronosov Yu.K., Kovalenko A.K. Experimental study of the rolled metal straightening on multi-roll leveler. *Materials Working by Pressure*. 2023. 1(52), pp. 138-144. [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)138](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)138). (in Ukrainian).
5. Gribkov E.P., Gavrilenko E.Yu., Dobronosov Yu. K. Improvement of the process of straightening hot-rolled sheets and straightening machines for its implementation: monograph. Odessa : Oldi+. 2023. 184 p. ISBN 978-966-289-602-2. (in Ukrainian).
6. Silvestre E., Eneko S., Lander G., Joseba M. Testing and Modeling of Roll Levelling Process. *Key Engineering Materials*. 2014. 611–612, pp. 1753–1762. DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.611-612.1753>.
7. Mathieu N., Dimitriou R., Parrico A., Potier-Ferry M., Zahrouni H. Flatness defects after bridle rolls: a numerical analysis of leveling. *International Journal of Material Forming*. 2013. 6 (2), pp. 255-266. <http://dx.doi.org/10.1007/s12289-011-1083-2>.
8. Petruška J., Návrát T., Šebek F. A New Model for Fast Analysis of Leveling Process. *Advanced Materials Research*. 2012. 586, pp. 389–393. <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.586.389>.
9. Lemoine X., Aouafi A. Bauschinger effect correspondence of experimental tests. *International Journal of Material Forming*. 2008. 1, pp. 241-244. <http://dx.doi.org/10.1007/s12289-008-0357-9>.

10. Dratz B., Nalewajk V., Bikard J., Chastel Y. Testing and modelling the behaviour of steel sheets for roll levelling applications. *International Journal of Material Forming*. 2009. 2 (1), pp. 519–522. <https://doi.org/10.1007/s12289-009-0560-3>.

**Pozhidaev A., Gribkov E., Berezshna O. Modelling of the stress-strain state during levelling sheets on sheet straightening machines with tension**

*The development of metallurgical products is moving towards the creation of increasingly stronger grades of steel, which in turn requires the development of new processing technologies and equipment for metal rolling. Tension levelling through alternating bending is particularly relevant for thin sheet metal, where conventional multi-roll machines do not achieve the desired results to meet the continuously increasing quality demands of consumers. To address this issue, various approaches exist, such as numerical and finite element modeling methods, each with their own advantages and limitations. A review of existing sheet levelling models has shown that the effect of stretching is not accounted for in them. Therefore, this study investigates the effect of tension magnitude during levelling on a levelling machine and its impact on the stress-strain state of the levelled sheet metal. The aim of this work is to study the stress-strain state of sheet metal during tension levelling with alternating bending. The research on tension levelling with alternating bending was conducted using finite element modeling software in the Abaqus CAE environment. A finite element model of the sheet levelling process with tension was proposed. The effect of sheet tension level on the stress-strain state of the sheet was analyzed. During experimental modeling, equivalent strains across the sheet section were compared during levelling in a roll levelling machine, both without tension and under varying degrees of tension. It was found that increased tension raises the strain level on the third roll. The proposed finite element model can be used to determine the optimal settings for the working rolls of the levelling machine. The study concludes with an obtained relationship between sheet deformation and tension during sheet metal levelling.*

**Key words:** sheet, straightening machine, sheet straightening, step tension, finite element model, working rollers, stressed and deformed state.

**Пожидаєв Андрій Вікторович** – аспірант, ДДМА

**Pozhydaiev Andrii** – Graduate student DSEA

E-mail: [andreypozhydaiev1978@gmail.com](mailto:andreypozhydaiev1978@gmail.com)

ORCID: <https://orcid.org/0009-0008-2323-4914>

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

**Gribkov Eduard** – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, MIP

E-mail: [eduard.gribkov@mipolytech.education](mailto:eduard.gribkov@mipolytech.education)

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

**Бережна Олена Валеріївна** – д-р техн. наук, доцент, ДДМА

**Berezshna Olena** – Doctor of Technical Sciences, Associate Professor, DSEA

E-mail: [elena.kassova07@gmail.com](mailto:elena.kassova07@gmail.com)

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

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

МІП – ТОВ «Технічний університет «Метінвест Політехніка», м. Запоріжжя.

MIP – Technical University “Metinvest Polytechnic” LLC, Zaporizhzhia

*Стаття надійшла до редакції 10.09.24 р.*

Кондратьєв А. С.  
Самсоненко А. А.  
Бобух О. С.  
Кузьміна О. М.  
Ревякін Д. О.  
Спектор С. С.

## ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ПАРАМЕТРІВ ПРОКАТКИ ТРУБ НА СТАНІ PQF НА УМОВИ РОБОТИ ОПРАВКИ

*Робота присвячена аналізу процесу виробництва сталевих безшовних труб гарячою прокаткою в умовах стану безперервної прокатки з тривалковими клітьми, а саме стану PQF. Наводиться схема прокатки труб на утримуваних оправках у тривалкових безперервних станах. Досліджується вплив параметрів прокатки труб на стані PQF на умови роботи технологічного інструменту - оправки. Показано, що умови роботи оправки в процесі прокатки на стані PQF істотно залежать від чотирьох основних факторів: зусилля прокатки, що діє на валки, а отже і на оправку; умов тертя на поверхнях контакту металу труби із оправкою; часу контакту металу заготовки з поверхнею оправки в осередку деформації; швидкості ковзання металу труби відносно оправки. Дослідження проводиться за допомогою скінченно-елементного моделювання у програмі QForm UK за методикою повного факторного експерименту 2<sup>3</sup>.*

*Створено модель процесу для деформації суцільної сталевіої циліндричної заготовки початковим діаметром 200 мм і довжиною 800 мм у перших двох клітях п'ятивалкового стану; наведено план експерименту. Визначено вхідні фактори – товщина стінки труби, коефіцієнт тертя, швидкість руху оправки. В якості вихідних факторів (функцій відклику) обрано нормальне напруження в осередку деформації, сила тертя, коефіцієнт витяжки, швидкість труби на виході з кліті, питома робота сил тертя. Результати розрахунків оброблено з отриманням коефіцієнтів регресії.*

*За результатами дослідження зроблено висновок, що вплив вхідних факторів на цільові функції для першої та другої кліті стану відрізняються: якщо для першої кліті кожний з них приблизно однаково впливає на силу тертя, то у другій кліті найбільший вплив демонструють коефіцієнт тертя та швидкість переміщення оправки.*

**Ключові слова:** безперервна прокатка, безшовна гарячodeформована труба, тривалковий стан PQF, утримувана оправка, скінченноелементне моделювання, повний факторний експеримент, рівняння регресії

Труби є важливими будівельними та транспортними засобами, які знаходять застосування у різних галузях техніки. При цьому сталь є одним із найпоширеніших матеріалів для їх виготовлення. Властивості різних марок сталей роблять їх придатними майже для будь-яких навантажень, забезпечуючи таким чином практично безмежне застосування сталевих труб. Сталь - це матеріал, з якого можна виготовляти труби різних діаметрів, у широкому діапазоні товщин стінок. Ці характеристики є найважливішими передумовами для різноманітного використання безшовних труб [1].

У розвитку виробництва безшовних труб можна виділити три основні етапи.

Перший етап характеризується створенням 1885г. братами Маннесман винаходом способу поперечно-гвинтової прокатки і в 1891 р - способу пілігримової прокатки, які в наступні 50–60 років послужили основою створення технології та обладнання для виробництва гарячекатаних безшовних труб.

Другий етап розвитку технології та устаткування для виробництва гарячекатаних безшовних труб припадає на 1940...1970 роки. Цей етап характеризується створенням високопродуктивних агрегатів, до складу обладнання яких входять безперервні стани прокатки труб. Основними недоліками ТПА з безперервними станами були обмежена довжина чорнових труб та необхідність великих виробничих площ для розміщення обладнання, що в першу чергу пов'язано з довжиною розкату до 20 метрів.

Частково вирішити ці проблеми змогли шляхом створення трубопрокатних агрегатів з безперервним станом, що працює на довгих оправках, переміщуваних із заданою швидкістю, або так званих утримуваних оправках. Це стало початком третього етапу розвитку процесу виробництва гарячекатаних безшовних труб.

На початку 2000-х років технологія безперервної прокатки труб на утримуваній оправці отримала подальший розвиток в результаті створення трубопрокатних агрегатів, до складу яких увійшли безперервні стани з тривалковими клітьми. Це стани PQF (Premium Quality Finishing) виробництва машинобудівного концерну "SMS Meer" та FQM (Fine Quality Mill) виробництва машинобудівної корпорації "DANIELI". Безперервний стан PQF складається з п'яти розташованих одна за одною тривалкових прокатних клітей, призначених для розкатки гільзи в трубну заготовку, кліті встановлені зі зміщенням на  $60^\circ$  один відносно одного [2].

Схема технологічного процесу у таких станах наведена на рис. 1.

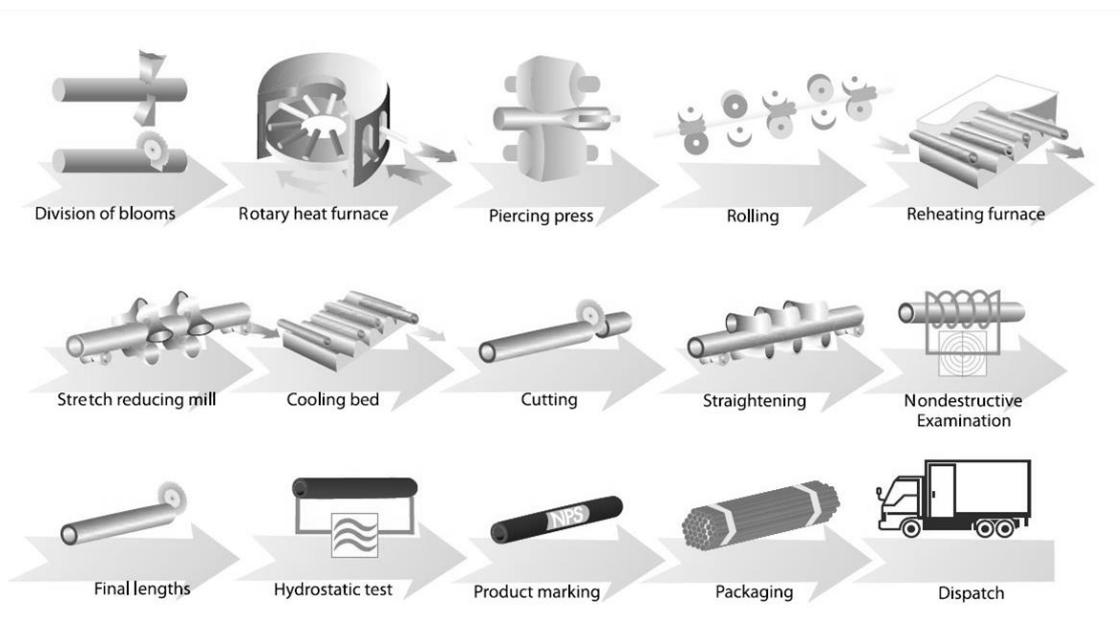


Рис. 1. Схема прокатки труб на утримуваних оправках у тривалкових безперервних станах PQF (джерело <https://tpmcsteel.com/>)

Згадані трубопрокатні агрегати використовують відомі технологічні процеси, але широкого поширення у світі вони набули не тільки через використання нового сучасного обладнання. Трубопрокатні агрегати з станами PQF та FQM оснащені датчиками та системами контролю за технологічними операціями та мають високий рівень автоматизації роботи обладнання [3-6]. Все це вигідно відрізняє зазначені трубопрокатні агрегати від раніше введених в експлуатацію ТПА з безперервними станами.

Однак досвід експлуатації ТПА зі станами PQF і FQM також показав, що кількість труб, що виробляються, і економічна ефективність роботи істотно залежить від стійкості оправок, які є технологічним інструментом у процесі розкатки і переміщуються в процесі деформації заготовки із заданою швидкістю. Крім цього, зношуваність оправок впливає також на якість утримуваних труб.

У роботах [7-9] наголошується, що знос оправок безперервного стану та їх відбракування залежать від величини роботи сил тертя, що припадають на одиницю площі поверхні оправки. У свою чергу робота сил тертя визначає температуру розігріву поверхні оправки на її контакт з металом в осередку деформації. При цьому за досягнення певних температур можливе місцеве «приварювання» поверхні оправки до металу, що призводить до утворення дефектів та передчасного відбракування оправки.

Загалом умови роботи оправки в процесі прокатки на стані PQF переважно залежать від чотирьох основних факторів:

- сили прокатки, що діють на валки, а отже і на оправку;
- умов тертя на поверхнях контакту металу труби із оправкою;
- часу контакту металу з поверхнею оправки в осередку деформації;
- швидкостей ковзання металу труби відносно оправки.

У свою чергу, зусилля прокатки визначаються сортаментом і марками сталей труб, що виробляються, температурою і швидкістю прокатки, а також величинами деформацій металу в кожній з клітей стану.

Умови тертя (коефіцієнт тертя) на поверхнях контакту металу труби з оправкою є похідними від стану поверхні оправки, типу мастила, що застосовується, і товщини мастильного шару. Час контакту металу з поверхнею оправки в осередку деформації визначається як швидкістю руху оправки при прокатці, так і довжиною осередку деформації на ній, яка зрештою обумовлена коефіцієнтом витяжки металу і розмірами валків в кліті.

Як видно з наданого переліку, кількість факторів, що впливають на термін експлуатації оправки, і їх взаємний неоднозначний вплив не дають можливості конкретно передбачити зношуваність оправки. Тому доцільно провести аналіз процесу деформації на оправці з визначенням впливу кожного з чинників за допомогою комп'ютерного моделювання. Враховуючи той факт, що ці стани набули великого поширення, і у процесі їх використання почали виникати технологічні питання, що потребують доопрацювання, найпростішим та логічним способом перевірки різних теорій та пропозицій, які повинні сприяти покращенню роботи станів PQF та FQM, є їх перевірка шляхом моделювання процесу прокатки у спеціальних програмах, що використовують метод кінцевих елементів.

*Метою даного дослідження є аналіз процесу гарячої прокатки безшовних труб на безперервному стані з тривалковими клітьми PQF, з визначенням найбільш вагомих факторів, які впливають на зношуваність утримуваних оправки, за допомогою скінченно-елементного моделювання.*

У даному дослідженні використовували програмне забезпечення для моделювання QForm UK, яке дуже розповсюджене і використовується в сучасних дослідженнях [10].

При моделюванні процесу прокатки чорнових труб у безперервному стані на утримуваних оправках використовували застосовувані на практиці режими деформації, калібрування валків та ін. з метою отримання максимально наближеної до реальної інформації щодо впливу різних параметрів прокатки труб на стані PQF на умови роботи оправки.

Для проведення моделювання процесу гарячої прокатки сталевих труб у програмному комплексі QForm UK необхідно підготувати геометрію заготовки та інструменту. Для цього було виконане креслення інструменту (валків та оправки) та заготовки в AutoCAD LT 2023 в форматі \*.dxf та завантажено в проєкт (рисунок 2).

Основними параметрами заготовки, що враховуються у моделі, є розміри заготовки, її матеріал, температура нагріву заготовки в пічі та час транспортування від пічі до стану. Охарактеризуємо основні параметри.

В якості обладнання було обрано стан PQF «184», який може виробляти труби діаметрами від 21,3 мм до 168,3 мм та товщинами стінок 2,3 - 4,0 мм. Моделювання проводилось для перших двох клітей п'ятиклітьового стану. Розмір початкової суцільної циліндричної заготовки  $D \times L - 200 \times 800$  мм, матеріал – Сталь 20 (ГОСТ 1050-2013).

Калібровка валків відповідає кресленню на рисунку 3. Діаметр оправки – 172мм. Матеріал інструменту – сталь 4X5MФ1С.

Частота обертання валків: в першій кліті – 60 об/хв, в другій кліті – 97 об/хв.

Розмір кінцевої труби  $d \times l - 181 \times 5$  мм; температура прокатки – 1050 °С. Коефіцієнт тертя на контактні заготовки з валком брався рівним 0,3.

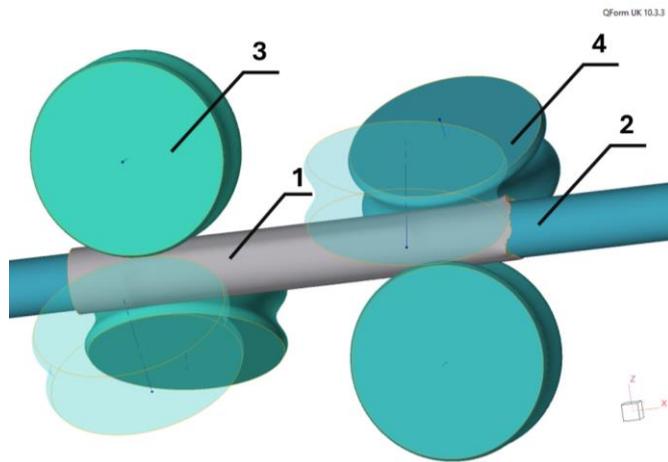


Рис. 2. Креслення інструменту та заготовки при моделюванні в QForm UK:

1 – заготовка; 2 – оправка; 3 – валки першої кліти стану; 4 – валки другої кліти стану

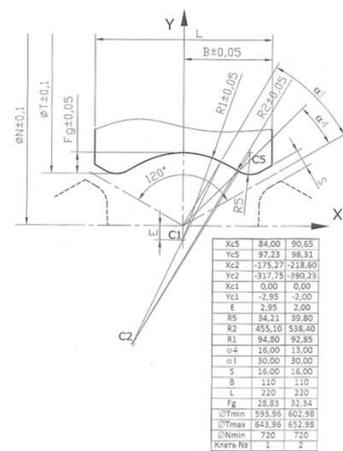


Рис. 3. Калібровка валків стану PQF «184», використана для креслення інструменту при моделюванні

Дослідження процесу гарячої деформації на утримуваній оправці проводились за планом повного факторного експерименту  $2^3$  (таблиця 1).

Варіювались наступні параметри процесу: товщина стінки заготовки  $S$ , коефіцієнт тертя на контакті заготовки з оправкою  $f$  та швидкість руху оправки  $V_{оп}$ .

Відповідно до плану експерименту товщина стінки варіювалась у діапазоні 11 мм, 12 мм та 13 мм; коефіцієнт тертя на контакті заготовки з оправкою  $f$  — в діапазоні 0,08; 0,11; 0,13; швидкість руху оправки — 0,9 м/с; 1,1 м/с; 1,3 м/с.

В якості вихідних параметрів були обрані отримані в результаті моделювання характеристики: нормальні напруження, довжина осередку деформації, коефіцієнт витяжки, швидкість виходу заготовки з кліти та робота сил тертя на контакті заготовки та оправки.

На рис. 4 наведені екрани програми QForm UK з візуалізацією процесу гарячої прокатки безшовних труб на утримуваній оправці у двох перших клітках тривалкового стану та результатами моделювання.

Обробка та аналіз результатів моделювання. Як було зазначено вище, для дослідження комплексного впливу параметрів процесу в якості цільових функцій обрали такі:  $\sigma_n$  – значення нормального напруження, Н/мм<sup>2</sup>;  $l_{од}$  – довжина осередку деформації, мм;  $F_{тр}$  – сила тертя, Н;  $\mu$  – коефіцієнт витяжки;  $V_{вих}$  – швидкість труби на виході з другої кліти, м/с;  $a_{тр}$  – робота сил тертя, Дж/мм<sup>2</sup>.

В таблиці 1 наведено матрицю планування експерименту зі значеннями факторів та визначених за результатами моделювання значення цільових функцій.

В результаті моделювання були отримані рівняння регресії, які в загальному вигляді виглядають таким чином:

$$Y = b_0 + b_1 \cdot X_1 + b_2 \cdot X_2 + b_3 \cdot X_3 + b_{12} \cdot X_1 \cdot X_2 + b_{23} \cdot X_2 \cdot X_3 + b_{13} \cdot X_1 \cdot X_3 + b_{123} \cdot X_1 \cdot X_2 \cdot X_3, \quad (1)$$

де  $Y$  – цільова функція;  $b_0, b_1, \dots, b_{123}$  – коефіцієнти регресії.

Основною цільовою функцією була обрана питома величина роботи сил тертя, тобто величина сили тертя металу по поверхні оправки в процесі прокатки, яка віднесена до площі поверхні.

В таблицях 2, 3 наведені розраховані коефіцієнти регресії для кожної з вищевказаних цільових функцій.

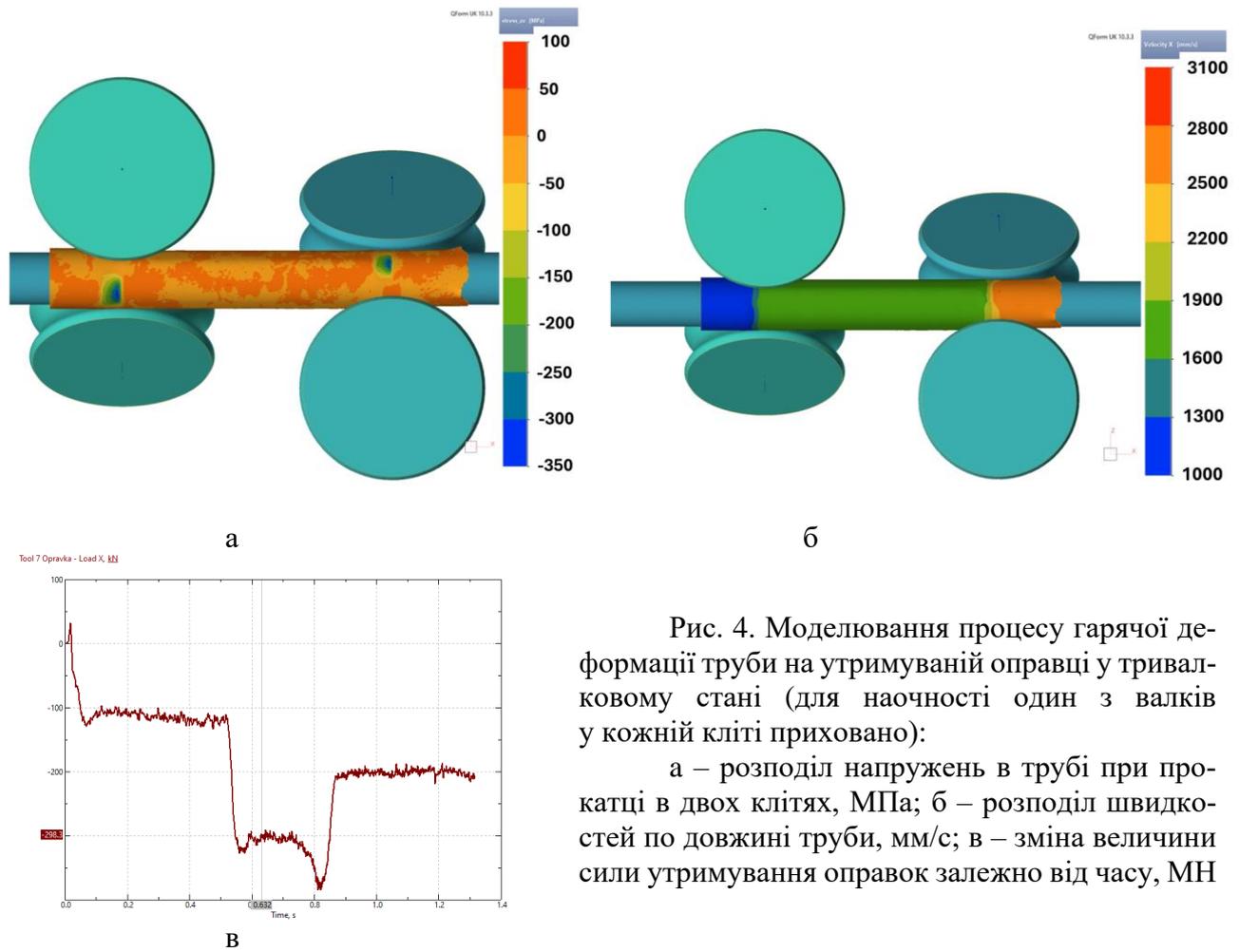


Рис. 4. Моделювання процесу гарячої деформації труби на утримуваній оправці у тривалковому стані (для наочності один з валків у кожній клітї приховано):

а – розподіл напружень в трубї при прокатці в двох клітях, МПа; б – розподіл швидкостей по довжинї труби, мм/с; в – зміна величини сили утримування оправок залежно від часу, МН

Таблиця 1

Матриця планування та результати дослідів

№ досл.	Фактори			№ клітї	Цільові функції					
	Товщина стінки S, мм	Коефіцієнт тертя f	Швидкість руху оправки V <sub>оп</sub> , мм/с		Нормальні напруження σ <sub>н</sub> , Н/мм <sup>2</sup>	Довжина осередку деформації l <sub>од</sub> , мм	Сила тертя F <sub>тр</sub> , Н	Коефіцієнт витяжки μ	Швидкість труби на виході з 2 клітї V <sub>вих</sub> , м/с	Робота сил тертя a <sub>тр</sub> , Дж/мм <sup>2</sup>
1	13,0	0,14	1,3	1	240,0	68,0	2,250	1,772	2,66	2,35
				2	241,5	54,0	1,830	1,494	3,97	3,76
2	13,0	0,14	0,9	1	199,6	64,0	1,790	1,800	2,70	3,58
				2	214,5	64,0	1,920	1,479	3,99	6,59
3	13,0	0,08	1,3	1	228,7	66,0	1,210	1,79	2,69	1,29
				2	278,9	53,0	1,120	1,492	4,00	2,33
4	13,0	0,08	0,9	1	205,8	68,0	1,120	1,761	2,64	2,17
				2	241,0	59,0	1,140	1,490	3,94	3,85
5	11,0	0,14	1,3	1	217,7	62,0	1,890	1,579	2,37	1,56
				2	228,0	56,0	1,790	1,460	3,46	2,97
6	11,0	0,14	0,9	1	227,9	54,0	1,723	1,583	2,38	2,82
				2	205,6	60,0	1,727	1,446	3,43	4,85
7	11,0	0,08	1,3	1	197,1	58,0	0,914	1,582	2,37	0,75
				2	221,5	62,0	1,097	1,450	3,44	1,81
8	11,0	0,08	0,9	1	200,8	53,0	0,851	1,572	2,36	1,38
				2	206,5	60,0	0,991	1,415	3,34	2,69

Таблиця 2

Результати розрахунку коефіцієнтів регресії для першої кліті

Цільові функції	Коефіцієнти регресії							
	$b_0$	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$b_{12}$	$b_{23}$	$b_{13}$	$b_{123}$
Нормальне напруження $\sigma_n$ , Н/мм <sup>2</sup>	214,7	3,8	6,6	6,175	-5,33	1,38	9,65	3,0
Сила тертя $F_{тр}$ , Н	1,47	0,12	0,44	0,1	-0,02	0,06	0,04	0,03
Коефіцієнт витяжки $\mu$	1,68	0,101	0,004	0,001	0,002	-0,009	-0,007	-0,005
Швидкість труби на виході з кліті $V_{вих}$ , м/с	2,52	0,151	0,006	0,001	0,003	-0,013	0	-0,009
Робота сил тертя $a_{тр}$ , Дж/мм <sup>2</sup>	2,0	0,4	0,6	-0,5	0	-0,1	0	

Таблиця 3

Результати розрахунку коефіцієнтів регресії для другої кліті

Цільові функції	Коефіцієнти регресії							
	$b_0$	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$b_{12}$	$b_{23}$	$b_{13}$	$b_{123}$
Нормальне напруження $\sigma_n$ , Н/мм <sup>2</sup>	230,0	14,7	-7,29	12,79	-8,69	-0,44	3,44	-2,29
Сила тертя $F_{тр}$ , Н	1,45	0,05	0,36	0,01	0,01	-0,01	-0,43	0,0
Коефіцієнт витяжки $\mu$	1,466	0,023	0,004	0,008	-0,006	-0,001	-0,004	0,004
Швидкість труби на виході з 2 кліті $V_{вих}$ , м/с	3,70	1,28	0,016	0,081	-0,011	-0,019	-0,011	-0,008
Робота сил тертя $a_{тр}$ , Дж/мм <sup>2</sup>	3,6	0,5	0,9	-0,9	0,1	-0,3	-0,2	0,0

Після аналізу коефіцієнтів регресії та перевірки отриманої моделі за методикою регресійного аналізу при повному факторному експерименті [11] на підставі проведених розрахунків були складені рівняння регресії.

кліть: значення нормального напруження:

$$\sigma_n = 214,7 + 9,65 \cdot \frac{s-12}{1} \cdot \frac{V_{опр}-1,1}{0,2}, \text{ Н/мм}^2 \quad (2)$$

- сила тертя в осередку деформації:

$$F_{тр} = 1,47 + 0,12 \cdot \frac{s-12}{1} \cdot 0,44 \frac{f-0,11}{0,03} + 0,1 \cdot \frac{V_{опр}-1,1}{0,2}, \text{ Н} \quad (3)$$

– коефіцієнт витяжки:

$$\mu = 1,68 + 0,101 \cdot \frac{s-12}{1}. \quad (4)$$

– швидкість труби на виході з кліті:

$$V_{\text{вих}} = 2,52 + 0,151 \cdot \frac{s-12}{1}, \text{ мм/с} \quad (5)$$

кліть: значення нормального напруження:

$$\sigma_{\text{н}} = 230,0 + 14,7 \cdot \frac{s-12}{1} + 12,79 \cdot \frac{V_{\text{опр}}^{-1,1}}{0,2}, \text{ Н/мм}^2 \quad (6)$$

– сила тертя в осередку деформації:

$$F_{\text{тр}} = 1,45 + 0,36 \cdot \frac{f-0,11}{0,03}, \text{ Н} \quad (7)$$

– швидкість труби на виході з кліті:

$$V_{\text{вих}} = 3,7 + 0,28 \cdot \frac{s-12}{1}, \text{ мм/с} \quad (8)$$

Було проаналізовано вплив вибраних параметрів процесу прокатки на роботу сил тертя металу по поверхні оправок  $a_{\text{тр}}$ .

Рівняння регресії для роботи сил тертя металу по поверхні оправок на першій кліті має вигляд:

$$a_{\text{тр}} = 2,0 + 0,4 \cdot \frac{s-12}{1} + 0,6 \cdot \frac{f-0,11}{0,03} - 0,5 \cdot \frac{V_{\text{опр}}^{-1,1}}{0,2} - 0,1 \cdot \frac{f-0,11}{0,03} \cdot \frac{V_{\text{опр}}^{-1,1}}{0,2}, \text{ Дж/мм}^2 \quad (9)$$

Наведене рівняння вказує на відносно рівний вплив кожного з факторів на силу тертя.

Для другої кліті рівняння регресії для роботи сил тертя металу по поверхні оправок має вигляд:

$$a_{\text{тр}} = 3,6 + 0,5 \cdot \frac{s-12}{1} + 0,9 \cdot \frac{f-0,11}{0,03} - 0,9 \cdot \frac{V_{\text{опр}}^{-1,1}}{0,2} - 0,3 \cdot \frac{f-0,11}{0,03} \cdot \frac{V_{\text{опр}}^{-1,1}}{0,2} - 0,2 \cdot \frac{s-12}{1} \cdot \frac{f-0,11}{0,03} \cdot \frac{V_{\text{опр}}^{-1,1}}{0,2}, \text{ Дж/мм}^2 \quad (10)$$

Судячи з рівняння (10), у другій кліті найбільший вплив на роботу сил тертя мають коефіцієнт тертя та швидкість переміщення оправки при прокатці.

## ВИСНОВКИ

Показано, що умови роботи оправки в процесі прокатки на стані PQF переважно залежать від силових умов, умов тертя на контактні металу заготовки з оправкою, часу цього контакту і швидкості ковзання металу труби відносно оправки.

Для визначення найбільш вагомих факторів, які впливають на зношуваність оправок стану PQF, створено модель для розрахунку в скінченно-елементній програмі QForm UK. Моделювання проводилось для перших двох клітей п'ятиклітьового стану.

Проведено дослідження за методикою повного факторного експерименту 23. Визначено вхідні фактори – товщина стінки труби, коефіцієнт тертя, швидкість руху оправки. В якості вихідних факторів (функцій відклику) обрано нормальне напруження на контактні заготовки та оправки, сила тертя, коефіцієнт витяжки, швидкість труби на виході з кліті, питома робота сил тертя.

Показано, що вплив вхідних факторів на цільові функції для першої та другої кліті стану відрізняються: якщо для першої кліті вплив кожного з них приблизно однаково впливають на силу тертя, то у другій кліті найбільший вплив демонструють коефіцієнт тертя та швидкість переміщення оправки.

Проведене дослідження показує, що є необхідність більш ретельно визначити коефіцієнти тертя, позначені в літературі значення виглядають заниженими для умов прокатки в стані PQF, тому планується приділити цьому питанню додаткову увагу з проведенням подальших досліджень.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Стасовский Ю. Н., Сокирко О. И., Гладкий Ю. А. Развитие и использование круглого калибра в непрерывных трубопрокатных станах. *Металл и литье*. 2010. 9–10. С. 65–70.
2. SMS group. URL: <https://www.sms-group.com/plants/seamless-tube-plants>.
3. Кондратьев С.В., Панюшкин Н.Е., Панюшкин Е.Н., Романцев Б.А., Гончарук А.В. Особенности настройки рабочих клетей стана PQF. *Сталь*. 2013. 10. С. 81–84.
4. Романцев Б.А., Гончарук А.В., Михайлов В.К., Бабина Е.С. Анализ и пути совершенствования процессов горячей раскатки труб. *Сталь*. 2002. 12. С. 44–47.
5. Theelen N., Rinaldi P., Sheng Y.Z. PQF technology for the production of seamless steel tubes *Stahl und Eisen*. 2004. 124(11), pp. 99–106.
6. Theelen Norbert, Rinaldi Patricio, Zesheng Yan. Top technology for seamless steel tube production at Tianjin. *Tube International*. 2005. 28, pp. 20–27.
7. Кондратьев С.В., Панюшкин Е.Н., Романцев Б.А., Панюшкин Н.Е., Гончарук А.В. Условия работы перемещаемых с заданной скоростью раскатных оправок непрерывных трубопрокатных станов. *Производство проката*. 2014. 3. С.19–22.
8. Данченко В.Н., Чекмарев И.А., Гринев А.Ф. и др. Износ валков и оправок непрерывного трубопрокатного стана. *Металлургия и коксохимия. Обработка металлов давлением*. 1974. 41. С. 41–45.
9. Гуляев Г.И., Кармазина, Евсюкова Г.А., Хмель В.П. Анализ работы длинных оправок ТПА 159-426. *Сталь*. 1994. 9. С.44–46.
10. Матвеев Ю.М., Выдрин В.М., Фанкельштейн Я.С. и др. Условия работы и стойкость оправок непрерывного стана трубопрокатного агрегата 30-102. *Сталь*. 1965. 10. С. 930–934.
11. Li X., Tu Y., Guo Y. FE analysis of temperature field of PQF mandrel. *9th International Pipeline Conference*. Calgary, Alberta, Canada, 24–28 September 2012. 2012. <https://doi.org/10.1115/ipc2012-90209>.
12. Fengshan D., Qingtian Z., Jian W. Computer Simulation of 3-roll Continual Tube Rolling PQF. *Iron and Steel*. 1998. 33, pp. 35–37.
13. QForm UK. Version 10.3.3. Oxford, UK : Micas Simulations Limited. URL: <https://qform3d.com>.
14. Новик Ф.С., Арсов Я.Б. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. Москва: Машиностроение, 1980. 304 с.

## REFERENCES

1. Stasovsky Y., Sokirko O., Gladkiy Y. Development and use of round caliber in continuous mill. *Metal and Casting of Ukraine*. 2010. 9–10, pp. 65–70. (*in Russian*).
2. SMS group. URL: <https://www.sms-group.com/plants/seamless-tube-plants>.
3. Kondratev S.V., Paniushkyn N.E., Paniushkyn E.N., Romantsev B.A., Honcharuk A.V. The Peculiarities of Set-Up of the Working Stands of the PQF Rolling Mill. *Stal*. 2013. 10, pp. 81–84. (*in Russian*).
4. Romantsev B.A., Honcharuk A.V., Mykhailov V.K., Babyna E.S. Analysis and ways to improve hot tube rolling processes. *Stal*. 2002. 12, pp. 44–47. (*in Russian*).
5. Theelen N., Rinaldi P., Sheng Y.Z. PQF technology for the production of seamless steel tubes. *Stahl und Eisen*. 2004. 124(11), pp. 99–106.
6. Theelen Norbert, Rinaldi Patricio, Zesheng Yan. Top technology for seamless steel tube production at Tianjin. *Tube International*. 2005. 28, pp. 20–27.
7. Kondratev S.V., Paniushkyn E.N., Romantsev B.A., Paniushkyn N.E., Honcharuk A.V. Operating conditions of a continuous tube rolling mill used rolling mandrels moving at a given speed. *Rolled steel production*. 2014. 3, pp.19–22. (*in Russian*)
8. Danchenko V.N., Chekmarev Y.A., Hrynev A.F. et al. Wear of rolls and mandrels in a continuous pipe mill. *Metallurhiya ta koksohimiya. Obrabotka metallov davleniyem*. 1974. 41, pp. 71-75. (*in Russian*).
9. Huljaev H.Y., Karmazyna, Evsiukova H.A., Khmel V.P. Analysis of the operation of long mandrel TPA 159-426. *Stal*. 1994. 9, pp. 44–46. (*in Russian*).
10. Matvyeyev Yu.M., Vydrin V.M., Fankelshteyn Ya.S. et al. Operating conditions and stability of the continuous mill mandrels of the pipe rolling mill 30-102. *Stal*. 1965. 10, pp. 930–934. (*in Russian*).
11. Li X., Tu Y., Guo Y. FE analysis of temperature field of PQF mandrel. *9th International Pipeline Conference*, Calgary, Alberta, Canada, 24–28 September 2012. 2012. <https://doi.org/10.1115/ipc2012-90209>.
12. Fengshan D., Qingtian Z., Jian W. Computer Simulation of 3-roll Continual Tube Rolling PQF. *Iron and Steel*. 1998. Vol. 33. P. 35–37
13. QForm UK. Version 10.3.3. Oxford, UK : Micas Simulations Limited. URL: <https://qform3d.com>.

14. Novik F.S., Arsov Ya.B. Optimisation of metal technology processes by methods of planning experiments. Moscow: Mashinostroyeniye, 1980. 304 p. (in Russian).

**Kondratiev A., Samsonenko A., Bobukh O., Kuzmina O., Reviakin D., Spector S. Study of the influence of tube rolling parameters on the working conditions of the pqf mill mandrel**

*The work is devoted to the analysis of the process of seamless steel pipes production by hot rolling at continuous rolling mill with three-roll cages, namely the PQF. The scheme of rolling pipes on held mandrels in three-roll continuous mills is given. The influence of pipe rolling parameters at the PQF mill on the working conditions of the technological tool - the mandrel - is investigated.*

*It is shown that the working conditions of the mandrel in the process of rolling on the PQF mill depend significantly on four main factors: the rolling forces acting on the rolls and on the mandrel; friction conditions on the contact surfaces of the pipe with the mandrel; time of the mandrel and billet contact in the deformation zone; speed of sliding metal of the pipe relative to the mandrel. The study is carried out using finite element simulation in the QForm UK program using the method of a full factorial experiment 2<sup>3</sup>.*

*A model of the deformation for a steel cylindrical workpiece with an initial diameter of 200 mm and a length of 800 mm in the first two cages of the five-roll mill was created; the plan of the experiment is given. The input factors are determined - the thickness of the pipe wall, the coefficient of friction, the speed of movement of the mandrel. Normal stress in the center of deformation, friction force, elongation coefficient, speed of the pipe at the exit from the cage, specific friction forces were selected as output factors (response functions). The results of calculations were processed to obtain regression coefficients. According to the results of the study, it was concluded that the influence of input factors on the target functions for the first and second cages of the mill differ: if for the first cage, the influence of each of them has approximately the same effect on the force of friction, then in the second cage the friction coefficient and speed of mandrel show the greatest influence.*

**Keywords:** continuous rolling, seamless hot-rolled tube, three-roll mill PQF, held mandrel, finite element simulation, full-factorial experiment, regression equation.

**Кондратьєв Андрій Сергійович** – магістр, УДУНТ  
**Kondratiev Andrii** – Master of Technical Science, USUST  
Email: [a.s.kondratiev@ust.edu.ua](mailto:a.s.kondratiev@ust.edu.ua)

**Самсоненко Андрій Анатолійович** – канд. техн. наук., доцент, УДУНТ  
**Samsonenko Andrii** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, USUST  
Email: [a.a.samsonenko@ust.edu.ua](mailto:a.a.samsonenko@ust.edu.ua)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-6992-2327>

**Бобух Олександр Сергійович** – канд. техн. наук, доцент, УДУНТ  
**Bobukh Oleksandr** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, USUST  
Email: [bobukh@metal-forming.org](mailto:bobukh@metal-forming.org)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7254-3854>

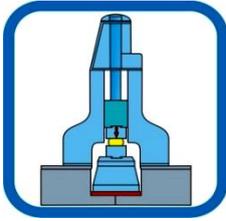
**Кузьміна Ольга Михайлівна** – канд. техн. наук, доцент, УДУНТ  
**Kuzmina Olga** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, USUST  
Email: [o.m.kuzmina@ust.edu.ua](mailto:o.m.kuzmina@ust.edu.ua)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0794-0583>

**Ревякін Дмитро Олегович** – аспірант, УДУНТ  
**Reviakin Dmytro** – Graduate student, USUST  
E-mail: [3dmitri@ukr.net](mailto:3dmitri@ukr.net)

**Спектор Станіслав Станіславович** – аспірант, УДУНТ  
**Spektor Stanislav** – Graduate student, USUST  
E-mail: [spektor.stan@gmail.com](mailto:spektor.stan@gmail.com)

УДУНТ – Український державний університет науки і технологій, м. Дніпро  
USUST – Ukrainian State University of Science and Technologies, Dnipro city

Стаття надійшла до редакції 12.09.24 р.



## РОЗДІЛ IV ОБЛАДНАННЯ ТА УСТАТКУВАННЯ ОБРОБКИ ТИСКОМ

УДК 621.73.043; 621.979.15

DOI: 10.37142/2076-2151/2024-1(53)152

Обдул В. Д.  
Матюхін А. Ю.  
Широкобоков В. В.  
Бень А. М.  
Ленок А. А.  
Єпішкін О. В.

### СПОСОБИ РЕГУЛЮВАННЯ ЕНЕРГІЇ УДАРІВ НА ГВИНТОВИХ ПРЕСАХ

*Розроблена конструкція гвинтового преса з муфтою включення з регулюванням енергії ударів як в серії так і при переходах. Аналіз існуючих способів регулювання показує, що не завжди задовольняються технологічні вимоги до вказаних систем. В свою чергу, аналіз конструкцій гвинтових пресів, їх технологічного застосування показує, що проблему регульованості вихідних параметрів необхідно вирішувати одночасно з конструктивними удосконаленнями самих пресів. Запропонована конструкція преса з регулюванням енергії ударів практично усуває вказані недоліки, оскільки представляє собою замкнуту, з жорстким зворотнім зв'язком по кутовій швидкості махових мас з використанням привода «тиристор-двигун». Показано, що визначення встановленої потужності електродвигуна залежить від відношення максимального значення енергії, накопичуваної в головному приводі преса, до мінімального значення і відношення моментів інерції ведучих і ведомих махових мас та частоти ходів преса. Встановлена потужність головного електродвигуна буде визначатись найбільш важким режимом роботи в період відпрацювання задаючого сигналу при переході з мінімальної енергії, накопиченої маховими масами на максимальну, або ж в період включення фрикційної муфти на робочий хід преса, тобто цей режим визначається діапазоном регулювання енергії ударів, числом ходів повзуна преса і співвідношенням моментів інерції ведучих і ведомих махових мас, встановлених на гвинтовому шпинделі. Застосування жорсткого зворотнього зв'язку по кутовій швидкості махових мас дає можливість скоротити тривалість перехідного процесу а, отже, і тривалість прямого ходу повзуна преса. Проведено аналіз існуючих способів регулювання енергії ударів на гвинтових пресах.*

**Ключові слова:** регулювання енергії удару, кутова швидкість, момент інерції, махова маса, гвинтовий прес, маса повзуна, лінійна швидкість повзуна.

Правильний вибір енергії ударів і швидкості деформування мають важливе значення при об'ємному штампуванні деталей, особливо з дорогих металів і сплавів. У випадку багатоперехідного штампування також необхідно на кожному з переходів прикладати енергію певної величини, оскільки нанесення удару з енергією, меншою за необхідну приводить до недоштампування заготовлі та необхідності нанесення повторного удару. У випадку перевищення енергії удару виникають перевантаження преса та передчасне зношування штампового оснащення [1–4].

На довговічність й надійність роботи гвинтових пресів основний вплив здійснюють технологічні фактори, які приводять до систематичних перевантажень внаслідок недовикористання накопиченої енергії. Ці перевантаження в першу чергу і приводять до виходу з ладу гвинтових пресів. Найбільш слабкою ланкою являється передача гвинтовий шпиндель-гайка і з'єднання гвинтовий шпиндель-маховик. Аналіз поломок гвинтових пресів [5–7] свідчить, що поломка виникає в місцях найбільшої концентрації напружень: різьби, шліцевих з'єднаннях хвостовика шпинделя, шпоночних пазах. Досвід експлуатації гвинтових пресів на деяких підприємствах показує, що названі вище вузли являються найслабшими. При цьому слід зауважити, що ці поломки відбувались на операціях типу карбування, калібрування або штампування низьких поковок, згідно з джерелами [5–7] (перо лопатки газових турбін, гайкові ключі, тощо).

Середній ресурс роботи гвинтових пресів, які експлуатуються, визначений за фактичною довговічністю ланки гвинтовий шпindel гайка, значно нижче передбаченого стандартами. Якщо врахувати тенденцію створення пресів з підвищеною частотою ходів, то проблема підвищення фактичного ресурсу є однією з найактуальніших, а здійснення заходів в цьому напрямку – невідкладними. Серед цих заходів найбільш важливими є конструктивні, в тому числі і направлені як на створення пресів нової конструкції, так і на вдосконалення існуючих та створення систем регулювання енергії ударів, які б забезпечували надійне і високоточне дозування останньої [8].

Метою роботи є розробка і впровадження системи регулювання енергії ударів у гвинтових пресах, яка б повністю відповідала технологічним вимогам, наприклад, при прецизійному штампуванні виробів з спеціальних сплавів.

Як відомо, енергія ударів, яка накопичується ведомими частинами визначається наступним чином:

$$L = 1/2(I_{\text{вм}} \cdot \omega_{\text{вм}}^2 + m_n \cdot v_n^2), \quad (1)$$

де

$I_{\text{вм}}$  – момент інерції відомих частин;

$\omega_{\text{вм}}$  - кутова швидкість ведомих махових мас;

$m_n$  – маса повзуна + верхня частина штампа;

$v_n$  - лінійна швидкість повзуна + верхня частина штампа.

З цієї залежності випливає, що енергію удару можна регулювати зміною моменту інерції ведомих мас, зміною маси частин, які рухаються поступально або регулюванням кутової швидкості гвинтового шпindеля з маховиком. Це регулювання може здійснюватись дискретно або плавно. Дискретне регулювання моменту інерції, наприклад, реалізоване в гвинтових пресах типу LVH, Ждяерського машинобудівного заводу (Чехія) [9], за рахунок закріплення на основному маховику додаткового. Відоме також технічне рішення, яке дозволяє регулювати енергію удару шляхом плавної зміни моменту інерції махових мас [10].

Регулювання енергії удару шляхом зміни маси повзуна недоцільне, оскільки в ньому накопичується, як правило, не більше 10 % всієї накопиченої енергії [9].

Найбільш доцільним і розповсюдженим є регулювання за рахунок зміни кутової швидкості ведомих махових мас (гвинтовий шпindel + маховик). Цей спосіб дозволяє регулювати кутову швидкість як дискретно, так і плавно. В ряді конструкцій гвинтових пресів [9] дозування енергії ударів здійснюється по ходу повзуна (контролюється не кутова швидкість махових мас, а величина ходу розгону останніх - гвинтові преси з дуговим, а також круговим стартором, або преси з лінійним гідроприводом типу LVH [9].

Останній оснащено програмним пристроєм, який дозволяє здійснювати:

одиначні удари з однаковою або різною енергією ударів;

безперервні удари з однаковою енергією ударів;

безперервні удари з різною енергією;

групу ходів з однаковою або різною енергією ударів.

Недоліком таких систем регулювання енергії ударів є відсутність врахування факторів, які так чи інакше впливають на величину енергії удару – умови тертя в гвинтовій парі, направляючих повзуна, зміна параметрів енергоносія, зміна маси або температури поковки. Відносно низька точність регулювання також є суттєвим недоліком такого способу регулювання.

Більш доцільним є регулювання енергії удару з використанням датчиків кутової швидкості махових мас. Це може бути або відцентрований регулятор кутової швидкості або тахогенератор. Використання останнього є більш доцільним, оскільки процес регулювання може бути здійснено електричною схемою управління приводом преса. В цьому випадку з'являється можливість введення крім жорсткого зворотнього зв'язку по кутовій швидкості махових мас, гнучких зворотніх зв'язків для врахування факторів, які впливають на процес регулювання, а також коливання маси заготовки або її температури.

Аналіз конструкцій гвинтових пресів, їх технологічного застосування показує, що проблему регульованості вихідних параметрів необхідно вирішувати одночасно з конструктивними удосконаленнями самих пресів.

Однією з перспективних є замкнута система регулювання кутової швидкості, яка може бути виконана шляхом використання системи «тиристор-двигун». Кінематична схема головного привода гвинтового преса з замкнутою системою регулювання енергії ударів з муфтою вклучення представлена на рис. 1. Особливістю цієї системи є контроль кутової швидкості всієї замкнутої муфти аж до її виключення. Момент виключення муфти відбувається відповідним датчиком який спрацьовує при наближенні верхньої частини штампа до 20–50 мм від торкання по заготовці. В такому разі відхилення від заданої кутової швидкості не спостерігається.

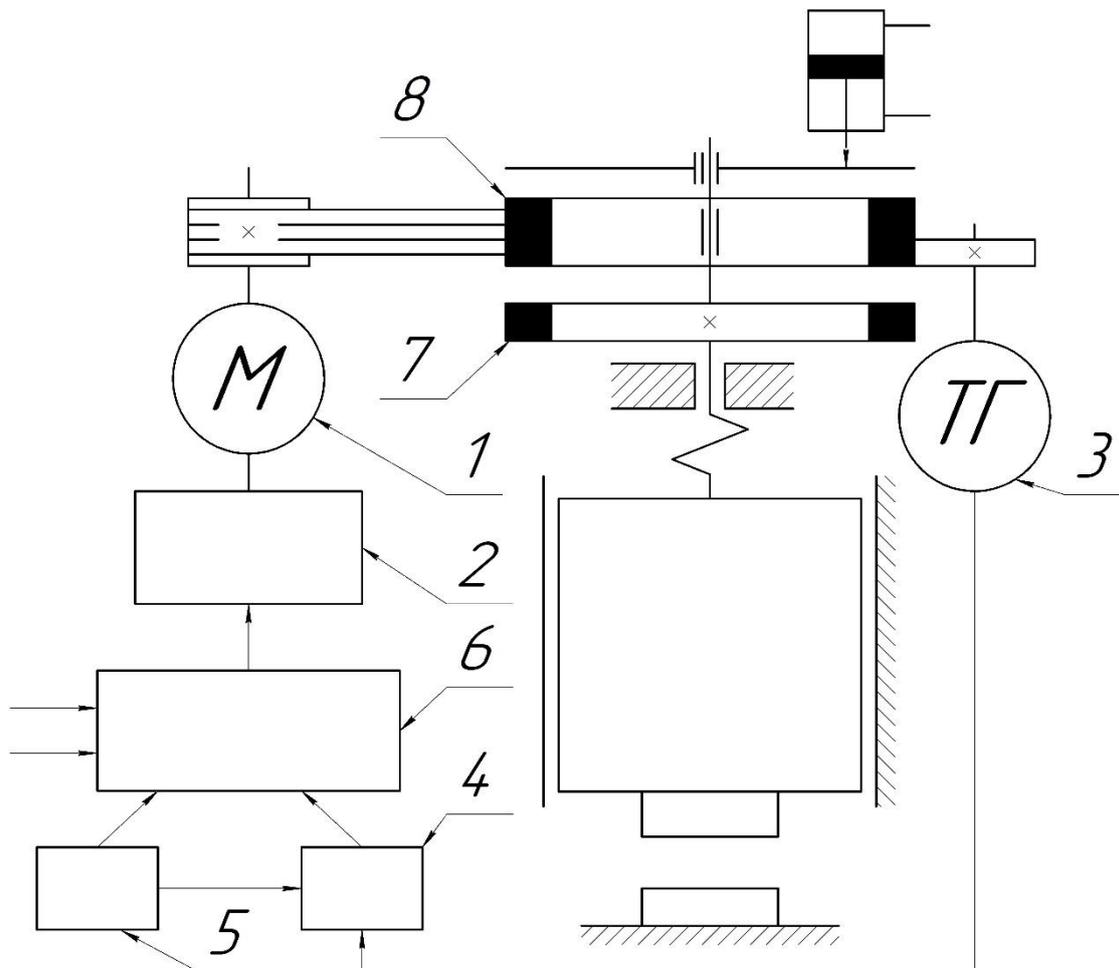


Рис. 1. Кінематична схема головного привода преса (1 – двигун; 2 – блок живлення; 3 – датчик – накопиченої енергії; 4 – блок порівняння; 5 – програмно-задаючий блок; 6 – підсилювач; 7 – введомий маховик; 8 – ведучий маховик)

Система регулювання енергії ударів відповідає наступним вимогам:

забезпечення необхідної точності регулювання енергії удару в межах  $\pm 4\%$ ;

встановлення енергії удару необхідної величини здійснюється, швидко при наявності контролю на протязі зворотнього або холостого ходу вниз;

функціонування на всіх режимах роботи преса, а саме одиночних, автоматичних, серією ударів;

забезпечення роботи преса по наперед заданій програмі с регулюванням енергії кожного наступного удару;

можливість зміни кількості ударів в серії;

в системі регулювання повинні бути використанні елементи, блоки, модулі, які серійно випускаються;

датчик накопиченої енергії повинен бути високоточним і мати відповідну швидкодію; система регулювання повинна мати, крім головного зворотнього зв'язку, відповідні гнучкі зв'язки во вхідному сигналу моменту (струму) двигуна і інших похідних для формування відповідної характеристики двигуна і для регулювання його ковзання.

Система повинна відповідати вимогам техніки безпеки.

Порівняння сигналу  $U_3$ , який задається в програмному блоці 5 і сигналу головного зворотнього зв'язку  $U_{33}$  відбувається в блоці порівняння 4. Алгебраїчна сума цих сигналів дорівнює:

$$\Delta U = U_3 - U_{33} \quad (2)$$

і поступає на один із входів підсилювача 6, в якому відбувається підсилення і складання його з сигналами гнучких зворотніх зв'язків та сигналами, які поступають від датчиків контролю ваги заготовки, її температури і ін. Застосування гнучких зворотніх зв'язків по виходу підсилювача 6, параметрів силового блоку 2 сприяють стійкій роботі головного привода 1 преса та системи регулювання і отриманню необхідної якості перехідних процесів.

Встановлена потужність головного електродвигуна буде визначатись найбільш важким режимом роботи в період відпрацювання задаючого сигналу при переході з мінімальної енергії, накопиченої маховими масами на максимальну, або ж в період включення фрикційної муфти на робочий хід преса, тобто цей режим визначається діапазоном регулювання енергії ударів, числом ходів повзуна преса і співвідношенням моментів інерції ведучих і ведомих махових мас, встановлених на гвинтовому шпинделі.

Здійснення робочого ходу з нанесенням удару максимальної енергії. Розгін ведомих мас здійснюється за рахунок ковзання  $S_a$  ведучого маховика від усталеної кутової швидкості  $\omega$  до точки де ведуча і ведома махові маси починають рухатись як одне ціле –  $\omega_1 = \omega_0(1 - S_1)$  до моменту коли швидкість кутова обох мас досягне заданої  $\omega_0$ .

При відпрацюванні сигналу переходу від нанесення удару до нанесення удару з максимальною енергією удару якісна картина розгону мас буде мати однаковий характер на ділянках  $t_2^2$  і  $t_2^1$  (рис. 2). Очевидно, ці два режими будуть в себе включати всі можливі режими роботи преса і будуть визначальними при виборі головного електродвигуна.

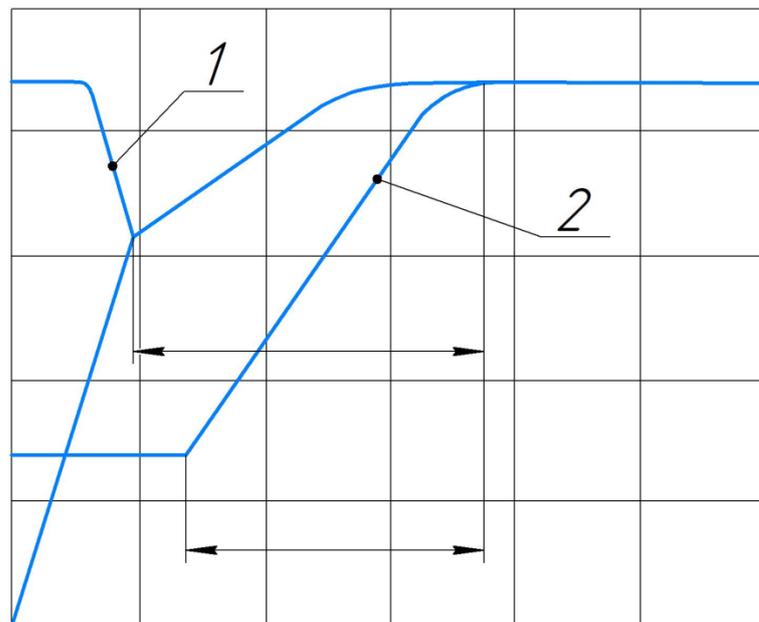


Рис. 2. Графік перехідних процесів головного приводу (якісна картина)

1 – при включенні фрикційної муфти, 2 – при відпрацюванні сигналу на перехід роботи з мінімальною енергією удару на режим роботи з максимальною енергією удару

Вважаючи коефіцієнт використання ходів рівним одиниці, визначимо середнє значення потужності електродвигуна, яка розвивається при цих двох режимах роботи.

При числі ходів повзуна на хвилину -  $n$ , тривалість циклу буде складати

$$t_{\text{ц}} = \frac{60}{n}.$$

Причому тривалість прямого ходу повзуна буде дорівнювати

$$t_{\text{пр.х}} = \alpha \cdot t_{\text{ц}}.$$

А тривалість зворотнього ходу:

$$t_{\text{зв.х}} = \beta \cdot t_{\text{ц}}.$$

Очевидно, що долеві частки ходу

$$\alpha + \beta = 1.$$

Потужність, яку розвиває електродвигун при включенні муфти буде дорівнювати:

$$P_{1\text{м}} = \frac{\Delta A_{\text{м1}}}{\Delta t_1} = 0,5 I_{\text{мс}} (\omega_0^2 - \omega_1^2) / \Delta t_1,$$

а при переході з роботи з мінімальною енергією на роботу з максимальною буде дорівнювати

$$P_{2\text{м}} = \frac{\Delta A_{\text{м2}}}{\Delta t_2} = 0,5 I_{\text{вщ}} (\omega_{\text{max}}^2 - \omega_2^2) / \Delta t_2$$

де  $\Delta A_{\text{м}}$  – робота, яка виконується при розгоні махових мас  $I_{\text{мс}}$  і  $I_{\text{вщ}}$ ,

$I_{\text{мс}}$  – сумарний момент інерції ( $I_{\text{мс}} + I_{\text{вщ}}$ ) муфти включення, гвинтового шпинделя і повзуна,

$I_{\text{вщ}}$  – момент інерції ведучих мас,

$\Delta t_1, \Delta t_2$  - тривалість розгону махових мас  $I_{\text{мс}}$  і  $I_{\text{вщ}}$ , відповідно,

$\omega_1, \omega_2$  - кутові швидкості на початок розгону махових мас  $I_{\text{мс}}$  і  $I_{\text{вщ}}$ , відповідно якщо

позначити, що  $\frac{I_{\text{вщ}}}{I_{\text{вм}}} = \gamma$ , тоді

$$I_{\text{мс}} = (1 + \gamma) I_{\text{вм}},$$

$$I_{\text{вщ}} = \gamma \cdot I_{\text{вм}},$$

а відновлення максимально можливої енергії удару до мінімально можливої як  $D = T_{\text{max}} / T_{\text{min}}$  - діапазон регулювання енергії ударів і розділити значення  $P_{1\text{м}}$  на  $P_{2\text{м}}$  будемо мати:

$$\bar{P}_1 = \frac{P_{1\text{м}}}{P_{2\text{м}}} = \frac{(1+\gamma)[1-(1-S_1)^2] \cdot \beta \cdot D}{\gamma \cdot (1-\beta)(D-1)}.$$

З цієї залежності витікає, що при відомих значеннях  $\gamma, S, \beta, D$  можна визначити найбільш енергомісткий режим роботи головного двигуна преси. Так при  $\bar{P} > 1$  вибір встановленої потужності електродвигуна визначається режимом включення муфти, а при  $\bar{P} < 1$ , вибір потужності електродвигуна проводять за режимом переходу з роботи з мінімальною енергією удару на режим роботи з максимальною енергією удару.

## ВИСНОВКИ

Проведено аналіз існуючих способів регулювання енергії ударів на гвинтових пресах, до яких пред'являються наступні вимоги – простота конструкції, врахування технологічних факторів, таких як коливання ваги та температури заготовки, наприклад, та інших факторів, в тому числі і стану преси.

Запропоновано систему з жорстким зворотнім зв'язком по кутовій швидкості махових мас, яка дозволяє регулювати накопичену енергію з високою точністю і по програмі, необхідній при розробці технології штампування, особливо прецизійного, необхідного для виготовлення, наприклад, пера лопатки турбін. Застосування жорсткого зворотнього зв'язку по кутовій швидкості махових мас дає можливість скоротити тривалість перехідного процесу а, отже, і тривалість прямого ходу повзуна преса.

Показано, що визначення встановленої потужності електродвигуна залежить від відношення максимального значення енергії, накопичуваної в головному приводі преса, до мінімального значення і відношення моментів інерції ведучих і ведомих махових мас та частоти ходів преса. Встановлена потужність головного електродвигуна буде визначатись найбільш важким режимом роботи в період відпрацювання задаючого сигналу при переході з мінімальної енергії, накопиченої маховими масами на максимальну, або ж в період включення фрикційної муфти на робочий хід преса.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Pajak M. Machine elements. To innovative production presses via roller screw planetary drives. *Konstruktion*. 2010. 1-2, pp. 24 – 25.
2. Pennington J.N. High-energy process cuts long products. *Modern Metals*. 2003. 59(5), pp. 21 – 25.
3. Zheng K., He Z., Qu H., Chen F., Han Y., Zheng J.-H., Li N. A novel quench-form and in-die creep age process for hot forming of 2219 thin aluminum sheets with high precision and efficiency. *Journal of Materials Processing Technology*. 2023. 315. art. no. 117931.
4. Askarov E., Zhankeldi A., Absadykov B., Smailova G. Design features of a cam-screw press with a large effort. *News of the National Academy of Sciences of the Republic of Kazakhstan, Series of Geology and Technical Sciences*. 2018. 5(431), pp. 192 – 200.
5. Landgrebe D., Rautenstrauch A., Kunke A., Polster S., Kriechebauer S., Mauermann R. The effect of cushion-ram pulsation on hot stamping. *AIP Conference Proceedings*. 2016. 1769. art. no. 070014.
6. Kriechebauer S., Mauermann R., Muller P. Deep drawing with superimposed low-frequency vibrations on servo-screw presses. *Procedia Engineering*. 2014. 81, pp. 905 – 913.
7. Endou J., Murata C. New forming technologies using screw type servo press. *Excellent Inventions in Metal Forming*. 2015. 60, pp. 127 – 133.
8. Скорняков Ю.Н. Исследование процесса горячего прессования металлокерамических сплавов медь – нитрид бора. автореферат канд. техн. наук. Харьков. 1970. 20с.
9. Бочаров Ю.А. Винтовые прессы. Москва: Машиностроение. 1976. 276 с.
10. А.с. СССР № 399387 В30 В1/18 Винтовой пресс. Л.И. Живов, В.Д. Обдул, М.Ф. Новиков. Открытия. Изобретения. 1973. №39.

## REFERENCES

1. Pajak M. Machine elements. To innovative production presses via roller screw planetary drives. *Konstruktion*. 2010. 1-2, pp. 24 – 25.
2. Pennington J.N. High-energy process cuts long products. *Modern Metals*. 2003. 59(5). pp. 21 – 25.
3. Zheng K., He Z., Qu H., Chen F., Han Y., Zheng J.-H., Li N. A novel quench-form and in-die creep age process for hot forming of 2219 thin aluminum sheets with high precision and efficiency. *Journal of Materials Processing Technology*. 2023. 315. art. no. 117931.
4. Askarov E., Zhankeldi A., Absadykov B., Smailova G. Design features of a cam-screw press with a large effort. *News of the National Academy of Sciences of the Republic of Kazakhstan, Series of Geology and Technical Sciences*. 2018. 5(431). pp. 192 – 200.
5. Landgrebe D., Rautenstrauch A., Kunke A., Polster S., Kriechebauer S., Mauermann R. The effect of cushion-ram pulsation on hot stamping. *AIP Conference Proceedings*. 2016. 1769. art. no. 070014.
6. Kriechebauer S., Mauermann R., Muller P. Deep drawing with superimposed low-frequency vibrations on servo-screw presses. *Procedia Engineering*. 2014. 81. pp. 905 – 913.
7. Endou J., Murata C. New forming technologies using screw type servo press. *Excellent Inventions in Metal Forming*. 2015. 60. pp. 127 – 133.
8. Skorniakov Yu.N. Investigation of the process of hot pressing of copper-boron nitride metal-ceramic alloys. – abstract PhD, Kharkov, 1970 – 20p. (*in Russian*).
9. Bocharov Yu.A. Screw presses. – Moscow.: Mechanical engineering. 1976, 276 p. (*in Russian*).
10. L.Y. Zhyvov, V.D. Obdul, M.F. Novykov. Copyright certificate SSSR № 399387 B30 B 1/18. Screw press. Discoveries. Inventions. 1973. № 39. (*in Russian*).

**Obdul V., Matiukhin A., Shirokobokov V., Ben A., Lenok A., Epishkin O. Methods of impact energy control in screw presses.**

*The design of a screw press with a clutch with the control of impact energy both in a series and during transitions is developed. Analysis of existing control methods shows that the technological requirements for these systems are not always met. In turn, the analysis of screw press designs and their technological application shows that the problem of output parameter adjustability must be solved simultaneously with the design improvements of the presses themselves. The proposed design of the press with impact energy control practically eliminates these shortcomings, since it is a closed-loop system with rigid feedback on the angular velocity of the flywheel masses using a thyristor-motor drive. It is*

shown that the determination of the installed power of the electric motor depends on the ratio of the maximum value of the energy stored in the main drive of the press to the minimum value and the ratio of the moments of inertia of the driving and driven masses and the frequency of the press strokes. The installed power of the main electric motor will be determined by the most severe mode of operation during the period of signal development when switching from the minimum energy accumulated by the masses to the maximum, or during the period of switching on the friction clutch for the working stroke of the press, i.e. this mode is determined by the range of impact energy control, the number of strokes of the press slider and the ratio of the moments of inertia of the driving and driven masses mounted on the screw spindle. The use of rigid feedback on the angular velocity of the masses makes it possible to reduce the duration of the transient process and, consequently, the duration of the straight stroke of the press slider. The existing methods of impact energy control on screw presses are analyzed.

**Keywords:** impact energy control, angular velocity, moment of inertia, mass, screw press, slider mass, linear speed of the slider.

**Обдун Василь Дмитрович** – канд. техн. наук, доцент НУ «Запорізька політехніка»  
**Obdul Vasyl** – Candidate of Technical Science, Associate Professor National University Zaporizhzhia Polytechnic  
E-mail: [obdul@zp.edu.ua](mailto:obdul@zp.edu.ua)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-6490-8884>

**Матюхін Антон Юрійович** – канд. техн. наук, доцент, зав. каф. ОМТ НУ «Запорізька політехніка»  
**Matiukhin Anton** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, Head of Metal Forming Department National University Zaporizhzhia Polytechnic  
E-mail: [matiukhin85@gmail.com](mailto:matiukhin85@gmail.com)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2261-0577>

**Широкобоків Віталій Володимирович** - канд. техн. наук, доцент НУ «Запорізька політехніка»  
**Shyrokobokov Vitalii** – Candidate of Technical Science, Associate Professor National University Zaporizhzhia Polytechnic  
E-mail: [shyrokobokov@gmail.com](mailto:shyrokobokov@gmail.com)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-4294-7406>

**Бень Анна Миколаївна** – старший викладач НУ «Запорізька політехніка»  
**Ben Anna** – Senior Lecturer of National University Zaporizhzhia Polytechnic  
E-mail: [benanna1985@gmail.com](mailto:benanna1985@gmail.com)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-9765-8030>

**Ленок Анастасія Анатоліївна** – старший викладач НУ «Запорізька політехніка»  
**Lenok Anastasiia** – Senior Lecturer of National University Zaporizhzhia Polytechnic  
E-mail: [anastasion4@ukr.net](mailto:anastasion4@ukr.net)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4219-2106>

**Єпішкін Олександр Вячеславович** – аспірант НУ «Запорізька політехніка»  
**Yepishkin Oleksandr** – Graduate student of National University Zaporizhzhia Polytechnic  
E-mail: [dodgevipercoupe00@gmail.com](mailto:dodgevipercoupe00@gmail.com)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-1447-9473>

Національний університет «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя  
National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia

Стаття надійшла до редакції 12.07.24 р.

Карнаух С. Г.  
Чоста Н. В.

## ДОСЛІДЖЕННЯ НОВОЇ КОНСТРУКЦІЇ УСТАНОВКИ ІЗ КЛИНОШАРНІРНИМ МЕХАНІЗМОМ З ПОВОРОТНИМ НОЖЕМ ДЛЯ РОЗДІЛЕННЯ ФАСОННОГО ПРОКАТУ

*Операції розділення прокату відрізняються від інших операцій обробки матеріалів тиском тим, що для їхнього проведення необхідно забезпечити максимальну силу розділення на початку робочого ходу. На основі літературного й патентного пошуків розроблена вдосконалена конструкція клиношарнірного механізму з увігнутим клином з поворотним ножем, який за графіком зміни сили деформування максимально наближений до типового графіка сил, характерного для процесів розділення. Запропонований клиношарнірний механізм має менше число поверхонь тертя, більш технологічний у виготовленні в порівнянні з відомим клиношарнірним механізмом з увігнутим клином. На основі запропонованої математичної моделі нової конструкції установки із клиношарнірним механізмом для розділення профільованого прокату складної конфігурації та аналізу моделювання з використанням програмного комплексу DEFORM, розроблена методика вибору геометричних параметрів при проектуванні таких механізмів, які забезпечують оптимальні режими відрізки. Розроблено рекомендації по вибору величини координати центру шарніру, яка повинна дорівнювати половині радіуса увігнутого клина. Зі збільшенням цього параметру збільшуються величини сили і моменту розділення. З наближенням шарніра до увігнутої поверхні клина, при тих же значеннях переміщення клина, величини кута повороту і переміщення рухомого ножа зменшуються. Дано рекомендації щодо орієнтації подачі прокату до зони різання. Аналіз отриманих даних дозволяє зробити висновок про те, що енергосилові параметри процесу розділення практично не залежать від орієнтації фасонного П – подібного профілю прокату при складному обертально-поступальному русі. Результати моделювання доказують, що застосування установки нової конструкції забезпечує зниження енергосилових параметрів процесу розділення у порівнянні з відомими конструкціями сучасного обладнання. Застосування установки забезпечує підвищення якості відрізнаних заготовок.*

**Ключові слова:** клин, ніж, заготовка, відрізка зсувом, складний плоский рух, момент, якість

Рациональне використання металу, економія енергоресурсів, зниження трудомісткості й поліпшення якості продукції – важливі завдання, які слід вирішувати на всіх технологічних етапах металообробного виробництва, включаючи процеси обробки матеріалів тиском і складову частину цих процесів – розділення прокату на мірні заготовки [1]. У цей час в області операцій розділення використовуються традиційні технології, реалізовані на відомому серійному устаткуванні – пресах і ножицях, тому прогрес можливий за умови застосування нових прийомів у технологіях з використанням нестандартних механізмів у машинах [2, 3].

Операції розділення сортового прокату є одними з найпоширеніших в обробці матеріалів тиском [4]. Вони виконуються, як на спеціалізованому ковальсько-пресовому устаткуванні: ножицях, хладноломах і ін., так і на універсальному: гідравлічних і механічних пресах, молотах, прес-молотах, у яких, у якості виконавчих механізмів, застосовуються: гідроциліндри, кривошипно-шатунні, колінно-важільні, гвинтові механізми. Виконавчі механізми, як правило, є багатоланковими, а тому мають порівняно невисоку жорсткість [5, 6].

Операції розділення прокату відрізняються від інших операцій обробки матеріалів тиском тим, що для їхнього проведення необхідно забезпечити максимальну силу розділення на початку робочого ходу. При цьому в найбільш затребуваних кривошипних пресах і ножицях максимальне зусилля на повзуні, навпаки, забезпечується наприкінці робочого ходу. Тому можна констатувати, що традиційні кривошипні механізми, що є основними виконавчими механізмами в цьому устаткуванні, не забезпечують необхідний характер силового навантаження при розділенні. Через це доводиться вибирати кривошипні преси з номінальним зусиллям, яке набагато перевищує технологічну силу розділення. У результаті потужність пресового устаткування використовується неповністю. У якості показника використання пресів по зусиллю застосовують коефіцієнт  $k_p$ . У літературних джерелах приводяться відомості щодо

величини  $k_p$ . При використанні пресового встаткування зусиллям менш 2 МН коефіцієнт використання преса дорівнює  $k_p = 0,6 \dots 0,8$ , зусиллям менш 4 МН –  $k_p < (0,4 \dots 0,6)$ , зусиллям більш 4 МН –  $k_p < 0,4$  [7].

Основні дослідження в області розділення сортового прокату стосуються розділення прокату простих конфігурацій [8]. Однак в технічній літературі недостатньо обґрунтовані механізми розділення, границі зони деформування і характер напружено-деформованого стану при розділення фасонного профільованого прокату [9]. Відсутні рекомендації по вибору технологічних схем розділення і конструкції обладнання для їх реалізації. Тому обладнання і оснастка, які застосовуються для розділення фасонних профілів, до сих пір розробляються, у більшості випадків, на емпіричній основі.

У роботі [9] визначено, що однією із перспективних схем для розділення фасонного прокату є багатоопорна схема відрізки. Найбільш часто використовують двохопорну схему неповністю відкритої відрізки. Застосування двохопорної схеми відрізки зсувом дозволяє у двічі підвищити продуктивність процесу відрізки. Симетричне навантаження усуває згин відрізаних заготовок, забезпечує притискання заготовки до ножа, виключає необхідність поперечного затиску, і сприяє підвищенню геометричної точності заготовок.

Найбільший інтерес для відрізки фасонного прокату складного профілю представляють схеми неповністю закритої відрізки з пасивним поперечним затиском. При цьому пасивний поперечний затиск забезпечується за рахунок реактивних сил з боку ножів [10].

Подальший розвиток ковальсько-пресового устаткування для реалізації операцій нерозривно пов'язаний з пошуком і проведенням широкого кола комплексних наукових досліджень виконавчих механізмів, які за графіком зміни сили деформування максимально наближаються до типового графіка сил, характерного для процесів розділення.

Таким виконавчим механізмом є клиношарнірний механізм із увігнутим клином, досліджений і описаний у роботі [11].

Порівняльний аналіз типових графіків зусиль ковальсько-пресового обладнання, що застосовується для реалізації операцій розділення сортового прокату, представлений на рис. 1 [12].

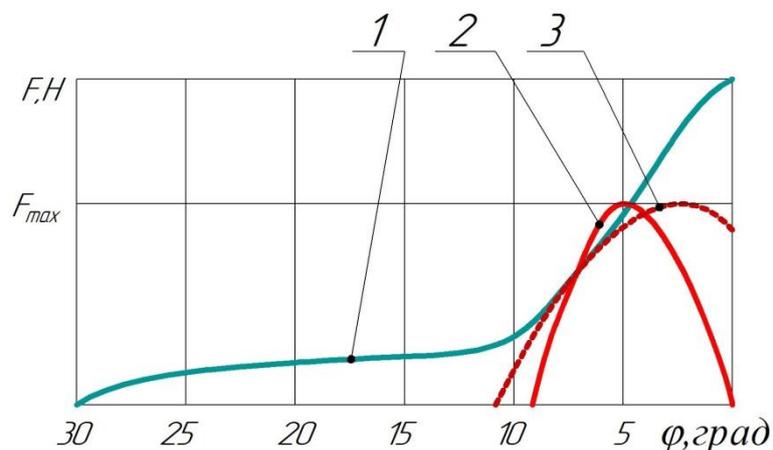


Рис. 1. Типові графіки зусиль ковальсько-пресових машин:

1 – кривошипний прес; 2 – клиношарнірний прес з увігнутим клином; 3 – типовий графік сил при відрізці зсувом

Установлено, що хід відрізки в пресі із кривошипно-повзунним виконавчим механізмом (1) починається при недоході ексцентрикового валу на  $5 \dots 15^\circ$  до крайнього нижнього положення. У пресі із клиношарнірним механізмом з увігнутим клином (2) хід відрізки починається з  $\varphi = 0^\circ$ . Оскільки в пресі (1) торкання заготовки при відрізці відбувається при певній швидкості повзуна, це обумовлює його високу динаміку. При цьому в пресі (2) швидкість на самому початку відрізки дорівнює нулю. Прес із клиношарнірним механізмом з увігнутим клином має великі опорні поверхні, невелику висоту ланок за напрямком дії робочої сили.

Якщо висоту кривошипного преса прийняти за 100 %, то висота клиношарнірного преса з увігнутим клином буде зменшена на 40 %. Таким чином, застосування в пресах клиношарнірного механізму з увігнутим клином забезпечує меншу пружну деформацію й динаміку преса, підвищення коефіцієнта використання преса [11].

Однак клиношарнірний механізм має свої недоліки. Основним з них є велика кількість поверхонь тертя, що мають, у порівнянні з розмірами самого механізму, досить великі розміри. В результаті втрати на тертя збільшуються, а коефіцієнт корисної дії (ККД) преса – зменшується.

Удосконалення обладнання з клиношарнірним механізмом із увігнутим клином може бути здійснено за двома напрямками [12]:

- поліпшення умов тертя на контактних поверхнях;
- зменшення кількості поверхонь тертя.

У роботі [13] досліджено технологічний процес розділення фасонних П – подібних профілів. Проведені дослідження показали прийнятну якість розділювальних заготовок. Однак представлена конструкція оснастки для реалізації запропонованої схеми розділення має цілий ряд недоліків. По-перше, низьку жорсткість конструкції, тому що в ній застосовується важільна система передачі навантаження на заготовку. По-друге, опорні частини важеля мають недостатні площі контакту, що знижує надійність роботи встаткування. Із-за складності конструкції надійність роботи штампа невисока.

Мета роботи – розробка і дослідження нової конструкції установки із клиношарнірним механізмом з увігнутим клином для розділення профільованого прокату складної конфігурації.

Для усунення даних недоліків з метою спрощення конструкції запропонована установка із увігнутим клином з поворотним ножом.

Запропонована нова конструкція установки (рис. 2) складається із клина 1, рухомого 2 і нерухомого (не показаний) ножів та шарніра 3. Клин 1 має дві робочі поверхні, одна з яких плоска й опирається на верхню поперечину установки. Друга робоча поверхня клина виконана циліндричною радіусом  $R$  й сполучається з опуклою циліндричною поверхнею ножа 2. Бічні прямолінійні поверхні рухомого ножа 2 сполучаються з відповідними внутрішніми поверхнями шарніру 3, зовнішня поверхня якого – циліндрична й розміщена в станині. Запропонована установка може бути використана для розділення фасонного прокату на мірні заготовки. Траєкторія руху відрізаної заготовки для трьох положень 1-3 представлена на рис. 3.

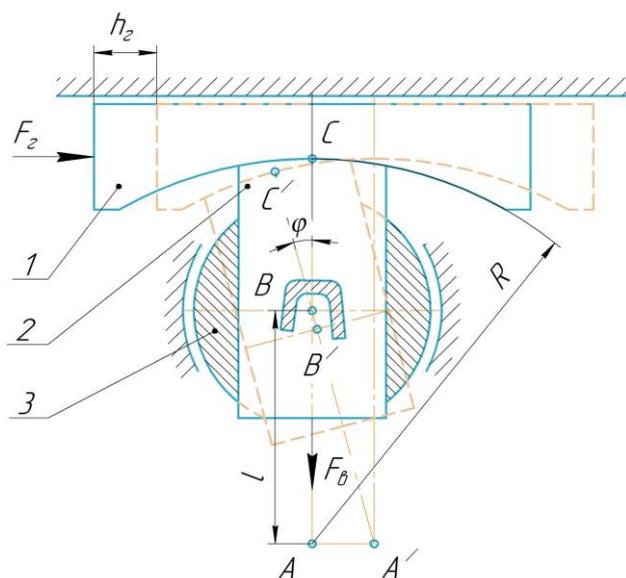


Рис. 2. Конструктивна схема установки:  
1 – клин увігнутий; 2 – ніж рухомий;  
3 – шарнір

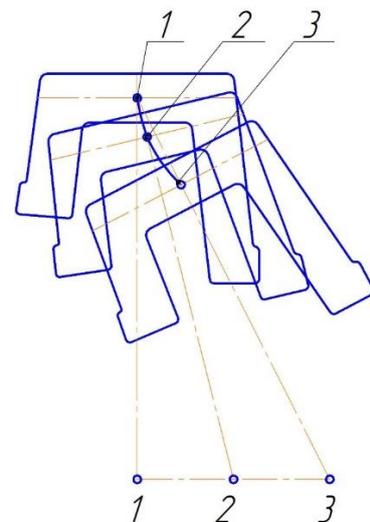


Рис. 3. Траєкторія руху заготовки

До фасонного прокату складної конфігурації відноситься прокат з П – подібним профілем, із якого виготовляють деталь – «Клема роздільного рейкового скріплення залізничної рейки», розміри якої представлені на рис. 4.

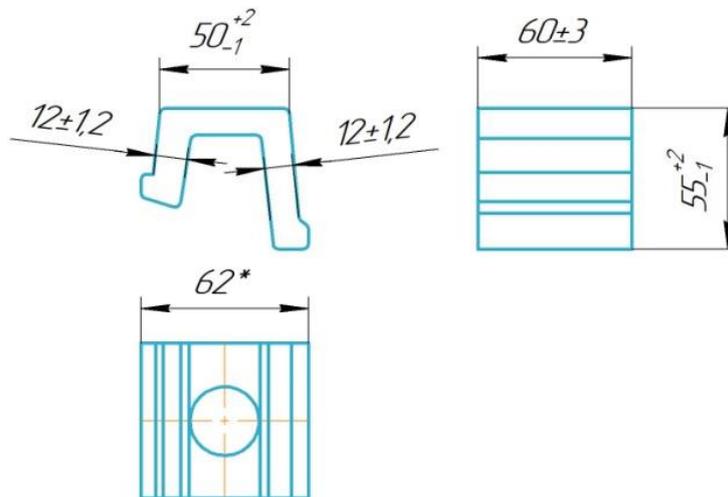


Рис. 4. Деталь «Клема роздільного рейкового скріплення залізничної рейки»

Установка працює в такий спосіб. До вхідної ланки – клина 1 прикладається приводна (горизонтальна) сила  $F_r$ , у результаті дії якої клин 1 поступально переміщається в напрямних і своєю увігнутою поверхнею радіусом  $R$  натискає на відповідну опуклу поверхню рухомого ножа 2. У результаті ніж 2 здійснює складний обертально-поступальний рух, переміщуючись поступально щодо шарніру 3, і повертаючись разом з ним у циліндричних напрямних станини навколо осі, розташованої на відстані  $l$  від центру кола радіусом  $R$ .

Якщо клин 1, а, отже, і точка  $A$  – центр кола радіусом  $R$  перемістяться на величину ходу приводу клина  $h_r$ , то точка  $B$  рухомого ножа 2 переміститься по кардіоїді вниз, виконуючи робочий хід. При цьому рухомий ніж 2 надрізає й остаточно відрізає заготовку. Заготовка падає в тару. Цикл роботи установки відновлюється.

При цьому відрізка фасонного профілю може розглядатися як послідовність наступних етапів:

- вдавнення ножів у матеріал заготовки за рахунок повороту рухомого ножа відносно нерухомого з нанесенням концентратора напружень у площині розділення;
- відрізка зсувом по дузі з руйнуванням залишкової перемички.

Таким чином, установка забезпечує рух відрізного рухомого ножа, який є сполученим процесом: відрізки зсувом і кручення, і поєднує позитивні сторони обох процесів. Рух ножа по дузі забезпечує надріз профілю по периметру й, тим самим, створює концентратор напружень в площині розділення.

Перевагою запропонованої схеми відрізки є:

1. Підвищення якості заготовок за рахунок підвищення геометричної точності: зменшення змінання на контактних поверхнях, величини кута скоосу, утяжини.
2. Зменшення сили відрізки в момент розділення за рахунок нанесення концентратора напружень, що знижує наслідки явища миттєвого розвантаження встаткування, яке супроводжується руйнуванням фундаменту, розслабленням з'єднань, кавітацією тощо.

Аналізуючи запропонований клиношарнірний механізм, можна дійти висновку, що характер руху його ланок аналогічний характеру руху ланок кулісного важільного механізму з хитним кулісним каменем, а, отже, структурні схеми цих механізмів ідентичні (рис. 5).

Однак є й принципові відмінності цих механізмів. Клиношарнірний механізм має короткі ланки, а тому – більшу жорсткість. Його шарніри відрізняються збільшеними опорними площами, здатними передавати значні навантаження. Ці відмінності забезпечують переваги клиношарнірного механізму перед важільними механізмами при застосуванні їх у ковальсько-

пресовому встаткуванні. При цьому, у порівнянні із традиційними клиношарнірними механізмами, зменшується кількість поверхонь тертя, підвищується технологічність виготовлення деталей установки.

Клиношарнірний механізм нової конструкції включає три рухомі ланки й чотири кінематичні пари п'ятого класу (дві обертальні й дві поступальні) (див. рис. 5, а). Оскільки механізм плоский, то його рухомість визначається за формулою Чебишева:

$$W = 3 \cdot n - 2 \cdot p_5 - p_4 = 3 \cdot 3 - 2 \cdot 4 - 0 = 1, \quad (1)$$

де  $n$  – число рухомих ланок механізму,

$p_5$  – число кінематичних пар 5 класу,

$p_4$  – число кінематичних пар 4 класу.

Отже, для одержання визначеності руху всіх ланок механізму необхідно задати один незалежний рух вхідній ланці (клину 1). Розчленуємо механізм на первинний механізм і структурну групу Ассур (див. рис. 5, б).

Формула його будови має вигляд:  $I(0,1) \rightarrow II(2,3)_{2,3}$ . Отже, запропонований механізм – механізм II класу.

Визначимо основні співвідношення між геометричними параметрами запропонованого механізму. Для цього розглянемо механізм у довільному положенні (див. рис. 2).

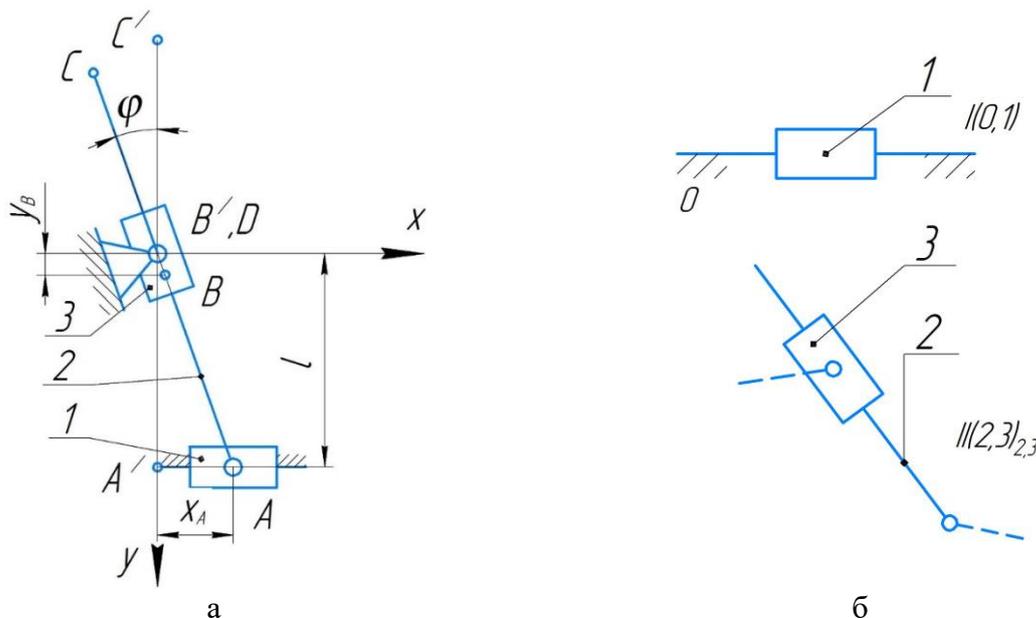


Рис. 5. Структурна схема (а) і структурні групи (б)

Початок координат помістимо у вихідне положення точки  $B$  (коли точки  $A$  і  $B$  розташовані на одній вертикалі й точка  $B$  збігається із центром обертання шарніра). Нехай клин 1 переміститься на величину ходу  $X_A$  ( $X_A = h_r$ ). При цьому ланка  $AB$  відхиляється від вертикалі на кут  $\varphi$ , який являє собою змінний кут повороту рухомого ножа 2. Тоді вертикальна складова переміщення точки  $B$  складає:

$$y_B = l \cdot (1 - \cos\varphi), \quad (2)$$

де  $l$  – відстань, яка визначає положення центру обертання шарніра.

Можна також вивести співвідношення, які встановлюють зв'язок між  $h_r$  і  $y_B$ :

$$y_B = h_r \cdot \operatorname{ctg}\varphi \cdot (1 - \cos\varphi). \quad (3)$$

Залежність між ходом клина  $h_r$  і кутом  $\varphi$  має вигляд:

$$\varphi = \arctg(h_r/l). \tag{4}$$

Криві залежності вертикальної складової переміщення точки  $B$  ( $y_B$ ) і кута  $\varphi$  повороту рухомого ножа 2 від переміщення вхідної ланки – клина 1 ( $h_r$ ) для різних значень радіуса увігнутої поверхні клина ( $R$ ) представлені на рис. 6.

Проведемо кінематичне дослідження клиношарнірного механізму графоаналітичним методом (рис. 7).

Для цього побудуємо план швидкостей механізму в розглянутому положенні (див. рис. 7, а). Швидкість клина, а отже, і точки  $A$ , спрямована горизонтально і визначається приводом клина, що застосовується. Для визначення швидкості точки  $B$  рухомого ножа 2, необхідно спочатку вирішити векторне рівняння, що визначає швидкість точки  $D$  ножа, що збігається в даний момент часу з центром обертання шарніра 3 (див. рис. 2), а потім, скориставшись теоремою подібності, визначити швидкість точки  $B$ :

$$\vec{V}_D = \vec{V}_A + \vec{V}_{DA}; \tag{5}$$

$\parallel DA$     $\perp X$     $\perp DA$

$$\frac{(AD)}{(AB)} = \frac{(ad)}{(ab)}, \text{ звідки } (ab) = (ad) \frac{(AB)}{(AD)} = (ad) \frac{l \cos \varphi}{l} = (ad) \cos \varphi. \tag{6}$$

З побудованого плану швидкостей знаходимо, що абсолютна швидкість точки  $D$ :

$$V_D = V_A \sin \varphi, \tag{7}$$

відносна швидкість

$$V_{DA} = V_A \cos \varphi, \text{ тобто } (ad) = (pa) \cos \varphi. \tag{8}$$

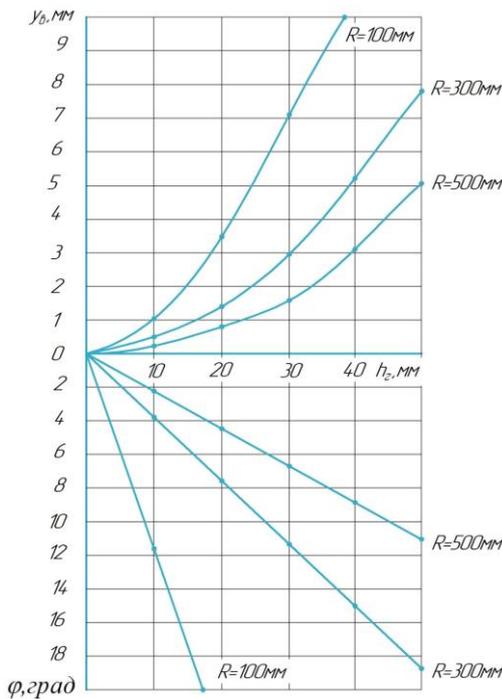


Рис. 6. Графіки залежностей  $y_B = f(h_r)$ ,  $\varphi = f(h_r)$

Отже:

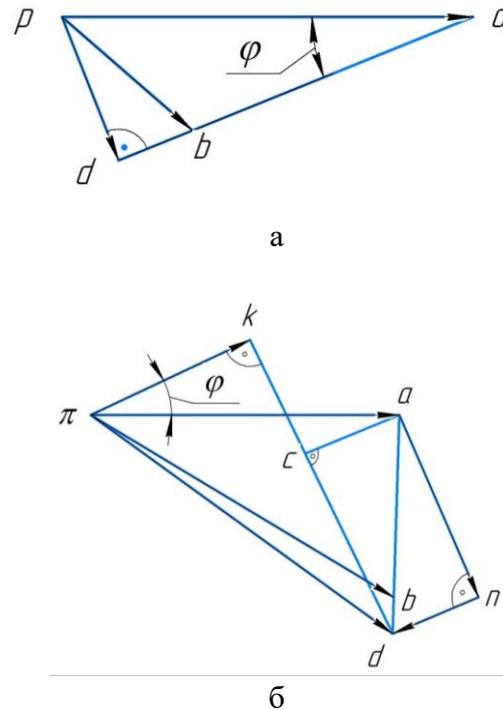


Рис. 7. Кінематичний аналіз клиношарнірного механізму з увігнутим клином з поворотним ножом графоаналітичним методом: а – план швидкостей; б – план прискорень

$$(ab) = (pa) \cos^2 \varphi. \quad (9)$$

Розглянувши трикутник  $\Delta pab$  і, скориставшись теоремою косинусів, можна записати формулу для визначення довжини відрізка  $(pb)$ , що зображає швидкість точки  $B$  на плані швидкостей:

$$(pb) = \sqrt{(pa)^2 + (ab)^2 - 2(pa)(ab)\cos\varphi}. \quad (10)$$

Після підстановок та перетворень отримаємо швидкість точки  $B$ :

$$V_B = V_A \sqrt{1 + \cos^4 \varphi - 2\cos^3 \varphi}. \quad (11)$$

Тоді кутова швидкість ножа 2:

$$\omega_2 = \frac{V_{DA}}{l_{DA}} = \frac{V_A}{l} \cos^2 \varphi. \quad (12)$$

Побудуємо план прискорень клиношарнірного механізму (див. рис. 7, б), вважаючи, що прискорення клина, а отже, і точки  $A$ , відомо і за величиною, і за напрямом. Запишемо і розв'яжемо графічно векторні рівняння для визначення прискорення точки  $D$  рухомого ножа 2 (див. рис. 2), позначивши при цьому точку, що збігається в даний момент з точкою  $D$ , але належить шарніру 3, як  $D_0$ :

$$\bar{a}_D = \bar{a}_{DD_0}^k + \bar{a}_{DD_0}^n, \quad (13)$$

$$\text{де } a_{DD_0}^k = 2\omega_2 V_D = \frac{2V_A^2}{l} \cos^2 \varphi \sin \varphi.$$

$$\bar{a}_D = \bar{a}_A + \bar{a}_{DA}^n + \bar{a}_{DA}^t, \quad (14)$$

$$\text{де } a_{DA}^n = \omega_2^2 l_{DA} = \frac{V_A^2}{l} \cos^3 \varphi.$$

Із побудованого плану прискорень очевидно, що

$$a_D = \sqrt{(a_{DD_0}^k)^2 + (a_{DD_0}^n)^2} = \sqrt{\left(\frac{2V_A^2}{l} \cos^2 \varphi \sin \varphi\right)^2 + (a_{DD_0}^n)^2}. \quad (15)$$

Для визначення відносного прискорення  $a_{DD_0}$ , проведемо через точку  $a$  допоміжний перпендикуляр  $(ac)$  та отримаємо:

$$a_{DD_0} = (kd) = (kc) + (cd) = (kc) + (an) = a_A \sin \varphi + a_{DA}^n = a_A \sin \varphi + \frac{V_A^2}{l} \cos^3 \varphi. \quad (16)$$

Таким чином, прискорення точки  $D$  рухомого ножа 2

$$a_D = \sqrt{\left(\frac{2V_A^2}{l} \cos^2 \varphi \sin \varphi\right)^2 + \left(a_A \sin \varphi + \frac{V_A^2}{l} \cos^3 \varphi\right)^2}. \quad (17)$$

Для визначення прискорення точки  $B$  рухомого ножа 2, необхідно скористатися теоремою подібності, склавши пропорцію, аналогічну пропорції для плану швидкостей, і з'єднавши одержану точку  $b$  на плані прискорень з полюсом  $\pi$ , отримати прискорення точки  $B$ . У загальному випадку, виведення аналітичної залежності для прискорення точки  $B$  становить

певні труднощі, тому розглянемо частковий випадок, прийнявши припущення, що клин рухається рівномірно, тобто швидкість переміщення клина є величиною постійною по всьому його шляху, а отже  $a_A = 0$ . Тоді, прискорення точки  $D$  рухомого ножа 2

$$a_D = \frac{V_A^2}{l} \cos^2 \varphi \sqrt{4 \sin^2 \varphi + \cos^2 \varphi}. \quad (18)$$

А оскільки на плані прискорень, в цьому випадку, точка  $a$  буде співпадати з полюсом  $\pi$ , то пропорція для пошуку точки  $b$  набуває вигляду:

$$(\pi b) = (\pi d) \cos \varphi. \quad (19)$$

Отже прискорення точки  $B$ :

$$a_B = \frac{V_A^2}{l} \cos^3 \varphi \sqrt{4 \sin^2 \varphi + \cos^2 \varphi}. \quad (20)$$

Дотичне прискорення  $a_{DA}^r$  при цьому співпадає з коріолісовим прискоренням  $a_{DD_0}^k$ , а отже кутове прискорення рухомого ножа 2:

$$\varepsilon_2 = \frac{a_{DA}^r}{l_{DA}} = \frac{2V_A^2}{l} \cos^3 \varphi \sin \varphi. \quad (21)$$

Моделювання процесу відрізки фасонного П – подібного прокату на установці запропонованої конструкції проведено за допомогою програмного комплексу DEFORM.

Розрахункова схема навантаження представлена на рис. 8. Параметри процесу моделювання представлені у табл. 1.

Матеріал заготовки фасонного П – подібного прокату – сталь Ст. 4кп (ДСТУ 2651-94). Розміри заготовки представлені на рис. 4.

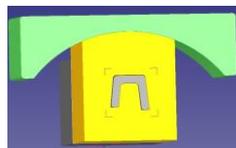


Рис. 8. Розрахункова схема навантаження

Таблиця 1

Параметри процесу моделювання

Назва параметру	Значення параметру
1 Властивість матеріалу	пластичний
2 Температура	20 °С
3 Кількість елементів розбиття	40000
4 Параметри клиношарнірного механізму:	
○ радіус увігнутого клина, мм	200,0
○ хід клина, мм	50,0
○ кут повороту рухомого ножа, град	22,62
○ хід ножа, мм	9,23
○ швидкість клина, мм/с	2,0
○ кутова швидкість шарніра, рад/с	0,018
○ швидкість ножа, мм/с	0,31
5 Параметри розрахунку:	аналіз Лагранжа
кількість кроків розрахунку	150
приріст кроків, мм/крок	0,06

Переміщення клина та ножа задавали з використанням залежностей, отриманих на основі структурного та кінематичного аналізів механізму, представлених вище.

Моделювали вплив величини відстані  $l$ , яка визначає положення центру обертання шарніра, на енергосилові параметри процесу розділення (див. рис. 2). Результати моделювання наведені на рис. 9.

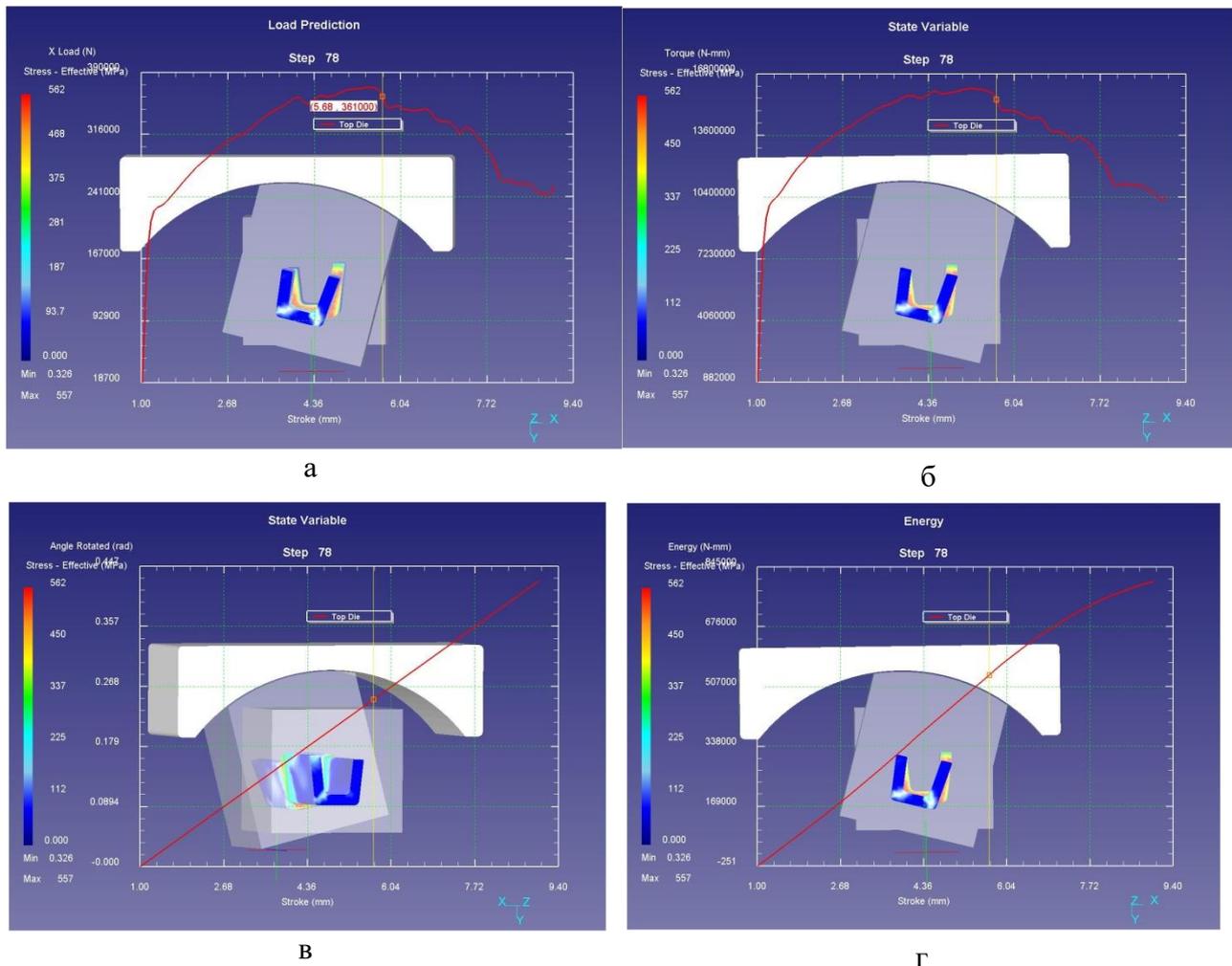


Рис. 9. Залежності сили розділення, моменту, кута повороту і роботи деформації від ходу рухомого ножа ( $l = 80$  мм): а –  $F = f(y_B)$ ; б –  $M = f(y_B)$ ; в –  $\varphi = f(y_B)$ ; г –  $A = f(y_B)$

Основні параметри чисельного експерименту зведені до табл. 2.

Таблиця 2

Результати моделювання

Параметр	$l = 80$ мм	$l = 100$ мм	$l = 120$ мм	$l = 130$ мм
Сила відрізки $F$ , кН	277	318	382	417
Кут повороту рухомого ножа в момент розділення – $\varphi$ , рад/ $\varphi$ , град	0,325/ 18,63	0,281/ 16,11	0,249/ 14,27	0,186/ 10,70
Момент відрізки $M$ , Н · м	8500	8590	15400	20200
Робота $A$ , Дж, що відповідає моменту розділення	976	843	802	630

Залежності роботи деформації, сили і моменту відрізки від параметра  $l$  представлені на рис. 10.

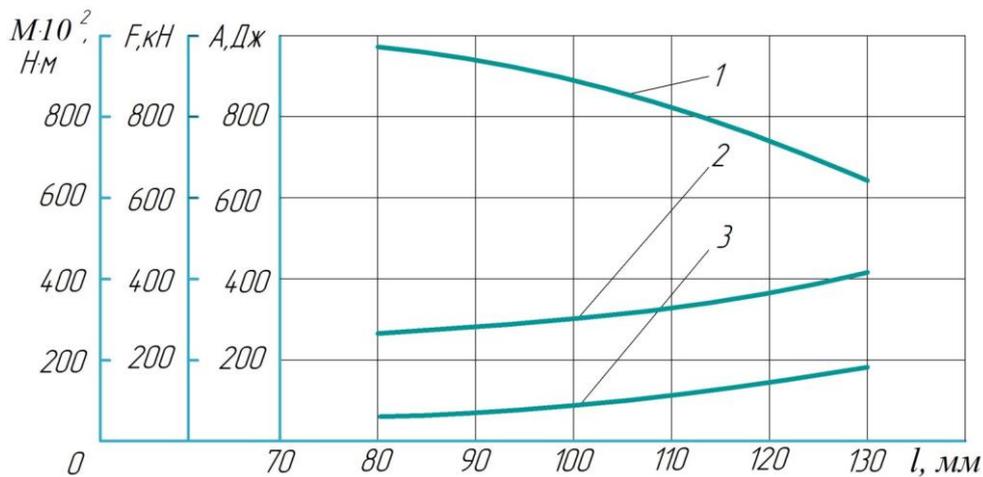


Рис. 10. Залежності роботи (1), сили (2) і моменту (3) розділення від величини відстані  $l$ , яка визначає положення центру обертання шарніра

Аналіз отриманих результатів показує, що зі збільшенням параметру  $l$  збільшуються величина сили і моменту розділення, а величина роботи деформування зменшується. З урахуванням конструктивних міркувань та проведених розрахунків, величину  $l$  слід вибрати із урахуванням залежності:  $l \cong 0,5 \cdot R$ .

З використанням математичної моделі розділення фасонного прокату та аналізу розрахунків, виконаних за допомогою програмного комплексу DEFORM, розроблено програму для вибору геометричних параметрів таких механізмів, які забезпечують оптимальні режими відрізки.

Для оцінки впливу орієнтації фасонного прокату з П – подібним профілем на величину енергосилових параметрів процесу розділення розглядали три варіанти (рис. 11). Інші варіанти орієнтації прокату не мають сенсу з погляду практичної реалізації подачі прокату у зону різання.



Рис. 11. Варіанти орієнтації фасонного П – подібного прокату відносно напрямку навантаження

Результати моделювання наведені у табл. 3.

Таблиця 3

Результати моделювання при $l = 100$ мм			
Параметр	Варіант № 1	Варіант № 2	Варіант № 3
Сила відрізки $F$ , кН	311	303	318
Момент відрізки $M$ , Н · м	8412	8346	8590
Робота $A$ , Дж, що відповідає моменту розділення	805	811	843

Аналіз отриманих даних дозволяє зробити висновок про те, що енергосилові параметри процесу розділення практично не залежать від орієнтації фасонного П – подібного профілю

прокату при складному обертально-поступальному русі, але з практичних міркувань подачі прокату до зони різання, доцільним є варіант № 3.

Результати моделювання показують, що максимальна сила відрізки фасонного П – подібного прокату при розділенні за схемою навантаження, реалізованої у новій конструкції установки становить  $F_{Bmax} = 417$  кН (див. табл. 2). Вона значно менша за силу – 610 кН, яка приведена у роботі [13]. Це підтверджує, що установка нової конструкції має значні переваги у порівнянні з відомими реалізаціями.

## ВИСНОВКИ

1. Запропонована і досліджена конструкція клиношарнірного механізму з увігнутих клином із поворотним ножом, який може бути використаний, у тому числі, і для розділення фасонного прокату складної конфігурації. Запропонована конструкція має менше число поверхонь тертя і забезпечує рух відрізного рухомого ножа, який є сполученим процесом відрізки зсувом і кручення, і поєднує позитивні сторони обох процесів. Складний плоский рух ножа по дузі забезпечує надріз П – подібного профілю по периметру й тим самим, створює концентратор напруження в площині розділення. Перевагою запропонованої схеми відрізки є підвищення геометричної точності заготовок: зменшення зминання на контактних поверхнях, величини кута скосу, утяжини, та зменшення сили відрізки в момент розділення.

2. На основі запропонованих математичних моделей нової конструкції установки із клиношарнірним механізмом з увігнутих клином із поворотним ножом та аналізу результатів моделювання з використанням програмного комплексу DEFORM, розроблені залежності для розрахунку технологічних параметрів процесу розділення фасонного прокату. Встановлено, що зі збільшенням параметру, який визначає положення центру шарніру механізму, збільшуються величини сили і моменту розділення, а величина роботи деформування зменшується. Рекомендована величина цього параметру повинна дорівнювати половині радіуса увігнутого клина.

3. Аналіз результатів розрахунку дозволяє зробити висновок про те, що енергосилові параметри процесу розділення практично не залежать від орієнтації фасонного П – подібного профілю прокату при його подачі у зону розділення.

4. Результати моделювання показують, що застосування установки нової конструкції забезпечує зниження енергосилових параметрів процесу розділення, у порівнянні з відомими конструкціями сучасного обладнання, та геометричну точність відрізаних заготовок.

## REFERENCES

1. Havinga J., Mandal P. K., Boogaard T. V. Exploiting data in smart factories: real-time state estimation and model improvement in metal forming mass production. *International Journal of Materials Research*. 2019. 13, pp. 663–673. <https://doi.org/10.1007/s12289-019-01495-2.2>.
2. Moakhar S., Hentati H., Barkallah M., Louati J., Bonk C., Beherens B. A., et al. Evaluation of AW-6082 aluminium bar shearing simulation. *Advanced Materials and Manufacturing*. 2020. 142, pp. 9-19 (Chaari F et al. (eds.)). [https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-030-24247-3\\_16](https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-030-24247-3_16).
3. Chehab A. G., El Naggar M. H. Design of efficient base isolation for hammers and presses. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*. 2003. 23, pp. 127-141. [https://doi.org/10.1016/S0267-7261\(02\)00157-4](https://doi.org/10.1016/S0267-7261(02)00157-4).
4. Tian Y., Zou H. & Guo W. An integrated knowledge representation model for the computer-aided conceptual design of mechanisms. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2006. 28, pp. 435-444. <https://doi.org/10.1007/s00170-004-2399-6>.
5. Songa J. L., Li Y. T., Liua Z. Q., Fua J. H., Ting K. L. Numerical simulation and experiments of precision bar cutting based on high speed and restrained state. *Materials Science and Engineering*. 2009, pp. 225–229. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2007.09.098>.
6. Joun M. S., Jeong S. W., Park Y. T., & Hong S. M. Experimental and numerical study on shearing of a rod to produce long billets for cold forging. *Journal of Manufacturing Processes*. 2021. 62, pp. 797–805. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.12.062>.
7. 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. <https://www.scopus.com/authid/detail.uri?authorId=6508354482>.
8. Organ A. J., Mellor P. B. Some factors affecting the quality of cropped billets. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 1967. 7, pp. 369–389. [https://doi.org/10.1016/0020-7357\(67\)90004-2](https://doi.org/10.1016/0020-7357(67)90004-2).

9. Aliiev I. S., Markov O. E., Karnaukh S. G. Development and investigation of the design of dies for separating profiles of a folding configuration on a standard workpiece. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk : DSEA. 2022. 1(51), pp. 154–165, DOI: [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1\(51\)3](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1(51)3) (in Russian).

10. Chan L. C., Lee T. C., Wu B. J., Cheung W. M. Experimental study on the shearing behavior of fine-blanking versus bar cropping. *Journal of Materials Processing Technology*. 1998. 126, pp. 80-81. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00137-X](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00137-X).

11. Roganov L. L., Chosta N. V., Karnaukh S. G. Improvement of wedge-hinged mechanisms of presses for separation processes of pressure processing. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA. 2009. 2(21), pp. 333–338 (in Russian).

12. Karnaukh S. G., Chosta N. V., Markov O. E., Kukhar V. V. Development and research of the press operating mechanism. made in the form of the wedge-joint mechanism with a curving wedge for separation operations. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2021. 116, pp. 3305–3314. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07718-8>.

13. Serdyuk A. I. Peculiarities of technology for waste-free separation of shaped U-shaped profiles in dies with complex movement of knives. Mariupol : PSTU. 2015. 139 p. (in Russian).

***Karnaukh S., Chosta N. Research of a new design of the installation with a wedge-hinged mechanism with a rotary knife for separating shaped rolled products.***

*Roll separation operations differ from other operations of processing materials by pressure in that, for their implementation, it is necessary to ensure the maximum force of separation at the beginning of the work cycle. On the basis of literature and patent searches, an improved design of the wedge-hinged mechanism with a concave wedge with a rotary knife was developed, which, according to the graph of the deformation force, is as close as possible to the typical force graph characteristic of separation processes. The wedge-hinged mechanism has fewer friction surfaces. It is more technological in manufacturing compared to the well-known wedge-hinged mechanism with a concave wedge. On the basis of the proposed mathematical model of the new design of the installation with a wedge-hinged mechanism for separating profiled rolled products of a complex configuration and modeling analysis using the DEFORM software complex, a method of selecting geometric parameters during the design of such mechanisms that provide optimal cutting modes has been developed. Recommendations have been developed for choosing the value of the hinge center coordinate, which should be equal to half the radius of the concave wedge. As this parameter increases, the amount of force, and separation moment increases. With the approach of the hinge to the concave surface of the wedge, with the same values of the displacement of the wedge, the magnitude of the angle of rotation and the displacement of the movable knife decrease. Recommendations are given regarding the orientation of the roll supply to the cutting zone. The analysis of the obtained data allows us to conclude that the power parameters of the separation process practically do not depend on the orientation of the shaped P-shaped profile of the rolled product during complex rotational-translational motion. The simulation results prove that the use of a new design installation provides a reduction in the energy parameters of the separation process in comparison with known designs of modern equipment. The use of the installation ensures an increase in the quality of cut blanks.*

**Key words:** wedge, knife, workpiece, shear segment, rotary-forward movement, moment, quality.

**Карнаух Сергій Григорович** – канд. техн. наук, доцент ДДМА

**Karnaukh Sergii** – Candidate of Technical Science, Associate Professor DSEA

E-mail: [karnaukh.sergii@gmail.com](mailto:karnaukh.sergii@gmail.com)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-2878-4065>

**Чоста Наталія Вікторівна** – канд. техн. наук, доцент ДДМА

**Chosta Nataly** – Candidate of Technical Science, Associate Professor DSEA

E-mail: [natalychosta@i.ua](mailto:natalychosta@i.ua)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5275-6414>

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

Марков О. Є.  
Зінський В. М.  
Ровенський С. Г.  
Молодецький В. В.

## ПРОЕКТУВАННЯ РАДІУСНОЇ МАТРИЦІ ДЛЯ ПРОТЯЖКИ ВИСОКИХ ГІЛЬЗ

У роботі досліджено техпроцес протяжки високих гільз через радіусну матрицю. Дослідження спрямовані на вирішення важливої та актуальної науково-технічної задачі удосконалення техпроцесу протяжки через радіусну матрицю з використанням оправки при штампуванні пустотілих поковок типу гільз та високих стаканів. Розроблений спосіб підвищує термін служби матриць для протягування. Методом скінчених елементів (МСЕ) проведено моделювання способу протягування високих гільз через радіусну матрицю з різними радіусами заокруглення. За результатами моделювання було розроблено оптимальну форму та розміри радіусної матриці для протягування. Встановлено рекомендації щодо розробки радіусних матриць. Ці рекомендації полягають у призначенні оптимального радіусу робочої поверхні протяжної матриці. Отримані рекомендації були експериментально перевірені у виробничих умовах. Було встановлено, що протяжку високих гільз через матрицю слід проводити за відносного радіусу робочої поверхні матриці  $R/d = 3$ . У результаті досліджень інтенсивність напружень та середні напруження на робочій поверхні матриці були знижені на 8...15 %, а нормальні тиски були знижені на 10...15 %. Сумарна сила та радіальна компонента цієї сили були знижені до 50 %. За результатами дослідження було визначено, що поверхня матриці нагрівається до 700...800 °C, причому радіус  $R/d = 3$  знижує розміри цієї зони в 1,5... 2,0 рази. Перевірка отриманих результатів проводилася у промислових умовах. Встановлено, що сила протяжки для радіусу  $R/d = 3$  нижче 20 %, а стійкість матриці зростає на 20 %. Таким чином, рекомендовано застосовувати радіусні матриці з  $R/d = 3$  для протягування гільз.

**Ключові слова:** протяжка, матриця, оправка, гільза, робоча зона, зношування, стійкість матриці, пустотіла заготовка, МСЕ.

Серед поковок відповідального призначення особливе місце посідають високі гільзи. З них виготовляють такі деталі як балони, снаряди, корпуси гідро- та пневмоциліндрів та ін. Це, як правило, серійне виробництво, яке становить сотні тисяч деталей на рік. Слабкими місцями такого виробництва є значні припуски на механічну обробку, низька стійкість протяжних матриць та застосування спеціалізованих гідравлічних швидкісних пресів з великим ходом. Основною формоутворюючою операцією для цих поковок є протяжка товстостінного стакану через матрицю із застосуванням внутрішньої оправки. Матриці можуть мати конусну чи радіусну робочу частину. Матриці з конусною робочою поверхнею загальновідомі. Матриці з робочою поверхнею, яку виконано по радіусній кривій, малодосліджені. Така геометрія матриці має дозволити підвищити стійкість протяжних матриць. Тому удосконалення процесу протягування за рахунок застосування матриць спеціальної форми є актуальною проблемою.

У сучасній літературі мало інформації щодо операції протягування на оправці через матриці, проте проблема стійкості матриць та штампів при гарячому деформуванні залишається актуальним питанням [1, 2].

У роботі [3] було проведено експеримент із штампування корпусу снаряда на гідравлічному пресі. Штампований снаряд має бажану мікроструктуру та гарні комбіновані механічні властивості з економією металу 30 %. Однак не розглянуто питання підвищення стійкості протяжних матриць, як навантажений інструмент. Причиною цього може бути виняток варіанта зміни робочої геометрії матриці.

Метою статті [4] є надання нової точки зору на види руйнування матриць, такі як знос (абразивний та адгезійний), пластична деформація, втома (термічна та механічна). Ці проблеми виникають через високі термічні дії, механічні напруження і корозію під час гарячого штампування. А також вплив сил тертя, що виникають під час радіального видавлювання [5]. При цьому підвищення ресурсу матриць розглядається лише за рахунок застосування спеціальних сплавів. Це є результатом впливу реактивних сил тертя, які можуть розвантажувати процес деформування.

У статті [6] досліджується застосування покриття вставки штампу для гарячого штампування на молоті у реальних промислових умовах. Оптимізовано конструкцію форми вставки штампу для зниження критичного навантаження, яке викликає передчасне пошкодження, у поєднанні з удосконаленим процесом плазмового азотування це потрібно для продовження терміну служби вставки штампу. Однак запропоновані рекомендації відносяться до молотових штамів, які менш навантажені, але для протяжних матриць вони не підходять.

У роботі [7] розроблено скінчено-елементну модель для вивчення термомеханічної втомної поведінки сталі для гарячої обробки. Були використані експериментальні результати за втомними властивостями сталі 9Cr. Потім виконано моделювання термомеханічної втоми для штампу гарячого кування з прогнозуванням виникнення та зростання втомної тріщини. При цьому в розробленій моделі не враховано абразивне та адгезійне зношування робочої поверхні матриці.

У роботі [8] композит на основі TiB<sub>2</sub>·TiAl<sub>3</sub>/2024Al було піддано різноспрямованому куванню, також було досліджено вплив температури та кількості проходів кування на мікроструктуру та механічні властивості композиту. Поліпшення міцності, викликане такою обробкою досліджуваного композиту, було кількісно проаналізовано з допомогою моделей механізму зміцнення. Однак у роботі було встановлено, що розрахункові результати показали, що навантаження та теплове розширення призводять до зниження міцності за рахунок збільшення розмірів зерна. Тому завдання не було вирішено повністю.

Авторами роботи [9] було розроблено алгоритм оптимізації для отримання оптимального параметра, який враховує температуру заготовки та швидкість деформування в процесі штампування. При цьому в роботі зазначено, що результати експерименту показують, що алгоритм не виключав нестабільні області. Тому отримані результати ще слід перевіряти додатково.

У роботі [10] розглядаються можливості застосування різних методів підвищення стійкості штампового інструменту. Також представлено використання систем контролю та вимірювання, які дозволяють здійснювати повний контроль процесу штампування, та застосування інноваційних рішень, що дозволяє ефективно підвищувати ресурс стійкості штампової оснастки [11]. Однак у роботах показано, що застосуванням ряду методів на основі автоматизованих засобів не завжди можна вирішити проблеми, пов'язані з коротким терміном служби інструменту. Тому дані розробки слід уточнювати та розширювати у напрямку підвищення стійкості матриць.

У статті [12] показано можливості застосування сучасних методів вимірювання в штампувальній промисловості з використанням різних вимірювальних інструментів, приладів і машин, що застосовуються у цеховій метрології. Робота вказує на різні аспекти методів вимірювання, підкреслюючи їх важливість у контексті безпеки (отримані поковки-вироби) та суттєві проблеми вимірювання через екстремальні умови у промислових процесах гарячого кування (високі циклічні механічні навантаження та температури). Проте, представлені додатки результатів чисельного моделювання визначення фізичних величин, важко, а часом неможливо перевірити у промислових умовах (розподіли температур, напружень, деформації тощо). Що вимагає зміни підходу у питанні підвищення стійкості деформуючого оснащення [13–15].

Мета роботи – дослідження та розробка нової геометрії радіусної матриці для протягування високих гільз на основі кількісної оцінки напруженого, силового та теплового стану, що дасть змогу підвищити їхню стійкість при серійному виробництві.

Для досягнення мети поставлено такі завдання:

- визначити напружений стан на робочій поверхні радіусної матриці з різними радіусами заокруглення (інтенсивність напружень, середні стискаючі напруження, нормальний тиск, результуюча сила, її радіальна компонента, тепловий стан, а також силові параметри процесу);
- перевірити встановлену нову геометрію матриці експериментально.

Об'єктом дослідження є технологічний процес протягування на оправці товстостінних стаканів через радіусну матрицю (рис. 1, а).

Гіпотеза дослідження полягає в тому, що протяжка стаканів через радіусну матрицю (рис. 1 б) дозволить підвищити стійкість матриці за рахунок зміни напружено-деформованого стану в металі заготовки, що дозволить знизити витрати на виробництво протяжних матриць.

Основним припущенням дослідження є сталість швидкості прошивання порожнистої заготовки через матрицю.

На першому етапі для оцінки навантажень на інструмент встановлювався вплив напруженого стану на робочій поверхні матриці, потім сили та тиску деформування, а також тепловий стан матриці в процесі протяжки. За результатами цього дослідження визначено раціональну геометрію радіусної робочої поверхні, яка знижуватиме навантаження на матрицю.

Дослідження процесу протяжки проводилося для різних відносних радіусів округлення робочої частини матриці ( $R/d$ ) у такому порядку: 0,75; 1,0 та 3,0. Товщина стінки стакану була для всіх випадків стала, діаметр отвору матриці також був постійним, щоб забезпечити однаковий ступінь деформації (коефіцієнт витяжки). Напружений, силовий та тепловий стан у процесі гарячої протяжки через матрицю (рис. 1) було встановлено з використанням МСЕ. Для моделювання процесу протяжки було розроблено спеціальну методику проведення досліджень. Як досліджуваний матеріал була призначена сталь С-60.

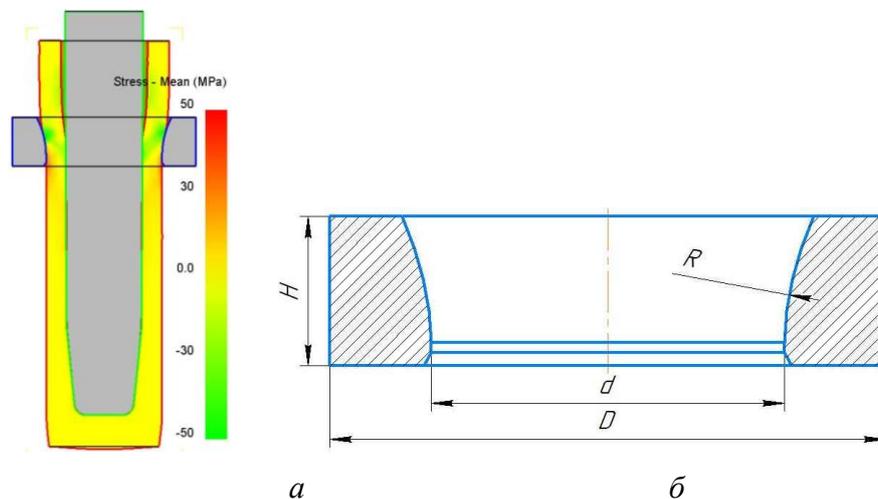


Рис. 1. Моделювання нового процесу протяжки:  
а – розрахункова схема; б – ескіз радіусної матриці

Вихідними параметрами та граничними умовами для моделювання гарячої протяжки через матрицю: модуль Юнга для цієї сталі становив  $2 \cdot 10^5$  МПа; коефіцієнт Пуассона 0,32, температура інструменту –  $300$  °С, коефіцієнт тертя по Зібелю 0,3. Кількість кінцевих елементів задавалася в заготовці становила 40000, а матриці – 32000. Модель матеріалу заготовки – пластична, а матриці – пружна. Температура нагрівання заготовки  $1100$  °С, швидкість руху оправки  $60$  мм/с. Марка матеріалу матриці 4Х5МФС.

Стійкість матриці можна оцінити напруженим станом матриці. Найпростішим показником напруженого стану є інтенсивність напружень на робочій поверхні (рис. 2). Аналіз одержаних результатів дозволив встановити таке. Малі радіуси заокруглення західної частини матриці ( $R/d = 0,75$ ) призводить до локалізації максимальних напружень (на рис. 2 показані блакитним кольором) на криволінійній частині (рис. 2, а). Для такої геометрії рівень напружень становить  $523$  МПа. Така локалізація напружень призводить до підвищення зносу саме у цій зоні.

Збільшення радіуса заокруглення матриці до  $R/d = 1,0$  змінює форму та розміри поля інтенсивностей напружень (рис. 2, б). Поле напружень опускається і починає навантажувати калібруючий пояс матриці. Рівень напружень підвищується до  $578$  МПа. Отже, такий радіус заокруглення буде підвищувати знос матриці. Збільшення радіуса заокруглення матриці до  $R/d = 3,0$  змінює форму поля напружень, яке продовжує опускатися вниз до опорної поверхні матриці (рис. 2, в). Однак рівень інтенсивності напружень знижується і максимум їх становить

489 МПа. Остаточний висновок про вплив полів інтенсивності напружень на знос робочої поверхні матриці зробити складно. Для цього потрібно визначити знак напружень на контактній поверхні.

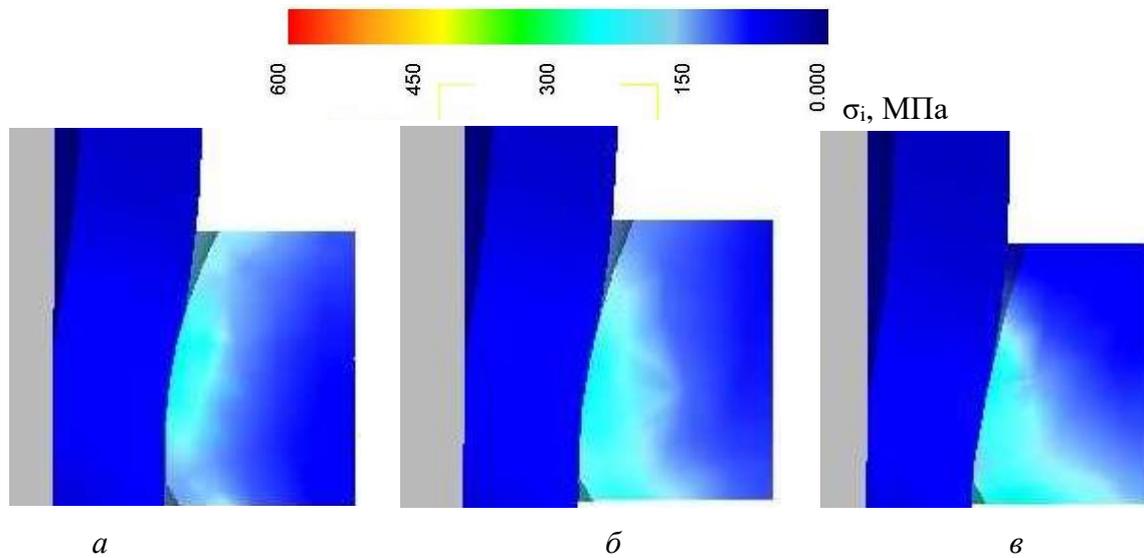


Рис. 2. Інтенсивність напружень ( $\sigma_i$ , МПа) в заготовці та інструменті в процесі протяжки:  $a - R/d = 0,75$ ;  $b - R/d = 1,0$ ;  $v - R/d = 3,0$

На знос матриць впливають контактні напруження та тиск на інструмент. Щодо напружень, то слід враховувати їх знак: вони стискають або розтягують. Стискаючі напруження на поверхні сприятимуть зносу робочої поверхні матриці. Тому на другому етапі необхідно визначити, які напруження діють з боку заготовки на робочу поверхню матриці, їх рівень і знак цих напружень. Стискаючі напруження мають знак «мінус». Переважний знак напруження можна встановити за розподілом середніх напружень. Вони показують рівень і знак переважаючих напружень. Розподіл середнього напруження в заготовці та інструменті представлено на рис. 3.

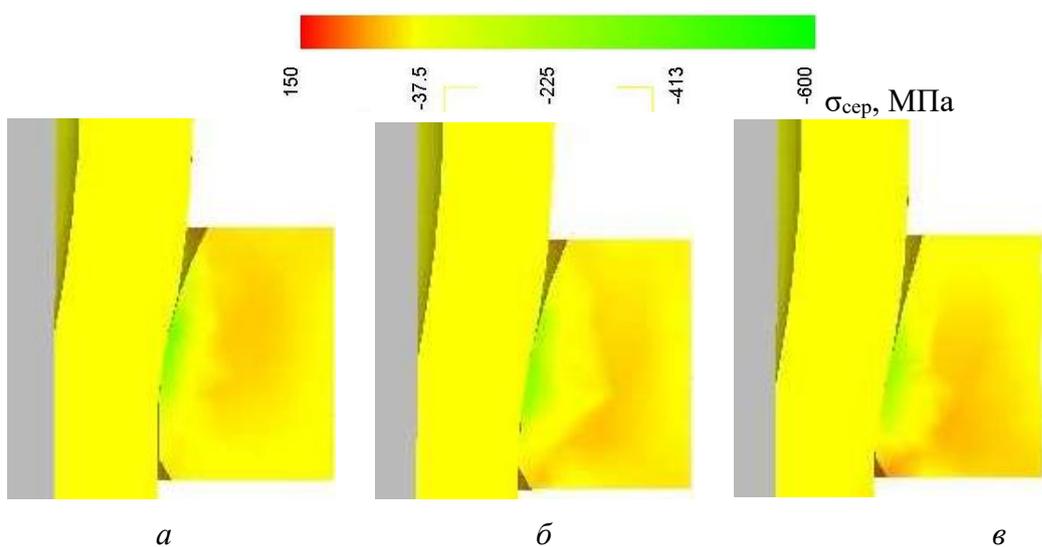


Рис. 3. Розподіл середніх напружень ( $\sigma_{ср}$ , МПа) в заготовці та інструменті в процесі протяжки:

$a - R/d = 0,75$ ;  $b - R/d = 1,0$ ;  $v - R/d = 3,0$

Аналіз полів стискаючих напружень (на рис. 3 показані зеленим кольором) показує наступне. Розміри зони та форма поля максимальних стискаючих напружень для досліджуваних

схем різна. Для малого радіусу західної частини ( $R/d = 0,75$ ) поле максимальних стискаючих напружень розташовується вище калібруючого пояска матриці (рис. 3, *a*), їх величина досягає – 648 МПа. Між зовнішньою поверхнею заготовки і калібрувальним пояском матриці утворюється незначний зазор. Це пояснює розвантаження калібруючого пояска, а відповідно призводить до інтенсивного навантаження і відповідно підвищеного зносу робочої поверхні матриці.

Збільшення радіуса заокруглення до  $R/d = 1,0$  (рис. 3, *б*) західної частини протяжної матриці призводить до підвищення рівня стискаючих напружень (–689 МПа). При цьому висота поля стискаючих напружень більша, ніж для попередньої схеми. Подальше збільшення радіуса заокруглення західної частини матриці до  $R/d = 3,0$  (рис. 3, *в*) якісно та кількісно змінює розподіл середніх напружень на робочій поверхні. А саме, площа поля напружень зменшується, а також знижується рівень стискаючих напружень (–601 МПа). Це дозволяє зробити висновок, що такі радіуси заокруглення матриці ефективніші і можуть підвищити стійкість матриці.

Альтернативним показником навантажень на робочу поверхню матриці є результуюча сила впливу від металу заготовки в процесі протяжки (рис. 4). Зона докладання сили збігається з областями виникнення максимальних напружень (див. рисунки вище). Аналіз отриманих результатів дозволив зробити висновок, що зі збільшенням радіуса заокруглення результуюча сила на робочу поверхню матриці знижується. Так, для малого радіусу  $R/d = 0,75$  максимальні сили впливу становлять 14–18 кН; для радіусу  $R/d = 1,0$  становлять 12–16 кН; для радіусу  $R/d = 3,0$  становлять 9–13 кН. Площа докладання сил відповідає площі контакту заготовки з матрицею і для схем, що розглядаються, приблизно однакова.

Розподіл радіальних компонент сил на матрицю представлено на рис. 5. Максимальна сила, що діє на робочу поверхню матриці на рисунку 5, показана жовтим кольором. Аналіз отриманих результатів дозволив зробити висновок, що зі збільшенням радіуса заокруглення радіальна сила, що діє на робочу поверхню матриці, знижується. Зокрема, для радіусу  $R/d = 0,75$  максимальні радіальні сили становлять 6...12 кН; для радіусу  $R/d = 1,0$  становлять 5...10 кН; для радіусу  $R/d = 3,0$  становлять 4...8 кН.

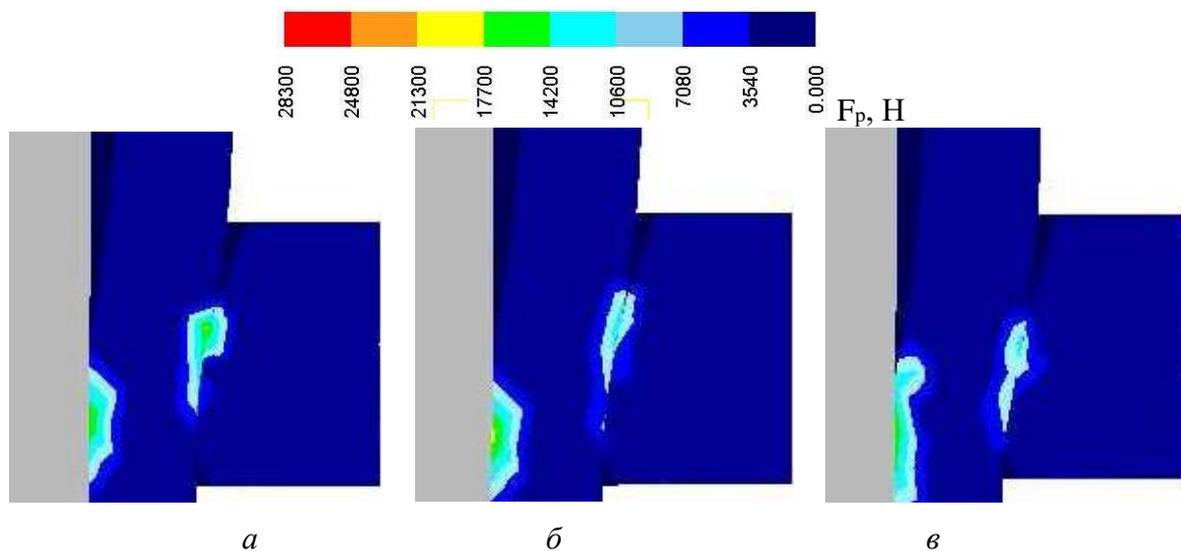


Рис. 4. Розподіл результуючої сили впливу ( $F_p$ , Н) заготовки на інструмент у процесі протягування:

*a* –  $R/d = 0,75$ ; *б* –  $R/d = 1,0$ ; *в* –  $R/d = 3,0$

Щоб уникнути абсолютних розмірів матриць і перейти до відносних, були розглянуті поля розподілу нормальних тисків металу заготовки на матрицю (рис. 6). Аналіз отриманих результатів дозволив дійти такого висновку, що мінімальний нормальний тиск виникає при радіусі  $R/d = 3,0$  і становить 1240 МПа (рис. 6, *в*). За інших випадків значення тиску на 10...15 % вище.

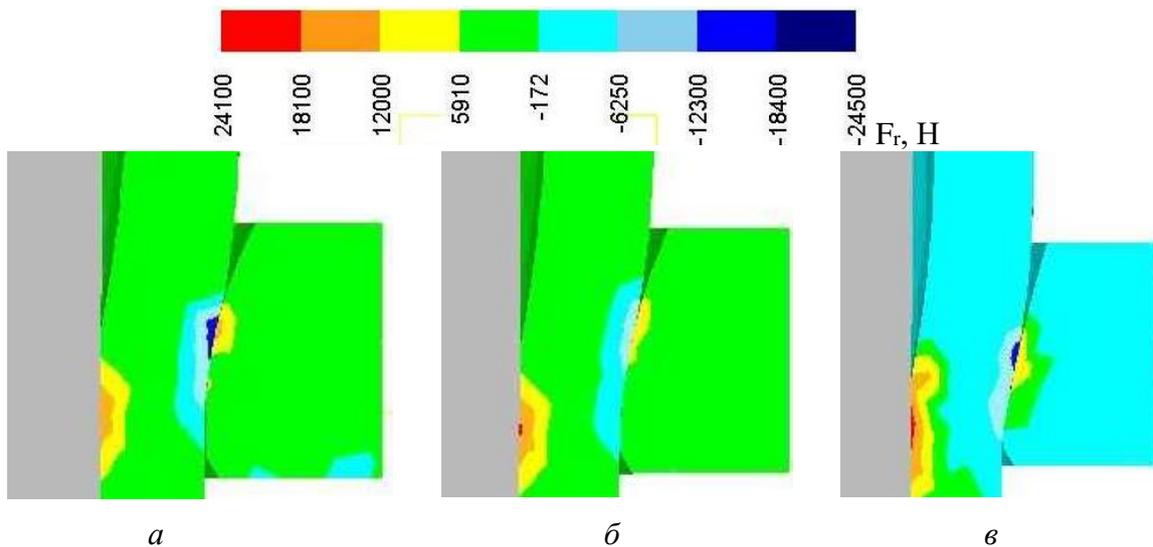


Рис. 5. Радіальна компонента сили впливу ( $F_r$ , Н) заготовки на інструмент у процесі протягування:

$a - R/d = 0,75$ ;  $b - R/d = 1,0$ ;  $v - R/d = 3,0$

Важливе значення на стійкість матриці має температура. Аналіз результатів розподілу температури показав, що робоча поверхня матриці розігрівається мінімально для великих радіусів заокруглення (рис. 7, в). В цьому випадку і менша зона розігріву. Це зменшує площу контакту металу заготовки з матрицею за допомогою меншої довжини дуги робочої зони матриці. Максимальна температура прогріву матриці становить 750...850 °С, але розміри зони (об'єг) такого прогріву різні. Так для великих радіусів заокруглення об'єм прогріву до цих температур практично в 1.5...1.9 разів менше.

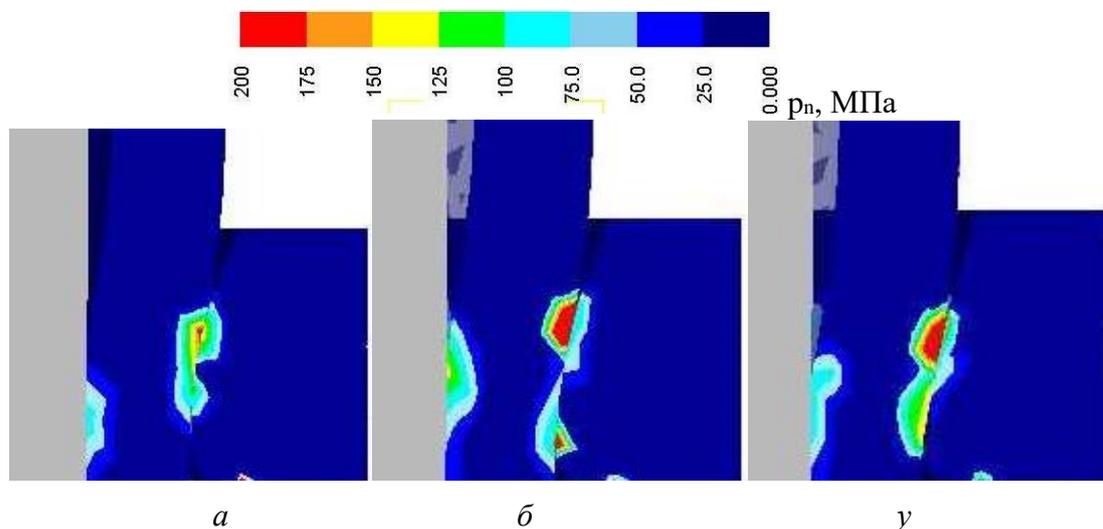


Рис. 6. Розподіл нормальних тисків ( $p_n$ , МПа) заготовки на інструмент у процесі протяжки:  
 $a - R/d = 0,75$ ;  $b - R/d = 1,0$ ;  $v - R/d = 3,0$

Непрямим показником підвищення стійкості матриці є зниження сили деформування у процесі протяжки. Для цього було побудовано графік (рис. 8) зміни сили у процесі деформування для трьох різних геометрій матриць ( $R/d = 0,75$ ;  $R/d = 1,0$ ;  $R/d = 3,0$ ). Аналіз отриманих результатів дозволив встановити, що мінімальна сила протяжки на основному етапі деформування (стадія, що встановилася) була мінімальна для радіуса округлення  $R/d = 3,0$  і становила приблизно 330 МН.

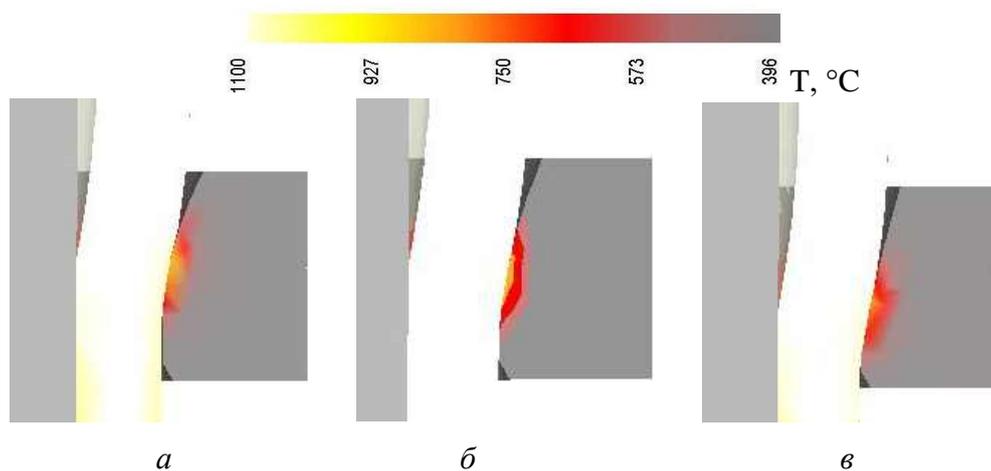


Рис. 7. Розподіл температур ( $T$ , °C) у заготовки та інструменті в процесі протягування:  $a - R/d = 0,75$ ;  $b - R/d = 1,0$ ;  $c - R/d = 3,0$

Мінімальна сила деформування для відносного радіуса заокруглення матриці  $R/d = 3,0$  пояснюється низькими тисками та напруженнями, що діють на матрицю для цієї геометрії (див. рис. 3–7).

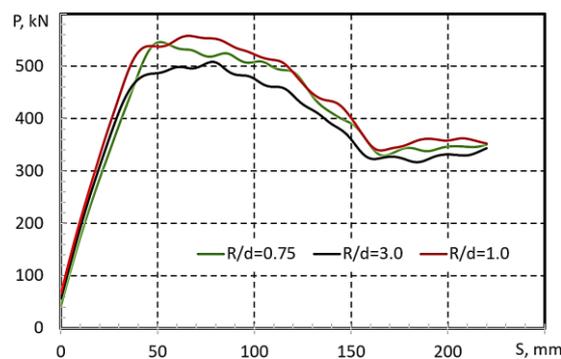


Рис. 8. Сила деформування ( $P$ , кН) в процесі протяжки для різних радіусів заокруглення матриці ( $R/d = 0,75$ ;  $R/d = 1,0$ ;  $R/d = 3,0$ )

Результати теоретичного дослідження показали, що мінімальні навантаження на матрицю відбуваються при протягуванні через матрицю з відносним радіусом  $R/d = 3,0$ . Для цієї геометрії було спроектовано та виготовлено матрицю зі сталі 4X5МФС. Діаметр отвору матриці ( $d$ ) становив 164 мм, радіус заокруглення робочої поверхні матриці ( $R$ ) був 492 мм. Матриця встановлювалася на гідравлічний прес із великим ходом силою 600 МН. Процес протягування здійснювався в гарячому стані з температурою приблизно 1000 °C, із застосуванням масло-графітового мастила, яке подавалося безпосередньо в робочу зону матриці. Матриця та оправка охолоджувалися проточною водою. Пікова сила протягування становила 480 МН, основна робоча сила близько 300 МН. Після гарячого протягування через цю матрицю 2200 поковок матриця отримала помітні сліди зносу (рис. 9). Інтенсивне зношування відбулося в місці виникнення максимальних напружень і тиску від заготовки на робочу поверхню матриці. Калібруючий поясок має неглибокі подряпини, які були викликані впливом окалини, яка залишалася на поверхні заготовки. Робоча поверхня матриці має сильний локальний знос, який може бути виправлений наплавленням і шліфуванням. Після протягування поковка охолоджувалася на повітрі.

Таким чином, отримані експериментальні результати збігаються і підтверджують теоретичне дослідження МСЕ. Встановлено, що великі радіуси заокруглення робочої поверхні знижують навантаження на робочу поверхню матриці та сприяють підвищенню стійкості матриці загалом. Після зміни внутрішньої геометрії матриці стійкість підвищилася на 20 %.

За результатами проведеного теоретичного дослідження було встановлено, що малі радіуси округлення робочої поверхні матриці призводять до виникнення високих напружень і тисків на робочу поверхню з боку гарячої заготовки (див. рис. 2, 3 і 6). Це можна пояснити тим, що при малих радіусах заокруглення дуга, що утворюється, має велику стрілу прогину, що підвищує опір течії металу в отвір матриці (див. рис. 8). Це призводить до підвищення енергетичних витрат (зростає сила деформування), які відповідно впливають через контактні напруження та тиск на робочу поверхню матриці (див. рис. 8). У цьому випадку слід застосувати відносні радіуси заокруглення  $R/d > 3,0$ .

Інтенсивністю напружень не вдалося повно оцінити напружений стан на робочій поверхні матриці (див. рис. 2), це можна пояснити тим, що цей параметр є середньоінтегральною величиною. Збільшення радіуса заокруглення дозволило знизити інтенсивність напружень на 7...17 %, а дослідження полів середніх напружень дозволило визначити напруження, що стискають і їх рівень (див. рис. 2 та 3). Це пояснюється тим, що при малих радіусах заокруглення робочої поверхні матриці, пляма контакту металу заготовки з матрицею має меншу площу, проте в цьому місці локалізуються значні стискаючі напруження і вони розташовуються помітно вище калібруючого пояса матриці (див. рис. 3). Це розвантажує поясок від інтенсивних напружень, більше того, у цьому випадку відбувається протяжка з утворенням зазору в цій зоні.



Рис. 9. Матриця після протягування для радіуса заокруглення  $R/d = 3,0$

Розкладання напружень на сили, що діють на робочу поверхню матриці, дозволило встановити, що розподіл полів напружень збігається з полями виникнення максимальних сил (див. рис. 4). Величина цих сил знижується зі збільшенням радіуса заокруглення  $R$ . При радіусі заокруглення  $R/d = 3,0$  результуюча сила знижується на 40...55 %. Це пояснюється тим, що виділена радіальна компонента відображає зниження сили (див. рис. 8) при збільшенні радіуса заокруглення, а також наближенню осередка максимальних сил до пояса, що калібрує (див. рис. 3). Збільшення радіуса заокруглення дозволило знизити радіальну компоненту сили до 50 % (див. рис. 5). Те саме стосується і нормальних тисків, які дозволили врахувати ще й площу дії контактних сил (див. рис. 6). Збільшення радіуса заокруглення дозволяє знизити нормальний тиск на 10...15 %. Ці результати пояснюються тим, що при великих радіусах заокруглення довжина дуги зменшується, а відповідно зменшується площа дії сил тертя (див. рис. 5).

Для комплексної оцінки стійкості матриці слід зважати на температуру навантаженої зони матриці. Зона розігріву та зона локалізації сил та напружень збігаються. Це призведе до того, що в цій зоні буде максимальне зношування матриці. Максимальна температура розігріву навантаженої частини матриці становить близько 750...850 °C (див. рис. 7) і перевищує теплостійкість матричної сталі 4X5МФС, це призведе до зниження стійкості матриці. Однак для великих радіусів заокруглення обсяг цієї розігрітої зони буде меншим у 1.5...1.9 разів. Це пояснюється меншою площею контакту і відповідно меншою площею поглинання тепла матрицею від заготовки (див. рис. 7).

Зі встановленими вище результатами корелюють дані сили протяжки через різні матриці. Так щодо відносного радіуса округлення матриці  $R/d = 3,0$  сила протяжки буде нижче 10...15 %, ніж меншого радіуса округлення. Експериментальні дослідження розробленої нової геометрії підтверджують результати моделювання МСЕ. Розташування зони зносу матриці збігається з навантаженими контактними напруженнями та зонами тиску. Сила протяжки була

знижена на 15–20 %, а стійкість матриці підвищилася на 20 %. Це пояснюється зниженням сил тертя при протяжці з великими радіусами заокруглення матриці (рис. 8).

На відміну від досліджень [5], в яких розглянуто вплив реактивних сил тертя на силу протяжки в конічній матриці відбувається зниження сили протяжки в радіусній матриці з великим радіусом робочої поверхні ( $R/d = 3,0$ ). Це дозволяє знизити контактний тиск і напруження на матрицю, а відповідно знизити її знос.

Зазначену мету роботи було досягнуто за рахунок підвищення стійкості протяжних матриць при використанні радіусної геометрії її західної частини.

Обмеження роботи полягають у тому, що не досліджено відносні радіуси заокруглень ( $R/d$ ) більше 3,0. Недоліків дана робота не має, тому що зазначений процес був досліджений всебічно та комплексно.

Протягування заготовки через радіусні матриці є новим способом. Для повної відповіді ефективності застосування цих матриць слід провести додаткові дослідження, які будуть спрямовані на дослідження впливу ще більших радіусів заокруглення протяжних матриць. Ці дослідження будуть предметом подальших досліджень авторів.

## ВИСНОВКИ

За результатами теоретичних та експериментальних досліджень було встановлено раціональний радіус заокруглення матриці  $R/d = 3,0$ , який забезпечує:

- інтенсивність напружень знизилася на 7...17 %, середні стискаючі напруження знизилися на 8...15 %, а нормальний тиск знизився на 10...15 % порівняно з меншими радіусами округлення;

- результуюча сила на робочу поверхню матриці знизилася на 40...55 %, а радіальна компонента цієї сили до 50 %;

- робоча поверхня матриць з різними радіусами розігрівається до однакової температури (750...850 °C), проте радіус заокруглення  $R/d = 3,0$  забезпечує зниження обсягу цієї розігрітої зони в 1.5...1.9 разів.

Експериментально було встановлено, що сила протяжки для цього радіусу заокруглення знизилася на 15...20 %, а стійкість протяжної матриці підвищилася на 20 %.

## REFERENCES

1. Pan Wang, Shijie Zhu, Liguang Wang, Lihong Wu, Shaokang Guan. A two-step superplastic forging forming of semi-continuously cast AZ70 magnesium alloy. *Journal of Magnesium and Alloys*. 2015. 3(1), pp. 70-75
2. Karnaukh S.G., Markov O.E., Lysenko A.A. Research on the new process of separating hollow work-piece by eccentric torsion cutting for stamping. *FME Transactions*. 2024. 52 (1), pp. 29–36. <http://dx.doi.org/10.5937/fme2401029K>
3. Guan S.K., Wu L.H., Wang P. Hot forgeability and die-forging forming of semi-continuously cast AZ70 magnesium alloy. *Materials Science and Engineering*. 2009. A 499, pp. 187–191. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2007.11.136>
4. Subhash Chandra, Vikas Chawlab. Failure of Hot Forging Dies – An Updated Perspective. 5th International Conference of Materials Processing and Characterization (ICMPC 2016) Materials Today: Proceedings. 2017. 4, pp. 1147–1157.
5. Aliiev I.S., Levchenko V.N., Markov O.E., Kalujniy A.V., Aliieva L.I., Sivak R.I. Development of devices for measuring contact friction forces in the processes of volumetric plastic deformation. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2024. 132(5–6), pp. 2839–2851. <https://doi.org/10.1007/s00170-024-13537-4>
6. Podgrajšek M., Glodež S., Ren Z. Failure analysis of forging die insert protected with diffusion layer and PVD coating. *Surface and Coatings Technology*. 2015. 276, pp. 521-528. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2015.06.021>
7. Ghalehandi S.M., Biglari F. Predicting damage and failure under thermomechanical fatigue in hot forging tools. *Engineering Failure Analysis*. 2020. 113, 10454. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2020.104545>
8. Qiang Chen, Haoyu Geng, Hongming Zhang, Xin Li, Gang Chen. Microstructure and mechanical properties of in situ TiB<sub>2</sub>/TiAl<sub>3</sub>/2024Al composite subjected to multidirectional forging. *Journal of Materials Research and Technology*. 2022. 21, pp. 2827-2840. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.10.098>
9. Ho Young Jeong, Joonhee Park, Yosep Kim, Sang Yun Shin, Naksoo Kim. Processing parameters optimization in hot forging of AISI 4340 steel using instability map and reinforcement learning. *Journal of Materials Research and Technology*. 2023. 23, pp. 1995-2009. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.01.106>

10. Marek Hawryluk. Review of selected methods of increasing the life of forging tools in hot die forging processes. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*. 2016. 16(4), pp. 845-866. <https://doi.org/10.1016/j.acme.2016.06.001>
11. Markov O, Shevtsov S., Hrudkina N., Molodetskyi V., Musorin A., Zinskyi V. Testing a new technique for producing artillery cartridge cases from pipe workpiece by roughing with a friction tool. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2023. 6/1 (126), pp. 91–97. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2023.291881>
12. Hawryluk M., Ziembra J. Possibilities of application measurement techniques in hot die forging processes, *Measurement*. 2017. 110, pp. 284–295. <http://dx.doi.org/10.1016/j.measurement.2017.07.003>
13. Markov O., Khvashchynskyi A., Musorin A., Lysenko A. FEM study of the drawing method of hollow forgings with a bottom without a mandrel. *Materials Working by Pressure*. 2023. (1(52), pp. 3–9. [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52))
14. Markov, O., Stankov, V., Panov, V., & Zinskyi, V. Study of deformation method of hollow workpieces with bottom by dies with chamfer. *Materials Working by Pressure*. 2023. (1(52), pp. 71–78. [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)71](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)71)
15. Markov, O., Molodetskyi, V., Zinskyi, V., & Abhari, P. Experimental study of a new process of deformation of forgings such as sleeves. *Materials Working by Pressure*. 2023. (1(52), pp. 79–85. [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)79](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)79)

**Markov O., Zinsky V., Rovenskyi S., Molodetsky V. Design of a radius matrix for drawing high cartridge cases.**

*The paper examines the technical process of drawing high sleeves through a radius matrix. Research is aimed at solving an important and urgent scientific and technical problem of improving the technical process of broaching through a radius matrix using a mandrel when stamping hollow forgings such as sleeves and tall glasses. The developed method increases the service life of drawing matrices. The finite element method (FEM) was used to simulate the method of pulling tall sleeves through a radius matrix with different rounding radii. According to the simulation results, the optimal shape and dimensions of the radius matrix for drawing were developed. Recommendations for the development of radius matrices have been established. These recommendations consist in the appointment of the optimal radius of the working surface of the extension matrix. The received recommendations were experimentally verified in production conditions. It was established that the drawing of high sleeves through the matrix should be carried out at a relative radius of the working surface of the matrix  $R/d = 3$ . As a result, the intensity of stresses and average stresses on the working surface of the matrix were reduced by 8...15 %, and the normal pressures were reduced by 10...15 %. The total force and the radial component of that force have been reduced to 50%. According to the research results, it was determined that the surface of the matrix heats up to 700...800 °C, and the radius  $R/d=3$  reduces the size of this zone by 1.5.... 2.0 times. Verification of the obtained results was carried out in industrial conditions. It was established that the drawing force for the radius  $R/d=3$  is below 20%, and the stability of the matrix has increased by 20%. Thus, it is recommended to use radius matrices with  $R/d = 3$  for pulling sleeves.*

**Key words:** drawing, die, mandrel, cartridge cases, working area, wear, matrix stability, hollow workpiece, FEM.

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

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

E-mail: [oleg.markov.ond@gmail.com](mailto:oleg.markov.ond@gmail.com)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-9377-9866>

**Зінський Володимир Миколайович** – аспірант ДДМА

**Zinskyi Volodymyr** – Graduate student, DSEA

E-mail: [dolomit.prodam@gmail.com](mailto:dolomit.prodam@gmail.com)

ORCID: <https://orcid.org/0009-0001-0504-7815>

**Ровенський Сергій Геннадійович** – аспірант ДДМА

**Rovenskyi Serhii** – Graduate student, DSEA

E-mail: [katapult13@gmail.com](mailto:katapult13@gmail.com)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4145-8413>

**Молодецький Віталій Васильович** – аспірант ДДМА

**Molodetskyi Vitalii** – Graduate student, DSEA

E-mail: [molvvet2876@gmail.com](mailto:molvvet2876@gmail.com)

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

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

## ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАНІЗМУ МАГНІОСТРИКЦІЙНОГО ТА МАГНІТНО-ДИСПЕРСІЙНОГО ТВЕРДІННЯ ПРОБИВНИХ ПУАНСОНІВ ІЗ ШВИДКОРІЗАЛЬНОЇ СТАЛІ ПІСЛЯ ОБРОБКИ В ІМПУЛЬСНИХ МАГНІТНИХ ПОЛЯХ

Викладена робота присвячена дослідженню питань, пов'язаних з дослідженням механізмів магніострикційного і магнітно-дисперсійного тверднення 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. 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 магніострикційною 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 інструментального матеріалу стає одноріднішим по структурі. Застосовуючи магнітну обробку можна значно зменшити надмірну енергію матеріалу, пов'язану з концентрацією внутрішніх і поверхневих напруг в інструменті, і знизити до мінімуму ймовірність його поломки. Магнітно-імпульсна обробка являє собою комплексний вплив на матеріал магніострикційних процесів і механічних деформацій, теплових і електромагнітних вихрових потоків, локалізованих в місцях концентрацій магнітного потоку. Показано, що в результаті магнітної обробки швидкоріжуча сталь зазнає об'ємне зміцнення, дисперсійне твердіння, стає більш однорідною за структурою і покращує свої фізико-механічні властивості. 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. Встановлено що першою причиною 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.

**Ключові слова:** пробивний пуансон, імпульсне магнітне поле, магніострикційного твердіння, стійкість, зміцнення, теплостійкість, швидкорізальна сталь.

Холодне штампування є одним з прогресивних методів отримання вузлів і деталей в різних галузях промисловості. Пробивний пуансон: виконує пробивку, просічення отворів в листовому матеріалі, відділяє частину матеріалу, утворюючи внутрішній замкнутий контур. При штампуванні пуансон надає безпосередній тиск на оброблюваний матеріал і піддаються дії високих силових навантажень.

Актуальність зносостійкості і довговічності металообробного інструменту зростає в сучасних умовах ринкової економіки, коли в машинобудуванні особливу роль покликана зіграти якість інструментів, що визначають багато в чому продуктивність і собівартість обробки в цілому. Проблема вдосконалення технологічних процесів механічної обробки деталей інструментом зі швидкорізальної сталі, що забезпечують високу продуктивність, мінімальну собівартість, високу точність, задану якість і експлуатаційні властивості деталей машин, є дуже актуальною.

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 [1].

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 [2, 3].

Одним з основних напрямів фізичної технології є магнітна обробка матеріалів. Імпульсне магнітне поле, взаємодіючи з матеріалом деталі, змінює її теплові та електромагнітні властивості, покращує структуру і експлуатаційні характеристики, що покладено в основу технології магнітного зміцнення [2–7].

Взаємодія пружного поля, обумовленого магніострикцією сталі, з пружним полем її реальної дислокаційної структури призводить до появи локальних перенапруг. У цих місцях різко зростає ймовірність термофлуктуаційного розриву міжатомних напружених зв'язків.

У тих місцях, де ці локальні перенапруження перевищують межі пружності матеріалу, формуються осередки пластичної деформації. Саме тут можуть інтенсивно протікати процеси розмноження і переміщення дислокацій. Зі збільшенням щільності дислокацій, коли ліс дислокацій все більш ускладнює їх власний рух в інших площинах ковзання, сталь зазнає своєрідний наклеп, що в разі магнітної обробки виразилося в зміні параметра решітки мартенситу і зниженні температури зворотного мартенситного перетворення [4, 6].

Проте немає єдиного, усебічно підтвердженого погляду на причини, що викликають зміну експлуатаційних властивостей інструменту виготовленого зі швидкорізальних сталей, в результаті дії імпульсного магнітного поля.

Метою роботи є розгляд механізмів магнітострикційного і магнітодисперсійного тверднення швидкорізальних сталей в імпульсних магнітних полях, ґрунтуючись на уявленні, що під дією магнітного поля інструментальний матеріал зазнає структурні зміни стану.

Швидкорізальна сталь, як будь-яке тверде тіло, має внутрішнє пружне поле, обумовлене реальною дислокаційною структурою. З накладенням магнітного поля на матеріал на це власне пружне поле накладається пружне поле, викликане магнітострикційною деформацією.

Позитивний зворотний зв'язок в процесі взаємодії дислокацій з межпитомими атомами може виражатися в зародженні виділень надлишкових фаз всередині металевої матриці.

Стійкість таких фаз проти коагуляції і дислокаційний характер магнітострикційного зміцнення швидкорізальної сталі розглядаються як фізична основа ефекту магнітної обробки.

В цілому результат магнітної обробки повинен розглядатися як прояв ефекту післядії в матеріалах, що знаходяться на кордонах стабільності їх властивостей і підданих впливу зовнішнього силового поля [7].

На основі рівнянь термодинаміки отримано вираз, що відображає додаткову напругу, що виникає в матеріалі в результаті магнітострикції:

$$\Delta\sigma_m = \frac{\Delta W}{\lambda} = \frac{H \cdot \Delta B}{\lambda},$$

де  $\Delta W$  – робота намагнічування одиниці об'єму магнетика;

$\lambda$  – магнітострикція (відносна зміна розміру зразка  $\Delta l/l$ );

$H$  – напруженість магнітного поля;

$\Delta B$  – зміна величини магнітної індукції.

Сумарна напруженість в матеріалі  $\sigma_{\text{сум}}$  складається з напруги, викликані внутрішнім пружним полем реальної дислокаційної структури  $\sigma_d$  и напругою  $\Delta\sigma_m$ .

$$\sigma_{\text{сум}} = \sigma_d + \Delta\sigma_m$$

Знаючи межу пружності сталі, можна виділити інтервали значень напруженості магнітного поля. З розгляду фізичних аспектів проблеми магнітної обробки зроблено висновок про доцільність проводити обробку інструменту в імпульсних магнітних полях. За допомогою таких полів легко здійснити інтенсивний енергетичний вплив на матеріал за допомогою електромагнітних хвиль. До того ж вибір імпульсного поля дозволив спростити вимогу до джерел живлення і зробити портативними установки.

Параметром, який дозволяє управляти дислокаційною структурою сталі, є в цьому випадку питома потужність впливу магнітного поля:

$$n = \frac{\Delta W}{\Delta t},$$

де  $\Delta t$  – час впливу магнітного поля.

Підтвердженням показаної вище можливості перебудови дислокаційної структури служать результати рентгеноструктурного аналізу швидкорізальної сталі, що зазнала обробку імпульсним магнітним полем. Виявилось, що вплив імпульсного магнітного поля призвів до зменшення міжатомної відстані.

З метою вивчення впливу магнітної обробки на структуру сталі були проведені спеціальні дослідження на зразки зі швидкорізальної сталі Р6М5К5.

Підготовка поверхні зразків проводилася в наступній послідовності: шліфування, полірування і травлення.

Шорсткість поверхні зразків після полірування відповідала  $Ra = 0,05 \dots 0,025$  мм. Травлення зразків проводилося в 4 % розчині азотної кислоти, в етиловому спирті протягом 30-40 сек. Після травлення зразки промивалися в гарячій воді і етиловому спирті.

Підготовлений таким чином шліф вміщувався на предметний столик мікроскопа.

Фотографії вихідної мікроструктури і магнітнооброблених зразків з швидкорізальної сталі наведені на рис. 1.

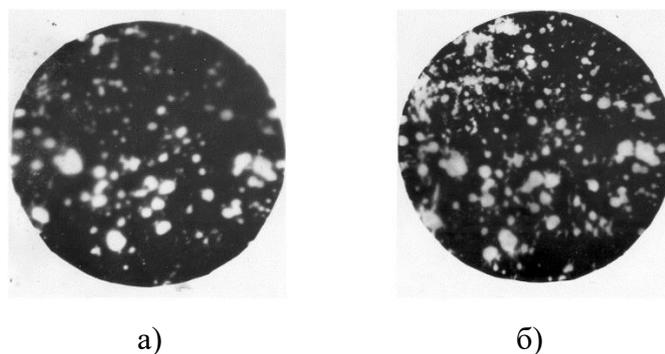


Рис. 1. Структура швидкорізальної сталі Р6М5К5:  
а – вихідна структура; б – після магнітної обробки

Мікрофотографії свідчать про те, що процес магнітострикційної деформації швидкорізальної сталі супроводжується подрібненням карбідів, що виділилися з основної фази.

Це пояснюється тим, що під дією локальних напружень може відбуватися сегрегація домішкових атомів і, перш за все, атомів вуглецю на межах зерен і дислокаціях. Це призводить до зародження дискретних частинок фази карбиду, тобто виявляється своєрідна картина твердіння.

З положення о магнітострикційному зміцненні і магнітнорозсіюваному твердінні швидкорізальної сталі випливає, що в результаті впливу на інструмент імпульсними магнітними полями відбуваються зміни структури матеріалу. Така зміна мікроструктури і призводить до поліпшення фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу.

Аналіз основних положень про магнітострикційне зміцнення і магнітнорозсіюване твердіння дозволяє зробити висновок про те, що в результаті магнітної обробки швидкорізальна сталь зазнає об'ємне зміцнення, дисперсійне твердіння, стає більш однорідною за структурою і покращує свої фізико-механічні властивості [8, 9].

При виготовленні реальних інструментів у матеріалі нерівномірно концентрується деяка кількість надлишкової енергії, зі збільшенням якої зростає ймовірність руйнування інструменту.

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 [9].

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 [10, 11].

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 [12, 13].

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.

Після обробки імпульсним магнітним полем в інструментальному матеріалі відбуваються зміни, як в кристалічній решітці матриці, так і в карбідній фазі. Атермічне мартенситне перетворення виникає в результаті збільшення амплітуди коливань кристалічної решітки аустеніту, які прагнуть перетворити її в решітку мартенсіту. Під впливом імпульсного магнітного поля збудження викликане зміною напряму спинових моментів електронів, у тому числі в ядрах дислокацій, що супроводжується появою пружної напруги магніострикційної природи і активізацією дислокаційних процесів.

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 мікрОВихори, 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 магнітно імпульсній обробці вихровими струмами, частково зменшує надлишкову енергію складових кристалітів і зерен структури зразка особливо в зоні контакту напружених ділянок.

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. Відносно слабкі магнітні поля не призводять до зміни значень твердості та теплостійкості.

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 магніострикційного субструктурного зміцнення.

На рис. 2 представлені експериментальні дані зміни твердості та теплостійкості сталі Р6М5К5 у вихідному стані після термообробки, через 6 годин і через 24 години після магнітної обробки.

Випробування сталі Р6М5К5 на теплостійкість (рис. 2) показали, що вона підвищується в порівнянні з вихідним станом тільки після обробки в полях напруженістю вище  $1,35 \cdot 10^5$  А/м, і досягає найбільших значень, як і твердість при найвищому значенні напруженості поля, що створюється установкою.

Важливим елементом режиму магнітної обробки є час витримки інструменту після магнітної обробки.

Динаміка старіння зразків зі швидкорізальної сталі вивчалася на сталях Р6М5 і Р6М5К5 після магнітної обробки проведеної при наступних режимах: частота проходження імпульсів магнітного поля  $f = 5,0$  Гц та часу магнітної обробки  $\tau = 60$  с. Закінченням часу старіння вважалася такий час, після закінчення якого припинялася зміна твердості зразків.

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 напруженістю більше  $1,35 \cdot 10^5$  А/м, стають вищими за вихідні.

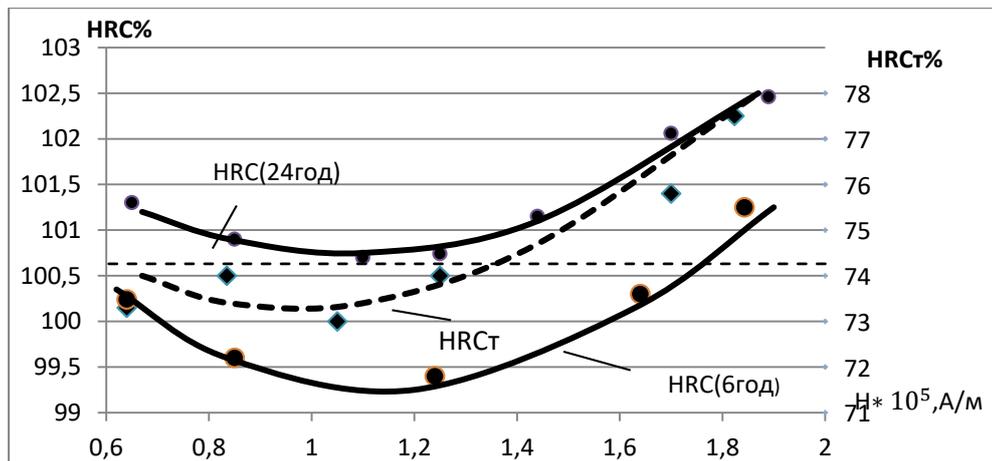


Рис. 2. Залежність зміни твердості та теплостійкості сталі P6M5K5 від напруженості поля та часу старіння

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.

Релаксаційний процес в умовах прискореної дифузії протікає в інструментальному матеріалі після дії поля при кімнатній температурі і переводить систему дефектів структури в квазірівноважний стан, який характеризується новим розподілом дефектних комплексів і зниженим рівнем внутрішньої напруги.

Дані про вплив часу старіння зразків після магнітної обробки наведені на рис. 3. Ці дані показують, що зростання твердості зразків зі сталі марки P6M5 починається після 6-ти годин після обробки і через 24 години після цієї операції досягає максимальних значень.

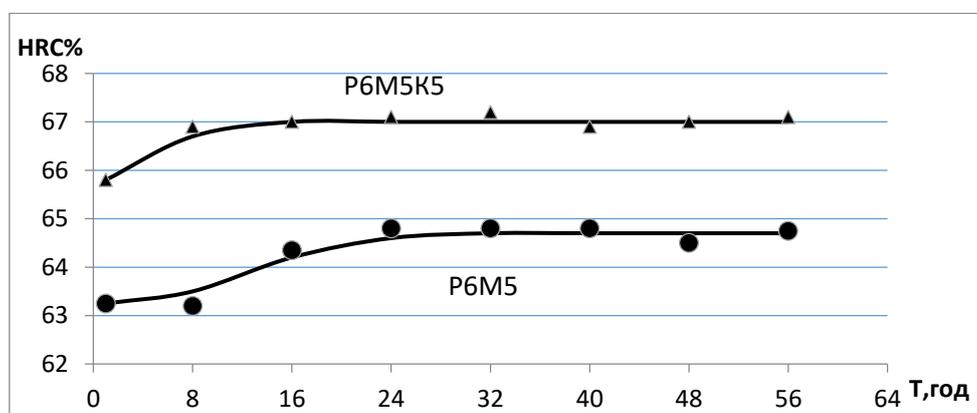


Рис. 3. Залежність твердості швидкорізальної сталі від часу старіння після магнітної обробки

С теоретичної і практичної точок зору найбільший інтерес для поліпшення фізико-механічних властивостей інструменту представляє гаряча твердість швидкорізальної сталі, тобто твердість при температурах, що виникають в процесі штампування.

Ефективність працездатності пробивних пуансонів може бути підвищена в результаті використання технології магнітної обробки інструменту. Інструменти, оброблені імпульсним магнітним полем, мають підвищену поверхневу твердість і теплостійкість, поліпшені експлуатаційні характеристики і властивості швидкорізальної сталі за рахунок тих структурних змін, які відбуваються в ній під дією магнітного поля.

Проведене дослідження механізмів магніострикційного і магнітно-дисперсійного тверднення швидкорізальних сталей пробивних пуансонів, після обробки в імпульсних магнітних полях, дозволяє зробити наступні висновки:

- застосовуючи магнітну обробку можна значно зменшити надмірну енергію матеріалу, пов'язану з концентрацією внутрішніх і поверхневих напруг в інструменті, і знизити до мінімуму ймовірність його поломки;
- магнітно-імпульсна обробка являє собою комплексний вплив на матеріал магніострикційних процесів і механічних деформацій, теплових і електромагнітних вихрових потоків, локалізованих в місцях концентрацій магнітного потоку;
- 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;
- після обробки імпульсним магнітним полем в інструментальному матеріалі відбуваються зміни, як в кристалічній решітці матриці, так і в карбідній фазі;
- в результаті магнітної обробки швидкоріжуча сталь зазнає об'ємне зміцнення, дисперсійне твердіння, стає більш однорідною за структурою і покращує свої фізико-механічні властивості.

### СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Алієва Л.І., Таган Л.В. Ресурсозберігаючі процеси холодного видавлювання: посібник для студентів спеціальностей 131–136. Краматорськ: ДДМА. 2020. 180 с. ISBN 978-966-379-927-8.
2. Преображенский А. А. Теория магнетизма, магнитные материалы и элементы. Москва: Высшая школа. 1972. 460 с.
3. Винтер Э. К. Магнитный резонанс в металлах. Москва: Мир. 1976. 486 с.
4. Мальгин Б. В. Магнитное упрочнение инструмента и деталей машин. Москва: Машиностроение. 1989. 112 с.
5. Овчаренко А. Г., Козлюк А. Ю. Эффективная магнитно-импульсная обработка режущего инструмента. *Обработка металлов*. 2009. № 1. С. 4–7.
6. 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. № 6. С. 61–65.
7. Берштейн М. Л., Пустовойт В. Н. Термическая обработка стальных изделий в магнитном поле. Москва: Машиностроение. 1987. 256 с.
8. Кинденко Н. И. Анализ гипотез о причинах, вызывающих повышение стойкости инструмента из быстрорежущей стали в результате воздействия магнитного поля. *Вісник Донбаської державної машинобудівної академії*. Краматорськ: ДДМА. 2019. № 2 (46). С. 83–88.
9. Кинденко М. І. Аналіз методів магнітної обробки обсічних матриць для холодної і об'ємної штамповки болтів і гайок. *Збірник наукових праць Дніпропетровського державного технічного університету (технічні науки)*. Кам'янське. ДДТУ. 2020. – Том 1. № 36. С. 58–62.
10. Алифанов А. В., Малеронок В. В., Богданович И. А., Лях А. А., Милюкова 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.
11. Алифанов А. В., Ционенко Д.А., Милюкова А.М., Ционенко Н.М. Магнитоострикционный механизм образования мелкодисперсной структуры в стальных изделиях при магнитно-импульсном воздействии. *Весті НАН Біларусі. Сер. фіз.-мат. навук*. 2016. № 4. С. 31–36.
12. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И., Хименко Л.Т. Импульсные магнитные поля для прогрессивных технологий. Харьков: МОСТ-Торнадо. 2003. 288 с.
13. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И., Хименко Л.Т. Физические основы возможных направлений развития магнитноимпульсной обработки тонкостенных металлов. *Електротехніка і електромеханіка*. 2004. № 2. С. 80–84.

### REFERENCES

1. Aliieva L.I., Tahan L.V. Resource-saving processes of cold treatment: a guide for students. Kramatorsk: DSEA. 2020. 180 p. ISBN 978-966-379-927-8. (in Ukrainian).
2. Preobrazhensky A. A. Theory of magnetism, magnetic materials and elements. Moscow: Higher school. 1972. 460 p. (in Russian).
3. Winter E. K. Magnetic resonance in metals. Moscow: Mir. 1976. 486 p. (in Russian).
4. Malygin B. V. Magnetic hardening of the tool and machine parts. Moscow: Mechanical engineering. 1989. 112 p. (in Russian).

5. Ovcharenko A.G., Kozlyuk A.Y. Effective magnetic-pulse processing of cutting tools. Metal processing. 2009. № 1. pp. 4–7. (*in Russian*).
6. 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. № 6. pp. 61–65. (*in Russian*).
7. Bershtein M. L., Pustovoi V. N. Heat treatment of steel products in a magnetic field. Moscow: Mechanical engineering. 1987. 256 p. (*in Russian*).
8. Kindenko N. I. Analysis of Hypotheses on the Causes of Increasing the Tool Life of High-Speed Steel as a Result of the Influence of a Magnetic Field. *Visnik Donbass State Engineering Academy*. Kramatorsk: DSEA. 2019. № 2 (46). pp. 83–88. (*in Russian*).
9. Kindenko M.I. Analysis of methods of magnetic processing of trimming matrices for cold and volume stamping of bolts and nuts. Collection of scientific papers of Dnepropetrovsk State Technical University (technical sciences). Kamianske. DGTU. 2020. – Volume 1. № 36. pp. 58–62. (*in Ukrainian*).
10. 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*).
11. Alifanov A.V., Tsionenko D.A., Milyukova A.M., Tsionenko N.M. Magnetostrictive mechanism of finely dispersed structure formation in steel products under magnetic-pulse exposure. *News of the National Academy of Sciences of Belarus. Ser. fiz.-mat. navuk*. 2016. № 4. pp. 31–36. (*in Russian*).
12. Batygin Yu.V., Lavinsky V.I., Khimenko L.T. Pulsed Magnetic Fields for Progressive Technologies. Kharkiv: MOST-Tornado. 2003. 288 p. (*in Russian*).
13. Batygin Yu.V., Lavinskiy V.I., Khimenko L.T. Physical Foundations of Possible Directions for the Development of Magnetic-Pulse Processing of Thin-Walled Metals. *Electrotechnics and Electrical Mechanics*. 2004. № 2. pp. 80–84. (*in Russian*).

***Kindenko M. Study of the mechanism of magnetostrictive and magnetodispersive hardening of punches made of high-speed steel after processing in pulsed magnetic fields.***

*The presented work is devoted to the study of issues related to the study of the mechanisms of magnetostriction and magnetic dispersion hardening of the working part of punches made of high-speed steel P6M5 and P6M5K5 for stability after magnetic pulse processing, which is a combination of electromagnetic and thermodynamic methods of controlling the non-equilibrium structure substances. High-speed steel, like any solid body, has an elastic internal field due to the real dislocation structure. When a magnetic field is applied to a material, an elastic field caused by magnetostrictive deformation is superimposed on this own elastic field. In general, the result of magnetic processing is considered as a manifestation of aftereffects in materials that are at the boundaries of the stability of their properties and are exposed to the action of an external force field. It was noted that as a result of the pulsed magnetic field, the physical and mechanical properties of high-speed steel change and the tool material becomes more uniform in structure. Applying magnetic processing, it is possible to significantly reduce the excessive energy of the material associated with the concentration of internal and surface stresses in the tool, and reduce the probability of its breakage to a minimum. Magnetic pulse processing is a complex effect on the material of magnetostrictive processes and mechanical deformations, thermal and electromagnetic eddy currents localized in places of magnetic flux concentrations. It is shown that as a result of magnetic treatment, high-speed steel undergoes volume strengthening, dispersion hardening, becomes more homogeneous in structure and improves its physical and mechanical properties. The pulsed magnetic field, interacting with the material of the tool, changes its thermal and electromagnetic properties, improves the structure and operational characteristics, which is the basis of the magnetic strengthening technology. It was established that the root cause of the improvement of the operational characteristics of the tool subjected to magnetic treatment is the change in the properties of the tool material. This happens due to the magnetostrictive strengthening of high-speed steel, which is expressed in an increase in its heat resistance.*

**Key words:** *piercing punch, pulsed magnetic field, magnetostrictive hardening, stability, hardening, heat resistance, high-speed steel.*

**Кінденко Микола Іванович** – канд. техн. наук, доц. ДДМА

**Kindenko Mykola** – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor DSEA

E-mail: [mykolay.kindenko@gmail.com](mailto:mykolay.kindenko@gmail.com)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-8532-4623>

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

*Стаття надійшла до редакції 12.07.24 р.*

Гринь А. Г.  
Жаріков С. В.

## ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ НАПЛАВЛЕНОГО МЕТАЛУ ПРИ ВІДНОВЛЕННІ РОБОЧОЇ ПОВЕРХНІ ПРЕСОВОГО ІНСТРУМЕНТУ

Аналіз літературних даних показав, що надійність і ефективність ковальсько-пресового виробництва залежить від стійкості деформуючого інструменту, підвищення якої має велике техніко-економічне значення. Одним із шляхів підвищення стійкості є зміцнювальне та відновлювальне наплавлення робочого інструменту самозахисним порошковим дротом (СПД). Одним із недоліків СПД є утворення у наплавленому металі пор і неметалевих включень викликаних азотом, кількість яких залежить від ефективності захисту рідкого металу. На газонасиченість і якість наплавленого металу впливає газошлакоутворююча частина осердя порошкового дроту. Тому актуальним питанням є дослідження впливу складових СПД на насичення азотом і нітридами наплавленого металу. Насичення розплавленого металу газами відбувається як у краплях, так і у зварювальній ванні. При дослідженні впливу марки сталі оболонки на газонасиченість наплавленого металу та вміст неметалевих включень встановлено, що для оболонки СПД зі сталей 08кп, 08пс, 09Г2 мінімальна кількість неметалевих включень утворюються при використанні дроту з оболонкою 09Г2, при цьому також встановлена мінімальна розчинність газів в наплавленому металі. Аналіз впливу газошлакоутворюючої складової порошкового дроту на вміст азоту в наплавленому металі показав, що співвідношення компонентів: плавиловий шпат  $\text{CaF}_2$ , концентрат рутиловий  $\text{TiO}_2$ , мрамур  $\text{CaCO}_3$  значно впливає на розчинність азоту в металі шва. За результатами досліджень отримана математична модель яка може бути використана при оптимізації газошлакоутворюючої частини самозахисних порошкових дротів, при плавленні яких утворюються шлаки основного характеру системи  $\text{CaO} - \text{CaF}_2 - \text{TiO}_2$ .

**Ключові слова:** деформуючий інструмент, самозахисний порошковий дріт, неметалеві включення, газонасиченість наплавленого металу, газошлакоутворююча складова порошкового дроту.

Надійність і ефективність ковальсько – пресового виробництва залежить від стійкості деформуючого інструменту. Такому інструменту для виготовлення труб і подібних виробів із сплавів на основі міді, що експлуатується в екстремальних силових і температурних умовах, притаманна відносно невисока стійкість. Заміна інструменту для обробки металу тиском, що вийшов з ладу, і подальше налаштування обладнання займають значний час, що знижує продуктивність праці, а зменшення терміну експлуатації інструменту різко підвищує витрати і, як наслідок, собівартість кінцевого продукту. Тому проблема підвищення стійкості такого інструменту має велике техніко-економічне значення.

Одним із шляхів вирішення даної проблеми є зміцнювальне та відновлювальне наплавлення робочого інструменту самозахисним порошковим дротом (СПД).

СПД є одним з найбільш універсальних електродних матеріалів для механізованого та автоматизованого електродугового наплавлення [1–8]. Складовими такого дроту є сталева оболонка, наповнювач осердя, що містить газо-шлакоутворювальну композицію та металеві порошки. Кожна з цих складових впливає на якість наплавленого металу.

Недоліком порошкового дроту є наявність порожнечі в його осерді, що може досягати до 20 % об'єму трубчатої конструкції дроту. При наплавленні таким дротом у дугу вводиться певна кількість кисню та азоту, що збільшує схильність наплавленого металу до утворення пір та неметалевих включень [1]. До того ж металеві порошки і метал оболонки мають певну газонасиченість і вміст неметалевих включень [9, 10].

В наукових джерелах відсутня інформація щодо впливу комплексу складових СПД на газонасиченість і якість наплавленого металу. При розробленні СПД значна увага приділяється обґрунтуванню і вибору газошлакоутворюючої системи дроту. Вибір шлакової системи, що надійно захищає метал від взаємодії з повітрям, аналіз складу компонентів СПД є важливим завданням при розробленні нових зварювальних матеріалів.

СПД для наплавлення розробляються, переважно, з урахуванням шлакових систем карбонатно - флюоритного типу, при плавленні яких утворюються основні шлаки [1, 2, 6, 7, 9, 11]. Газоутворюючу основу осердя складають карбонати лужноземельних та лужних елементів, основний оксид яких після розкладання карбонату бере участь в утворенні шлаку. Дроти

з осердям карбонатно - флюоритного типів мають високі показники продуктивності наплавлення, завдяки широкому діапазону технологічно прийнятних режимів наплавлення. Ці дроти в широкому діапазоні складів легуючої частини забезпечують добре формування валиків та відокремлення шлакової кірки, помірно розбризування [1, 7].

В роботах [1, 6] зазначено, що азот викликає пористість зварного шва, а кисень повітря сприяє збільшенню його розчинності. Тому, запобігання пористості, що виникає при наплавленні СПД, багато в чому залежить від ефективності захисту рідкого металу від азоту повітря. Якість захисту забезпечує газошлакоутворююча частина осердя порошкового дроту [7, 11]. У зв'язку з високими швидкостями плавлення порошкових дротів спостерігається малий час перебування компонентів СПД в зоні нагріву. Це позначається на повноті дисоціації карбонатів на стадіях дугового процесу. При наплавленні СПД захист електродних крапель та зварювальної ванни від азоту повітря менш надійний, ніж при плавленні дроту в захисних газах або зварюванні штучними електродами. Наявність азоту, адсорбованого рідким металом, є основною причиною виникнення пористості під час кристалізації зварювальної ванни [1, 6]. Азот з'єднується з рідким металом зварювальної ванни утворює нітриди, які перебувають у структурі металу у вигляді включень. Збільшення кількості азоту значно погіршує пластичні властивості металу, одночасно підвищує його твердість, міцність, схильність до утворення тріщин.

Метою даної роботи є дослідження впливу складових СПД на насичення азотом і нітридами наплавленого металу.

Насичення розплавленого металу газами відбувається як у краплях, так і у зварювальній ванні [1]. На стадії краплі процес відбувається більш інтенсивно, що має наступні причини:

- температура краплі вища за температуру зварювальної ванни;
- для краплі відношення контактної поверхні до об'єму більше ніж для ванни;
- крапля переміщується по торцю оболонки порошкового дроту.

Вміст газу, що розчиняється залежить від температури металу і визначається як:

$$[C]_r = ae^{-\frac{E}{2kT}},$$

де  $[C]_r$  – вміст газу в металі,  $\text{см}^3/100 \text{ г}$ ;

а і  $k$  – константи;

$E$  – теплота розчинення;

$T$  – абсолютна температура.

З підвищенням температури металу підвищується також розчинність в ньому азоту, причому в краплях розчинність вища. Можна допустити, що на стадії краплі розчинність газу відбувається тільки за рахунок процесів адсорбції і хемосорбції, оскільки при швидкоплинному переміщенні краплі до зварювальної ванни не встигає пройти процес переміщення продуктів адсорбції і хемосорбції в глиб краплі. Всі три стадії насичення притаманні металу зварювальної ванни. В наплавленому металі азот утворює нітриди як з залізом, так і більшістю металів які використовують в якості розкислювачів і легуючих ( $\text{Fe}_4\text{N}$  і  $\text{Fe}_2\text{N}$ ,  $\text{AlN}$ ,  $\text{MnN}$ ,  $\text{SiN}$ ,  $\text{TiN}$ ,  $\text{VN}$ ,  $\text{CrN}$ ) та іншими металами в яких він розчинний.

Для оцінки впливу марки сталі оболонки на газонасиченість наплавленого металу тав міст неметалевих включень було виготовлено чотири СПД з шлаковою системою  $\text{CaO} - \text{CaF}_2 - \text{TiO}_2$ , склади яких відрізняються тільки матеріалом оболонки. Вміст кисню і азоту в металевих складових дроту наведено в табл. 1. Більший вміст азоту в сталях, що мають краще розкислення, наявність в їх складі  $\text{Al}$ ,  $\text{Mn}$ ,  $\text{Si}$ ,  $\text{Ti}$  сприяє утворенню нітридів цих елементів  $\text{Fe}_2\text{N}$ ,  $\text{AlN}$ ,  $\text{MnN}$ ,  $\text{SiN}$ ,  $\text{TiN}$  [9, 10, 12]. В зразках матеріалу оболонки неметалеві включення присутні в вигляді сульфідів, силікатів, оксидів і нітридів. Кількість неметалевих включень в порошках не визначалась, але відомо, що в  $\text{FeMn}$  і  $\text{FeSi}$  їх вміст досягає рівня 0,4 %, в основному силікати і сульфіди [13].

Вміст азоту і кисню в компонентах СПД [9, 10]

Складові дроту	Найменування	Вміст кисню, %	Вміст азоту, %	Неметалеві включення	
				dcp, мкм	dmax, мкм
Порошкові матеріали	FeMn	2,11...2,31	0,033...0,037		
	FeSi	0,75...0,92	0,011...0,013		
	Fe порошок	0,60...0,83	0,0035...0,0041		
	Cr порошок	-	0,179...0,181		
Стрічка оболонки	08кп	0,045...0,05	0,004...0,008	7,1	8,5
	08сп	0,018...0,022	0,002...0,006	5,2	6,3
	09Г2	0,016...0,02	0,009...0,01	2,0	4,3
Основний метал	Ст3пс		0,002...0,003	5,4	6,5

Дослідженням зразків сталі оболонки встановлено, що метал всіх шліфів забруднений переважно дрібними сульфідними включеннями неправильної форми, середнім розміром від 7,1 мкм до 2,0 мкм (табл. 1), і також продовгуватої гострої форми, що ідентифікуються як нітриди. На рис. 1 наведені приклади загального забруднення металу оболонки дротів. Включення з мінімальною площею (до 5 мкм<sup>2</sup>) змінюються в межах від 39 % в оболонці зі сталі 08кп до 66 % в – 09Г2, а з максимальною площею (до 44 мкм<sup>2</sup>) характерні для оболонки зі сталі 08кп.

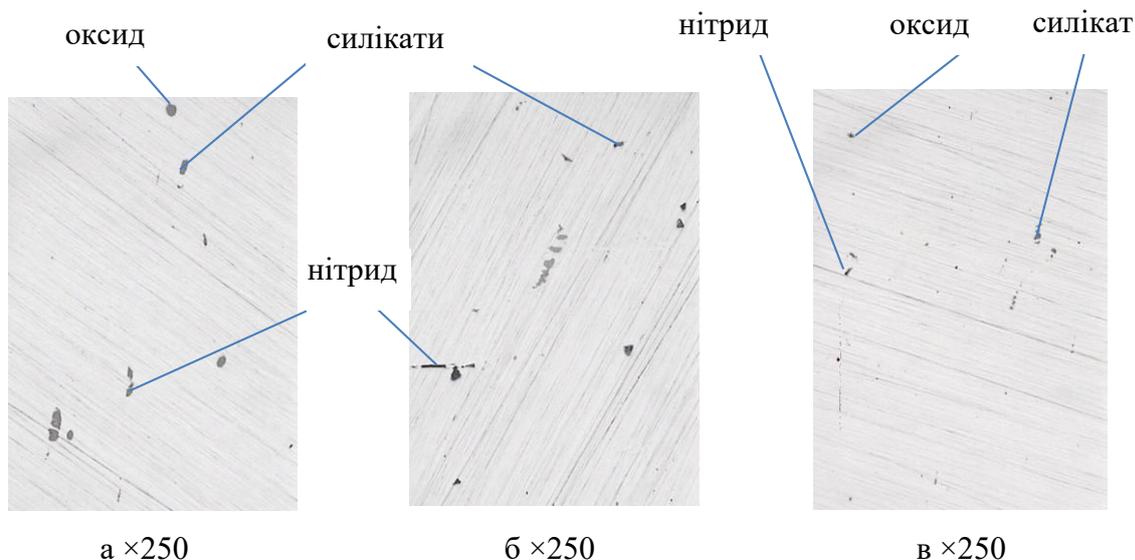


Рис. 1. Характерний вигляд неметалевих включень в металі оболонки порошкових дротів: а) 08кп, б) 08сп, в) 09Г2

Неметалеві включення є, в основному, дрібними глобулярними оксидами, що розміщені переважно всередині карбідної евтектики та силікатами різної форми (рис. 1). Середній вміст включень отримали шляхом графічного обліку програмою TESCAN по десяти полям огляду (табл. 2).

Досліджували зразки металу наплавленого СПД які різняться складом матеріалу оболонки. Коефіцієнт заповнення дроту змінювався в межах 0,32–0,35. Наплавлення виконували на постійному струмі зворотної полярності на режимі:  $I_{зв} = 240-260$  А,  $U_d = 23-24$  В,  $V_{зв} = 18$  м/год. Хімічний склад металу наплавленого експериментальними порошковими дротами в усіх випадках в межах, (%): С 0,15-0,2; Si 1,4-1,5; Mn 1,6-1,9; Cr 4,2-4,5; Ti 0,16-0,25.

Аналіз вмісту кисню і азоту в сталі оболонки і наплавленому металі проводили на газоаналізаторі O<sub>2</sub> та N<sub>2</sub> фірми LEGO NO836 (Німеччина) на зразках вагою до 1 гр. Визначення газів на газоаналізаторі проводили не пізніше 36 годин після наплавлення.

Рівень забруднення наплавленого металу відповідає стану металу оболонки (табл. 2).

Таблиця 2

## Результати дослідження наплавленого металу

Індекс зразка	Матеріал оболонки	Показники						
		Вміст газів, %		Домішки, %		Неметалеві включення		
		[O]	[N]	S	P	d <sub>ср</sub> , мкм	d <sub>max</sub> , мкм	вміст включень, %
A	08кп	0,032	0,046	0,028	0,03	5,2	7,5	0,6
B	08пс	0,024	0,032	0,025	0,021	3,4	5,1	0,25
C	09Г2	0,02	0,034	0,018	0,023	1,8	4,0	0,1

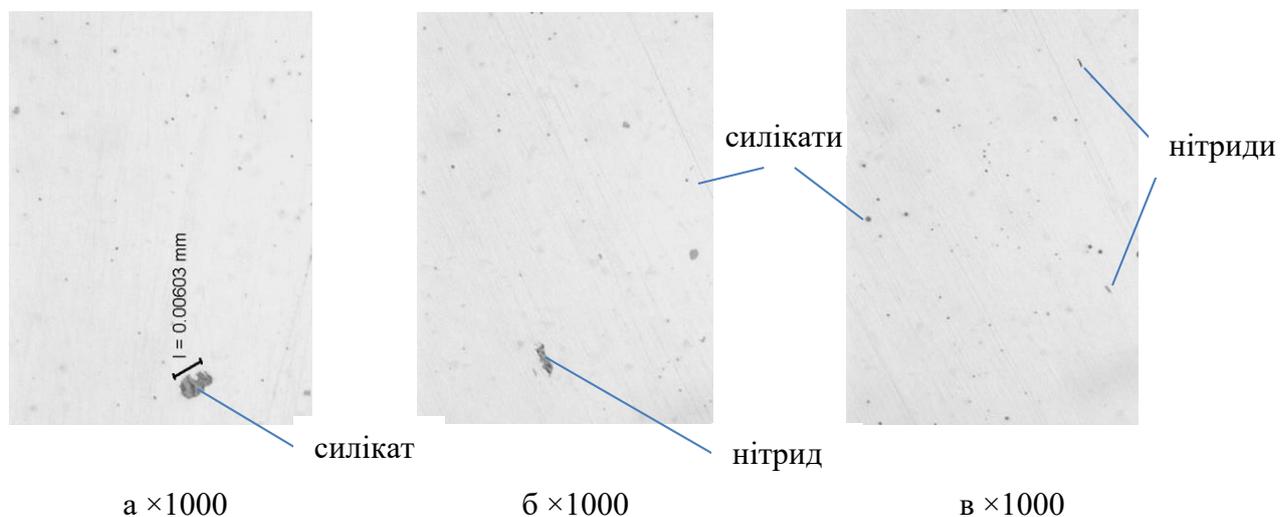


Рис. 2. Неметалеві включення в наплавленому металі СПД з оболонками: а) 08кп, б) 08пс, в) 09Г2

В наплавленому металі (рис. 2), в порівнянні з вихідним матеріалом (рис. 1), переважають включення менших розмірів, що пояснюється високою інтенсивністю перемішування металу і шлаку в зварювальній ванні. Шлак захоплює крупні включення і видаляє їх на межу розділу металевої і шлакової фаз з наступним поглинанням включень шлаком. Чим більше розмір включень, тим легше поглинаються вони шлаковою фазою [13–15].

Розчинність азоту змінюється від 0,001 при температурі 20 °С до 0,04 при температурі зварювальної ванни, та до 0,06 при температурі каплі (2500 °С) [1]. Азот вище його розчинності, при заданій температурі, знаходиться в металі у вигляді нітридів заліза та нітридів легуючих елементів. Враховуючи вміст азоту в наплавленому металі (табл. 2) можна констатувати, що мінімальна кількість нітридів утворюються при наплавленні СПД з оболонкою 09Г2 причому загальна кількість включень теж мінімальна.

При розробленні СПД для наплавлення робочого інструменту обробки металу тиском перспективним є застосування наступної шлакової основи наповнювача: мармур, плавиковий шпат, перовскітовий або рутиловий концентрат. В якості карбонатів в СПД та покриттях електродів, в основному, застосовують мармур CaCO<sub>3</sub>, магнезит MgCO<sub>3</sub>, сидерит FeCO<sub>3</sub>, карбонат літія Li<sub>2</sub>CO<sub>3</sub>, поташ K<sub>2</sub>CO<sub>3</sub>, карбонат натрію Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> [16-20]. Наявність оксидів CaO, MgO, Li<sub>2</sub>O, K<sub>2</sub>O, Na<sub>2</sub>O позитивно впливає на стабільність горіння дуги, а також сприяє видаленню домішок сірки і фосфору з наплавленого металу.

Варіювання вмістом газошлакоутворювальних матеріалів дозволяє впливати на кінетику газоутворення, рівномірність та повноту розкладання газоутворюючих компонентів композиції шихти наповнювача порошкового дроту, як на його вильоті, так і на стадії утворення електродної краплі та зварювальної ванни.

Процес горіння дуги на струмі прямої полярності протікає більш стабільно ніж на зворотній [1]. У зв'язку з тим, що малорухлива анодна пляма розташована на ванні, то при підвищенні напруги на дузі шлак і окисні плівки менше відтісняються з високотемпературної області зварювальної ванни, і умови її захисту не погіршуються. При наплавленні на зворотній полярності розташування малорухомої плями відповідно змінюється. При зварюванні СПД основного типу краплями вноситься 50–70 % азоту в наплавлений метал, а ванною поглинається 30–50 % азоту [6], тому газошлакоутворююча складова дроту повинна обмежувати поглинання азоту як на стадії утворення краплі, та і ванни.

У роботі [6] вказується, що вміст азоту змінюється незначно і визначається лише шлаковою фазою. Збільшення вмісту газоутворюючих компонентів у порошковому дроті ( $\text{CaCO}_3$ ) веде до збільшення основності шлаку і, відповідно, до зменшення ступеня поглинання азоту металом ванни та зростання кількості азоту, що вноситься краплями. Оптимізація основності шлаку є одним із шляхів покращення зварювально-технологічних властивостей порошкового дроту. Збільшення вмісту карбонатів кальцію в газошлакоутворюючій частині шихти порошкового дроту понад 25 % призводить до значних втрат на розбризкування.

Температурне поле при наплавленні порошковим дротом неоднорідне. Впливу максимальних температур (до 2500 К) піддається крапля на торці дроту і під час переміщення через стовп дугового розряду, а також передня частина зварювальної ванни, у всіх випадках розплавлений метал покритий плівкою рідкого шлаку. Найменше значення температур характерне для частини зварювальної ванни, що кристалізується, де шлак є єдиним джерелом захисту металу. У цих умовах неоднорідності температурного поля на різних стадіях утворення шару наплавленого металу домінуюча роль газової та шлакової фаз може змінюватись, але сприяють зменшенню кількості азоту в металі шва. В силу неможливості створення рівномірно спрямованого газового потоку, що огортає зону зварювання СПД, (подібно до того який утворюється при плавленні штучного електроду) і обмеженості кількості газоутворюючих компонентів, що містяться в наповнювачі, газова фаза при дисоціації цих мінералів є засобом захисту від адсорбції азоту.

При постійному рівні газового захисту, що забезпечується вмістом мармуру, вплив основності шлаку, що залежить від співвідношення  $\text{CaF}_2/\text{TiO}_2$  - значний. Так, збільшення цього співвідношення з 0,25 до 4,0 призводить до зменшення загальної кількості азоту у металі шва на 25–30 %. Що може бути пояснено збільшенням текучості шлаку на поверхні краплі, розмірів перехідних крапель, отже, і їх поверхнею взаємодії з газовою фазою. Регулюючи вміст фторидів ( $\text{CaF}_2$ ,  $\text{MgF}_2$ ,  $\text{NaF}$ ) у шлаковій фазі та основність, можна змінювати площу взаємодії рідкого металу на стадії краплі та ванни з азотом повітря в зоні зварювання.

Для отримання математичної моделі, що відображає вплив газошлакоутворюючої складової порошкового дроту на вміст азоту в наплавленому металі, досліджувалося 10 варіантів складу з різними співвідношеннями компонентів: плавиківий шпат  $\text{CaF}_2$ , концентрат рутиловий  $\text{TiO}_2$ , мармур  $\text{CaCO}_3$  (табл. 3). Кількість газошлакоутворювальних компонентів у шихті наповнювача становила 13 масових відсотків. Легуюча частина шихти кожного наповнювача розраховувалася отримання наплавленого металу типу 40X12ГСВФ. Визначення газонасиченості металу проводилося за вище вказаною методикою. Наплавлення здійснювали в режимі  $I_{зв} = 230\text{--}240$  А,  $U_d = 24 - 25$  В,  $V_{зв} = 18$  м / год.

Для аналізу результатів та побудови математичної моделі використовувалася програма Statistica 12. Дані отримані в результаті досліджень представлені у вигляді графіків та таблиць Statistica 12.

При створенні математичної моделі враховувалося те, що за основу прийнято симплексно-центроїдний план експерименту та рандомізований порядок дослідів [21].

Таблиця 3

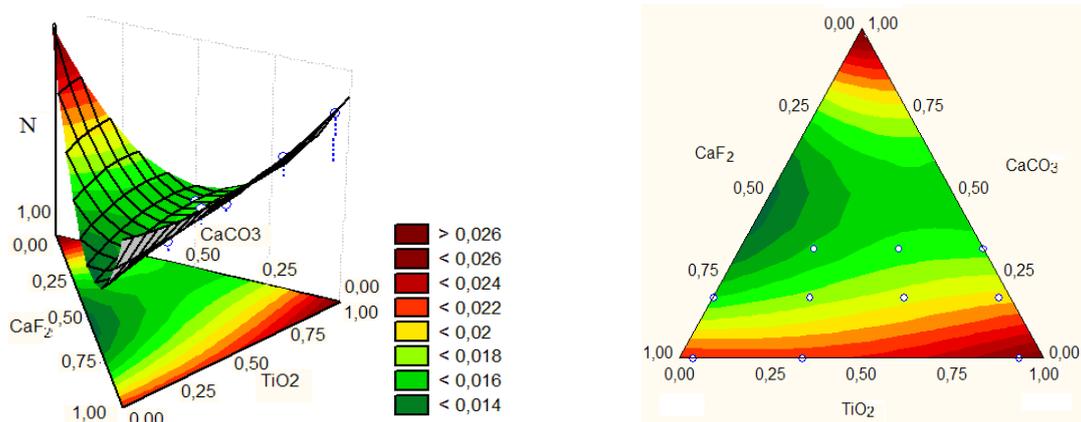
Результати статистичного аналізу

№	Склад газоплакоутворюючої частини осердя самозахисного порошкового дроту, відносних одиниць			Середнє значення вмісту азоту в наплавленні, %
	CaF <sub>2</sub>	TiO <sub>2</sub>	CaCO <sub>3</sub>	
1	0,2	0,8	0	0,025
2	0,175	0,7	0,125	0,02
3	0,155	0,622	0,223	0,016
4	0,35	0,525	0,125	0,018
5	0,311	0,467	0,222	0,017
6	0,525	0,35	0,125	0,017
7	0,467	0,311	0,222	0,015
8	0,8	0,2	0	0,022
9	0,7	0,175	0,125	0,016
10	0,6	0,4	0	0,022

Отримана модель має наступний вигляд:

$$N = 0,02379 \cdot CaF_2 + 0,02894 \cdot TiO_2 + 0,06565 \cdot CaCO_3 - 0,01711 \cdot CaF_2 \cdot TiO_2 - 0,13568 \cdot CaF_2 \cdot CaCO_3 - 0,12344 \cdot TiO_2 \cdot CaCO_3 + 0,17075 \cdot CaF_2 \cdot TiO_2 \cdot CaCO_3 \quad (1)$$

Графічне зображення поверхні відгуку представлено рис. 3.



а) тривимірне зображення

б) контурне зображення

Рис. 3. Графічні зображення отриманої моделі

Значимість отриманої моделі визначали за критерієм Ст'юдента при 5 % рівні:

$$\frac{Y_q - \bar{Y}}{S^2_i} \leq t \quad (2)$$

де  $S^2_i$  – розраховується за формулою (3) [21]:

$$S^2_i = \frac{\sum_{i=1}^n (Y_q - \bar{Y})^2}{n - 1} \quad (3)$$

де  $Y_q$  – результати окремого дослідження,

$\bar{Y}$  – середньоарифметичне з чисельності дослідів,

$n$  – кількість дослідів.

Розмір критерію Стьюдента  $t = 0,00856$ , оскільки отримана величина критерію Стьюдента менше  $0,05$ , то коефіцієнти значимі.

Адекватність отриманої моделі перевіряємо за критерієм Фішера:

$$F = \frac{S_{ад}^2(y)}{S^2(y)}. \quad (4)$$

де  $S^2(y)$  – дисперсія дослідів, яка визначається за формулою:

$$S^2(y) = \frac{1}{N} \sum_{u=1}^N S_u^2, \quad (5)$$

де  $S_{ад}^2(y)$  – дисперсія адекватності, яка визначається за формулою:

$$S_{ад}^2(y) = \frac{m}{N-1} \sum_{u=1}^N (y_u - y_u^l)^2, \quad (6)$$

де  $l$  – число значущих коефіцієнтів регресії;

$N$  – кількість дослідів;

$y_u$  – розрахункове значення відгуку моделі;

$y_u^l$  – середнє значення відгуку з  $N$  паралельних дослідів.

Розрахунковий критерій Фішера  $F = 31,01$  більше 1, отже, відношення дисперсій щодо моделі значиме [21].

Дана математична модель може бути використана при розробленні газо-шлакоутворюючих систем СПД із заданим вмістом компонентів шлакової системи в шихті порошкового дроту.

З побудованої моделі видно, що відсутність будь-якого з компонентів у системі, як і його добавка, більше 80 % призводить до різкого зростання вмісту азоту в металі шва. Це може бути пояснено зміною фізичних властивостей шлаку та рівнем газового захисту розплавленого металу.

## ВИСНОВКИ

Отримана математична модель може бути використана при оптимізації газошлакоутворюючої частини самозахисних порошкових дротів, при плавленні яких утворюються шлаки основного характеру системи  $CaO - CaF_2 - TiO_2$ .

Встановлено, що вміст азоту в наплавленому металі визначається газошлаковою фазою, а оптимальний склад газошлакоутворюючої частини самозахисного порошкового дроту, при якому в наплавленому металі найменший вміст азоту, можна забезпечити таким співвідношенням:  $CaF_2$  0,7...0,75;  $TiO_2$  0,1...0,15;  $CaCO_3$  0,25...0,3. Відсутність будь-якого з компонентів у системі, як і його вміст вище 80 % призводить до різкого збільшення азоту в металі шва.

Вміст азоту у вихідних матеріалах порошкового дроту, наприклад, оболонці змінюється в межах 0,002...0,01 %, в порошках – 0,011...0,037 %, що менше ніж в наплавленому металі. Це свідчить про вплив на його вміст саме газошлакоутворюючої частини самозахисного порошкового дроту. Розміри і вміст неметалевих включень в наплавленому металі зменшуються, що пов'язано з інтенсивним перемішуванням зварювальної ванни.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Походня І.К. *Металургія дугового зварювання*. Київ: Наукова думка. 2004. 430 с.
2. Zharikov S.V., Grin A.G. Investigation of slag in surfacing with exothermic flux-cored wires. *Welding International*. 2015. 29. 5, pp. 386–389.
3. Metlitskii V.A. Flux-cored wires for arc welding and surfacing of cast iron. *Welding International*. 2008. 22, pp. 796–800.
4. Mendez P.F., Barnes N., Bell K., Borie S.D., Gajapathi S.S., Guest S.D. et al. Welding processes for wear resistant overlays. *J Manuf Process*. 2014. 16(1), pp. 4–12.

5. Trembach B., Grin A., Makarenko N., Zharikov S., Trembach I., Markov O. Influence of the core filler composition on the recovery of alloying elements during the self-shielded flux-cored arc welding. *Journal of Materials Research and Technology*. 2020. 9. 5, pp. 10520–10528.
6. Іоффе І.С., Зеленова В.І. Газовий та шлаковий захист від утворення азоту при зварюванні самозахисними порошковими дротами. *Зварювальне виробництво*. 1986. 8. С. 32–35.
7. Гринь А.Г., Карпенко В.М., Бойко І.В. Відокремлення шлакової кірки при наплавленні самозахисним порошковим дротом. *Вісник ДДМА*. 2006. 5. С. 169–173.
8. Жаріков С.В. Склад та властивості шлаку, що утворився при наплавленні штампового інструменту екзотермічним порошковим дротом. *Захист металургійних машин від поломок*. Маріуполь. 2008. 10. С. 270–273.
9. Камкіна Л.В., Мішалкін А.П., Камкін В.Ю., Грищенко Ю.М., Ісаєва Л.Є. Зменшення шкідливого впливу азоту на властивості низьковуглецевої сталі 08Ю шляхом підбору раціональної кількості нітридоутворюючих елементів. *Теорія і практика металургії*. 2019. 6. С. 16–23.
10. Калинюк М., Ісакова С., Пузрина Л. Аналізування металевих порошоків на вміст домішок кисню, азоту, водню. *Хімічна метрологія*. 2019. 5. С. 62–68.
11. Кирилюк Г.А., Юзвенко Ю.А. Взаємодія металу електрода та зварювальної ванни з азотом при наплавленні самозахисним порошковим дротом. *Автоматична зварювання*. 1983. 3. С. 46–47.
12. Гринь А.Г., Жаріков С.В., Соцький І.М. Підвищення механічних властивостей робочих поверхонь деталей машин через матеріал оболонки порошкового дроту. *Вісник ДДМА*. 2018. 2 (44). С. 35–40.
13. Гринь А.Г., Карпенко В.М., Богуцький А.А., Бойко І.А. Управління якістю наплавлення через матеріал оболонки порошкового дроту. *Вісник ДДМА*. 2006. 2 (4). С. 21–26.
14. Бабінець А.А., Рябцев І.О. Класифікація способів модифікування та мікролегування наплавленого металу. *Автоматичне зварювання*. 2021. 9. С.3–10.
15. Жданов Л.А. Стреленко Н.М., Нетяга А.В. Термодинамічне моделювання утворення неметалевих оксидних включень в металі шва при електродуговому зварюванні під висококремністими керамічними флюсами. *Вісник НТТУ «КПІ». Серія машинобудування*. 2016. 1 (76). С. 57–64.
16. Пат. № 75517 Україна. В23 К 35/30. Склад порошкового дроту. О.Г. Гринь, І.О. Бойко, В.А. Пресняков, [і інші]. Опубл. 10.12.2012. Бюл. № 23.
17. Пат. № 32990 Україна. В23 К 35/36. Склад електродного покриття. М.А. Калін, М.Г. Єфіменко, Л.В. Ширяєва. Опубл. 10.06.2008. Бюл. № 11.
18. Пат. № 41190 Україна. В23 К 35/30. Склад порошкового електрода. О.В. Шевченко, Є.І. Донченко, В.К. Лисак. Опубл. 12.05.2009. Бюл. № 9.
19. Пат. № 71039 Україна. В23 К 35/22, 35/36. Склад порошкового дроту. І.К. Походня, В.М. Шлепаков, С.М. Науменко. Опубл. 15.11.2004. Бюл. № 11.
20. Пат. № 61831 Україна. В23 К 35/00. Електродне покриття для зварювання різнорідних сталей.. К. А. Ющенко, О. В. Булат, Ю. М. Каховськи, [і інші]. Опубл. 25.07.2011. Бюл. № 14.
21. Тарарічкін І.О. Статистичні методи забезпечення якості продукції зварювального виробництва. Луганськ: вид-во СНУ ім. В. Даля, 2002. 336 с.

## REFERENCES

1. Pokhodnia I.K. Metallurgy of arc welding. Kyiv: Naukova dumka. 2004. 430 p. (in Ukrainian).
2. Zharikov S.V., Grin A.G. Investigation of slag in surfacing with exothermic flux-cored wires. *Welding International*. 2015. 29. 5, pp. 386–389.
3. Metlitskii V.A. Flux-cored wires for arc welding and surfacing of cast iron. *Welding International*. 2008. 22, pp. 796–800.
4. Mendez P.F., Barnes N., Bell K., Borie S.D., Gajapathi S.S., Guest S.D. et al. Welding processes for wear resistant overlays. *J Manuf Process*. 2014. 16(1), pp 4–12.
5. Trembach B., Grin A., Makarenko N., Zharikov S., Trembach I., Markov O. Influence of the core filler composition on the recovery of alloying elements during the self-shielded flux-cored arc welding. *Journal of Materials Research and Technology*. 2020. 9. 5, pp. 10520–10528.
6. Ioffe I.S., Zelenova V.I. Gas and slag protection against nitrogen formation during welding with self-shielding flux cored wires. *Welding production*. 1986. 8, pp. 32–35. (in Ukrainian).
7. Hryn A.G., Karpenko V.M., Boyko I.V. Separation of the slag crust during surfacing with a self-shielding flux-cored wire. *Herald of DSEA*. 2006. 5, pp. 169–173. (in Ukrainian).
8. Zharikov S.V. The composition and properties of the slag formed during welding of a die tool with exothermic flux cored wire. *Protection of metallurgical machines from breakdowns*. Mariupol, 2008. 10, pp. 270–273. (in Ukrainian).
9. Kamkina L.V., Mishalkin A.P., Kamkin V.Yu., Hryshchenko Yu.M., Isayeva L.E. Reduction of the harmful effect of nitrogen on the properties of low-carbon steel 08U by selecting a rational number of nitride-forming elements. *Theory and practice of metallurgy*. 2019. 6, pp. 16–23. (in Ukrainian).
10. Kalyniuk M., Isakova S., Puzryna L. Analysis of metal powders for the content of oxygen, nitrogen, and hydrogen impurities. *Chemical metrology*. 2019. 5, pp. 62–68. (in Ukrainian).
11. Kirilyuk G.A., Yuzvenko Yu.A. The interaction of the metal of the electrode and the welding bath with nitrogen during welding with self-shielding flux cored wire. *Automatic welding*. 1983. 3, pp. 46–47. (in Ukrainian).

12. Gryn A.G., Zharykov S.V., Sotskyi I.M. Increasing the mechanical properties of the working surfaces of machine parts due to the powder-coated wire sheath material. *Herald of DSEA*. 2018. 2 (44), pp. 35–40. (in Ukrainian).
13. Hryn A.G., Karpenko V.M., Bogutsky A.A., Boyko I.A. Controlling the quality of surfacing through the material of the sheath of flux-cored wire. *Herald of DSEA*. 2006. 2 (4), pp. 21–26. (in Ukrainian).
14. Babinets A.A., Ryabtsev I.O. Classification of methods of modification and microalloying of deposited metal. *Automatic welding*. 2021. 9, pp.3–10. (in Ukrainian).
15. Zhdanov L.A. Strelenko N.M., Netyaga A.V. Thermodynamic modeling of the formation of non-metallic oxide inclusions in the weld metal during electric arc welding under high-silica ceramic fluxes. *Bulletin of NTU "KPI". Mechanical engineering series*. 2016. 1 (76), pp 57–64. (in Ukrainian).
16. Pat. 75517 Ukraine, IPC B23 K 35/30. Composition of flux-cored wire / O. G. Hryn, I. O. Boyko, V. A. Presnyakov, [and others]. Publ. 10.12.2012; Bul. No. 23. .
17. Pat. 32990 Ukraine, IPC B23 K 35/36. The composition of the electrode coating. M. A. Kalin, M. G. Yefimenko, L. V. Shiryayeva. Publ. 10.06.2008; Bul. No. 11. – 5 p.
18. Pat. 41190 Ukraine, IPC B23 K 35/30. Powder electrode composition. O.V. Shevchenko, E.I. Donchenko, V.K. Lysak. Publ. 05/12/2009; Bul. No. 9.
19. Pat. 71039 Ukraine, IPC B23 K 35/22, 35/36. Composition of flux-cored wire. I.K. Pokhodnya, V.M. Shlepakov, S.M. Naumenko. Publ. 11/15/2004; Bul. No. 11.
20. Pat. 61831 Ukraine, IPC B23 K 35/00. Electrode coating for welding dissimilar steels / K. A. Yushchenko, O. V. Bulat, Yu. M. Kakhovsky, [and others]. Publ. 25.07.2011; Bul. No. 14.
21. Tararichkin I. O. Statistical methods of ensuring the quality of products of welding production. I.O. Tararichkin. Luhansk: V. Dalya SNU publishing house, 2002. 336 p. (in Ukrainian).

**Grin O., Zharikov S. Improving the quality of melted metal during the restoration of the working surface of the press tool.**

The analysis of literature data showed that the reliability and efficiency of forging and press production depends on the stability of the deforming tool, the improvement of which is of great technical and economic importance. One of the ways to increase stability is strengthening and restorative surfacing of the working tool with self-shielded flux-cored wire (SFW). One of the disadvantages of SFW is the formation of pores and non-metallic inclusions caused by nitrogen in the deposited metal, the amount of which depends on the effectiveness of the protection of the liquid metal. Gas saturation and the quality of the deposited metal are affected by the gas slag-forming part of the flux-cored wire core. Therefore, an urgent issue is the study of the influence of SFW components on nitrogen and nitride saturation of the molten metal. The saturation of the molten metal with gases occurs both in drops and in the welding bath. When studying the influence of the sheath steel grade on the gas saturation of the deposited metal and the content of non-metallic inclusions, it was found that for SFW sheaths made of 08кп, 08нс, 09Г2 steels, the minimum number of non-metallic inclusions is formed when using a wire with a 09Г2 sheath, while also establishing a minimum solubility of gases in the deposited metal. The analysis of the effect of the gas-slag-forming component of the flux-cored wire on the nitrogen content in the welded metal showed that the ratio of the components: fluorspar  $\text{CaF}_2$ , rutile concentrate  $\text{TiO}_2$ , marble  $\text{CaCO}_3$  significantly affects the solubility of nitrogen in the weld metal. Based on the results of our research, a mathematical model was obtained that can be used in the optimization of the gas slag-forming part of self-shielded flux cored wires, during the melting of which slags of the main character of the  $\text{CaO} - \text{CaF}_2 - \text{TiO}_2$  system are formed.

**Key words:** deforming tool, self-shielded powder wire, non-metallic inclusions, gas saturation of deposited metal, the gas slag-forming component of the 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](mailto:mf@dgma.donetsk.ua)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-3432-8149>

**Жаріков Сергій Володимирович** – канд. техн. наук, доц. ДДМА

**Zharikov Serhii** – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor DSEA

E-mail: [mf@dgma.donetsk.ua](mailto:mf@dgma.donetsk.ua)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-8754-9447>

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

Дьяченко Ю. Г.  
Федоров М. М.  
Лютый Р. В.

## ВПЛИВ ТЕРМІЧНОЇ ОБРОБКИ НА МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ І МІКРОСТРУКТУРУ ДОВЕТЕКТОЇДНОЇ СТАЛІ ДЛЯ ГАРЯЧОЇ ОБРОБКИ ТИСКОМ

*Розглянуто процес формування аустенітної структури при безперервному нагріванні доевтектоїдної сталі для гарячої обробки тиском з вихідною ферито-перлітною структурою. Обґрунтовано вибір оптимальної температури гартування залежно від необхідного рівня механічних властивостей у готових виробах. Використано метод пробних гартувань для вивчення процесу формування аустенітної структури, металографічний метод досліджень для виявлення мікроструктур та хімічне травлення. Проведено визначення міцності і ударної в'язкості низьковуглецевої сталі після гартування у воді з температур 700...900 °С. Показано, при нагріві доевтектоїдної сталі перекристалізація початкової ферито-перлітної структури відбувається в інтервалі  $A_{c1} - A_{c3}$  у дві стадії. Перша стадія полягає в утворенні зерен аустеніту усередині раніше розташованих зерен перліту. Вона відбувається відразу після досягнення температури  $A_{c1}$ . Друга стадія полягає в подрібненні зерен первинного фериту шляхом зародження в них зерен аустеніту і дробленні зерен фериту шляхом проникнення в них зерен аустеніту, що утворилися на першій стадії перекристалізації. Завершується перекристалізація з моменту повного зникнення зерен первинного фериту. Для отримання високого комплексу механічних властивостей з максимальним рівнем ударної в'язкості сталь слід гартувати з температури  $A_{c3} - 10$  °С; з максимальним рівнем властивостей міцності, відповідно, з  $A_{c3} + 10$  °С. Отримані данні можуть бути використані для режимів термічної обробки доевтектоїдних сталей, що дозволить суттєво підвищити її стійкість в умовах змінного і багаторазового нагрівання і охолодження робочого шару при гарячій обробці тиском.*

**Ключові слова:** доевтектоїдна сталь, гаряча обробка тиском, аустеніт, ферит, перліт, гартування, перекристалізація, мікроструктура, механічні властивості.

Відомо, що в результаті гарячої обробки сталі тиском ряд дефектів литої сталі усувається, однак виникають деякі особливості, що знижують властивості гарячедеформованої сталі [1]. Така сталь часто має крупне зерно, характеризується структурною неоднорідністю [2]. В умовах прискореного охолодження гарячедеформована сталь володіє підвищеною твердістю, у зв'язку з чим погіршується оброблюваність заготовок різанням і зберігаються внутрішні напруження [3].

Для забезпечення структурної однорідності і усунення відзначених особливостей гарячедеформовану сталь піддають попередній термічній обробці з метою подрібнювання зерна, зняття внутрішніх напруг, зниження твердості та поліпшення оброблюваності різанням або використовують сталі зі зниженим вмістом вуглецю і відносно невисокою твердістю [4 – 6].

Подрібнювання зерна в сталях ґрунтується на  $\alpha \rightleftharpoons \gamma$  процесі перекристалізації, тобто обумовлюється алотропічним переходом і утворенням при цьому дрібних зерен. У доевтектоїдних сталях остаточне перетворення  $\alpha \rightleftharpoons \gamma$  відбувається при переході за точки  $A_{c3}$ , тобто після повного перетворення всієї структури сталі в аустеніт і виключення фериту. Напевно, отриманий при цьому аустеніт стане дрібнозернистим, і при наступному охолодженні сталь залишиться теж дрібнозернистою. Необхідною умовою для збереження в аустеніті дрібного зерна є правильно підібраний режим термічної обробки [7].

Будь – який режим термічної обробки складається з трьох стадій: нагрів, витримка і охолодження. При нагріві важлива швидкість нагріву, що забезпечує рівномірний розподіл температури по перерізу виробу, виключає утворення тріщин у разі великої різниці температур між поверхнею і серцевиною виробу. Температура нагріву знаходиться відносно критичних точок  $A_3$  і  $A_1$  залежно від видів термічної обробки [8]. Витримка залежить від швидкості фазових перетворень, яка визначається мірою перегрівання вище критичної точки і дисперсністю початкової структури. Стадія охолодження є найбільш важливою для набуття необхідних властивостей в сталях для гарячої обробки тиском. Залежно від швидкості охолодження на третій стадії відбувається безліч структурно – фазових перетворень, які визначають рівень властивостей в сталях для гарячої обробки тиском [9]. Але, загальновідомий принцип вибору

температури нагріву під гартування при  $A_{c3} + 30 \dots 50 \text{ }^\circ\text{C}$  для доевтектоїдних сталей не гарантує отримання дрібнозернистої структури, що обумовлено відсутністю надлишкових фаз, для стримування зростання зерна при нагріванні вище  $A_{c3}$  [10]. Тому вибір температури гартування доевтектоїдних сталей для горячої обробки тиском вимагає уточнення.

Мета роботи: вивчити виникнення аустеніту в доевтектоїдній сталі і обґрунтувати його вплив на механічні властивості цієї сталі після гартування з відпуском.

Для вивчення процесу формування аустенітної структури при нагріванні використовували метод пробних охолоджень [11]. Зразки мікролегованої сталі з вмістом вуглецю 0,3 відсотка у вигляді пластин  $5 \times 5 \times 20 \text{ мм}$  нагрівали в інтервалі  $700 \dots 900 \text{ }^\circ\text{C}$  через  $20 \text{ }^\circ\text{C}$ , витримували при кожній температурі 30 хв., потім проводили термічну обробку, а саме гартування у воді (рис. 1), та високотемпературному відпуску. Далі визначали твердість і піддавали металографічному контролю.

Мікроструктуру зразків вивчали за допомогою металографічного мікроскопу МИМ – 8М і виявлення мікроструктур з використанням хімічного травлення в 4 % розчині  $\text{HNO}_3$  в етиловому спирті після технологічних операцій шліфування та полірування. Для вимірювання мікротвердості фаз використовували прилад ПМТ – 3 з використанням навантаження на індентор в 1 Н.

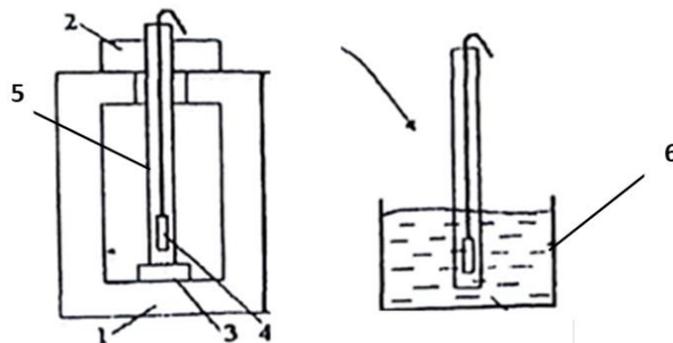


Рис. 1. Схема проведення термічної обробки:

1 – електропіч (шахтна) лабораторна типу СШОЛ, 2 – кришка печі, 3 – цегла, 4 – сталевий зразок, 5 – металева трубка, 6 – бак металевий із водою.

В результаті проведення досліджень виявлено, що аустеніт, який утворився при нагріві, в результаті гартування перетворювався на мартенсит або інші структури, що відрізняються за травленням від початкової структури. Це дозволяло легко ідентифікувати початкову і структурні складові, що знову утворюються.

Зразки для визначення міцності і ударної в'язкості піддавали гартуванню у воді з температур  $700 \dots 900 \text{ }^\circ\text{C}$  і витримці при нагріві – 40 хв.

Після гартування з  $700 \text{ }^\circ\text{C}$  структура досліджуваної сталі складається з легованого фериту і перліту і не відрізняється від структури відпаленої сталі (рис. 2). Гартування з температури  $720 \text{ }^\circ\text{C}$  в місцях раніше розташованого перліту структура одержує високу твердість  $H_{100} = 6500 \text{ МПа}$ , характерну для мартенситу гартування, а легований ферит має твердість  $H_{100} = 2050 \text{ МПа}$ . Оскільки температура  $720 \text{ }^\circ\text{C}$  близька до  $A_{c1}$  для досліджуваної сталі ( $735 \text{ }^\circ\text{C}$ ), то утворення мартенситу після гартування при цій температурі може бути пов'язане з неоднорідністю термодинамічного потенціалу перлітної структури і можливістю утворення аустеніту при температурі дещо нижче  $A_{c1}$ . Можна припустити, що в тих місцях перліту, де запас його вільної енергії вищий, перетворення перліту на аустеніт починатиметься при нижчих температурах. Можливо, це також пов'язано з тим, що при підтриманні в печі температури  $720 \text{ }^\circ\text{C}$  має місце перегрівання понад встановлену температуру. Якщо це перегрівання досягає температури  $A_{c1}$ , то також можливе перетворення перліту на аустеніт. Обидва ці чинники сприяють появі острівців аустеніту при нагріві і острівців мартенситу при охолодженні, що

викликає підвищення твердості сталі (рис. 3). Мартенсит, що спочатку утворився, погано піддається травленню в 4 % розчині азотної кислоти в етиловому спирті, що вказує на підвищений вміст вуглецю і підтверджує можливість отримання високої твердості.



Рис. 2. Мікроструктура доевтектоїдної сталі:  
а – після відпалу, х 100, б – після гартування у воді з 700 °С, х 100

Утворення аустеніту усередині перліту можна представити за класичною схемою на межі цементиту з феритом. Оскільки феритні прошарки між цементитними пластинами малі, а перепад концентрацій великий, процес насичення аустеніту вуглецем повинен протікати швидко до концентрації 0,83 %, і такий аустеніт після гартування повинен перетворюватися на високовуглецевий мартенсит. Це підтверджується дослідженнями мікротвердості структури загартованої сталі в місцях раніше розташованих зерен перліту і було помічено раніше в сплавах з Ni [12].



Рис. 3. Мікроструктура доевтектоїдної сталі:  
а – після гартування у воді з 720 °С, х 100, після гартування у воді з 740 °С, х 100

По – іншому йде процес утворення аустеніту на межі первинних феритних і перлітних зерен. Аустеніт, що спочатку утворився, має різну концентрацію вуглецю – високу з боку цементиту, що входить до складу перліту, і низьку – з боку зерен фериту. При підвищенні температури за рахунок дифузії менш насичена частина аустеніту збагачується вуглецем і досягши концентрації відповідної лінії GS на діаграмі Fe – Fe<sub>3</sub>C створюються енергетичні умови для  $\alpha \rightarrow \gamma$  перетворення частини фериту. Аустеніт, що знову утворився, при досягненні рівноважної концентрації (GS) знову викликає  $\alpha \rightarrow \gamma$  перетворення. Процес триває до тих пір, поки не станеться повна заміна фериту аустенітом. Тут також можна уявити, що процес перебудови гратки Fe <sub>$\alpha$</sub>  в гратку Fe <sub>$\gamma$</sub>  відбувається дифузійно, шляхом орієнтованої перебудови атомів, а енергетичні умови для такого перетворення створюються по мірі досягнення аустенітом рівноважної концентрації по лінії GS.

При підвищенні температури нагріву перлітний аустеніт внаслідок дифузії вуглецю стає неоднорідним, що при подальшому гартуванні призводить до отримання різних структур перетворення, що відрізняються між собою травленням (рис. 4). При нагріві вище  $A_{c1}$  утворення аустеніту відбувається також усередині феритних зерен (рис. 5).

Зерна аустеніту, що утворилися усередині фериту, можуть мати трикутну і округлу форму. Подібні зерна аустеніту усередині зерен первинного фериту, відповідно до флуктуаційної теорії, з'являються в місцях скупчення третинного цементиту [10].

Третинний цементит може стати причиною "висипу" після загартування в зернах первинного фериту. Механізм утворення "висипу" можна представити таким чином. При нагріві вище  $A_{c1}$  навколо часток третинного цементиту відбувається  $\alpha \rightarrow \gamma$  перетворення, внаслідок чого утворюється прошарок  $\gamma$  – фази, яка при гартуванні перетворюється на мартенсит, а після хімічного травлення виглядає темною складовою усередині світлих зерен фериту.



а



б

Рис. 4. Мікроструктура доевтектоїдної сталі:

а – після гартування у воді з 760 °С, х 100, б – після гартування у воді з 760 °С, х 500

Як правило, за даними наших досліджень, мартенситні голки, що утворилися в колишніх зернах аустеніту, паралельні між собою і перпендикулярні частині периметра межі. У зернах, межуючи з первинним феритом, мартенситні голки перпендикулярні межах його зерен. Це, за даними роботи [13], є ознакою когерентності зв'язку між феритом і аустенітом в процесі  $\alpha \rightarrow \gamma$  перетворення.



3

2

1

Рис. 5. Мікроструктура доевтектоїдної сталі після гартування у воді з 800 °С, х 500:

1 – висип серед зерен фериту, 2 та 3 – зерна фериту різноманітної форми

В результаті спостереження (рис. 5) також видно, що усередині перліту зароджується невелика кількість зерен аустеніту, зростання яких обмежується після зіткнення між собою і наявності на зовнішніх межах первинного фериту, що узгоджується з даними роботи [13], у якій вказується, що за певних умов після зародження кристалів аустеніту процес розвивається шляхом зростання зародків, що вже утворилися, при практично повній відсутності зародження нових центрів.

Дослідження показали, що дрібне зерно після гартування зберігається до тих пір, поки в структурі сталі по межах зерен аустеніту знаходиться первинний ферит, тобто при температурі гартування близької до  $A_{c3}$ .

Таким чином, проведені дослідження показують, що зерна аустеніту при нагріві доєвтектоїдної сталі для гарячої обробки тиском зароджуються усередині перліту, усередині зерен первинного фериту і на межах між первинним феритом і перлітом. Цим забезпечується перекристалізація, оскільки розмір нових зерен менший, ніж розмір початкових. Результати дослідження мікроструктури дозволяють пояснити характер зміни механічних властивостей залежно від температури гартування досліджуваної сталі.



Рис. 6. Мікроструктура доєвтектоїдної сталі після гартування у воді з  $900\text{ }^{\circ}\text{C}$ :  
а –  $\times 100$ , б –  $\times 500$

З підвищенням температури гартування від  $720\text{ }^{\circ}\text{C}$  до  $880\text{ }^{\circ}\text{C}$  твердість сталі збільшується. Найбільш суттєве збільшення твердості спостерігається після гартування в інтервалі температур від  $720\text{ }^{\circ}\text{C}$  до  $820\text{ }^{\circ}\text{C}$ , тобто в інтервалі міжкритичних температур. Вплив температури гартування на інші властивості сталі після загартування з відпуском узгоджуються з характером зміни мікроструктури. Безпосередньо після гартування з  $700\text{ }^{\circ}\text{C}$  і  $720\text{ }^{\circ}\text{C}$  значення властивостей визначається структурно фазовим станом сталі при нагріві нижче  $A_{c1}$ . Характерною рисою для цих властивостей є низька твердість, це обумовлено наявністю ферито – перлітної структури. Значна різниця між межею плинності і межею міцності – високі значення відносного подовження і відносного звуження – обумовлена наявністю великої частини фериту. Низька ударна в'язкість пов'язана з крупнозернистістю сталі після відпалу.

З підвищенням температури гартування до  $820\text{ }^{\circ}\text{C}$  твердість сталі різко збільшується, що пов'язано з безперервним зростанням кількості продуктів розпаду аустеніту і зменшенням кількості фериту. Після гартування від  $820\text{ }^{\circ}\text{C}$  до  $880\text{ }^{\circ}\text{C}$  твердість не підвищується, що можна пояснити максимальною насиченістю аустеніту вуглецем. Після гартування від температури  $920\text{ }^{\circ}\text{C}$  до  $940\text{ }^{\circ}\text{C}$  незначне зниження твердості обумовлено збільшенням зерна за класичною теорією (рис. 6).

Межа міцності і плинності підвищується при нагріві від  $840\text{ }^{\circ}\text{C}$ , що пов'язано зі збільшенням долі продуктів розпаду аустеніту. Ударна в'язкість підвищується при нагріві під гартування до  $800\text{ }^{\circ}\text{C}$ , що пов'язано з подрібненням зерна в результаті утворення аустеніту і наявністю певної частини фериту, як чинника, що уповільнює швидкість поширення тріщини в процесі випробувань на ударну в'язкість (табл. 1).

Різке зменшення ударної в'язкості після гартування в інтервалі  $820\text{...}840\text{ }^{\circ}\text{C}$  викликане укрупненням зерна після зникнення в структурі частини фериту, як чинника, стримуючого зростання зерен аустеніту.

Після гартування з температури  $840\text{--}900\text{ }^{\circ}\text{C}$  в'язкість практично не змінюється, що пов'язано з крупнозернистою структурою досліджуваної сталі. Відносне подовження, з підвищенням температури гартування, несуттєво знижується, що пов'язано зі збільшенням долі про-

дуктів розпаду аустеніту і зменшенням частини фериту після гартування до 800 °С і укрупненням зерна після гартування в інтервалі 800–900 °С. Відносне звуження, яке в основному залежить від чистоти металу і, у меншій мірі, від інших чинників, мало змінюється залежно від температури гартування 720–900 °С (табл. 1).

Таблиця 1

Експериментальні дані зміни властивостей загартованої доевтектоїдної сталі після відпуску при 640 °С

Температура гартування, °С	Властивості				
	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\Psi$ , %	КСУ, Дж/см <sup>2</sup>
700	280	500	30	68	165
720	325	505	30	73	230
760	450	600	25	75	275
800	45	675	22	73	300
820	645	725	21	72	270
840	680	760	20	72	245
900	680	775	19	70	245

### ВИСНОВКИ

Показано, що при нагріві доевтектоїдної сталі перекристалізація початкової ферито-перлітної структури відбувається в інтервалі  $A_{c1} - A_{c3}$  у дві стадії. Перша стадія полягає в утворенні зерен аустеніту усередині раніше розташованих зерен перліту. Вона відбувається відразу після досягнення температури  $A_{c1}$ . Друга стадія полягає в подрібненні зерен первинного фериту шляхом зародження в них зерен аустеніту і дробленні зерен фериту шляхом проникнення в них зерен аустеніту, що утворилися на першій стадії перекристалізації. Завершується перекристалізація з моменту повного зникнення зерен первинного фериту.

Встановлено, що для отримання високого комплексу механічних властивостей з максимальним рівнем ударної в'язкості доевтектоїдну сталь для гарячої деформації металу слід гартувати з температури  $A_{c3} - 10$  °С; з максимальним рівнем властивостей міцності, відповідно, з  $A_{c3} + 10$  °С.

Отримані данні є підставою для розроблення режимів термічної обробки доевтектоїдних сталей, що дозволить суттєво підвищити її міцність, зносостійкість та термін експлуатації в умовах змінного і багаторазового нагрівання і охолодження робочого шару при гарячій обробці тиском.

### СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Бобирь С. В., Левченко Г. В. Низьковуглецеві сталі для інструменту гарячої деформації металу. *Металознавство та обробка металів*. 2019. 1. С. 39 – 47.
2. Левченко Г. В., Бобирь С. В., Дёмина Е.Г. Влияние микролегирования на структуру и термоциклическую стойкость низколегированных штамповых сталей *Металознавство та обробка металів*. 2008. 1. С. 51 – 57.
3. Бобирь С. В., Левченко Г. В., Дёмина Е.Г. Перспективы применения низкоуглеродистых микролегированных сталей для изготовления штампов горячего деформирования. *Інноваційні ресурсозбережені матеріали та зміцнювальні технології*: матеріали Міжнар. наук. – практ. конф. 6-08.06.12. Маріуполь. 2012. С. 60 – 62.
4. Левченко Г. В., Бобирь С. В., Дёмина Е.Г. Влияние комплексного легирования на структуру и стойкость низколегированных штамповых сталей *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*: сб. научн. тр. Днепропетровск: ИЧМ НАН Украины. 2010. 22. С. 213 – 220.
5. Левченко Г. В., Бобирь С. В., Дёмина Е.Г. Оптимизация химического состава и микролегирования низкоуглеродистых сталей для изготовления штампов горячего деформирования *Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні*. 2012. 1 (13). С. 160 – 167.
6. Бобирь С. В., Дёмина Е.Г., Липатов И. Ю. Влияние термической обработки на структуру и свойства низколегированных штамповых сталей. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2012. 4. С. 69 – 73.
7. Бобирь С. В., Левченко Г. В., Дёмина Е.Г. Особенности фазово – структурных превращений при отпуске низколегированных сталей для штампов горячего деформирования. *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*: сб. научн. тр. Днепропетровск: ИЧМ НАН Украины. 2012. 26. С. 209 – 217.

8. Дьяченко Ю.Г., Федоров М.М. Особенности зміцнюючої термічної обробки низьковуглецевої сталі для одержання оптимального комплексу механічних властивостей. *Нові матеріали і технології в машинобудуванні – 2021: матеріали XIII Міжнародної науково – технічної конференції 28-29.04.21.* Київ: НТТУ «КПІ». 2021. С. 81 – 83.
9. Дьяченко Ю.Г. Особенности охолодження конструкційної сталі у псевдотвердому середовищі. *Нейромережні технології та їх застосування НМЕіЗ – 2019: матеріали вісімнадцятої Міжнародної наукової конференції 11-12.12.19.* Краматорськ : ДДМА, 2019. С. 111.
10. Зельдович В. И., Хамская И. В., Ринкевич О. С. Образование аустенита в низкоуглеродистых железоникелевых сплавах. *ФММ.* 1992. 2. С. 5–28.
11. Заблоцкий В.К., Клец Ю.Н. Влияние термической обработки на структуру и свойства валковой стали 9Х2МФ. *Металлознавство та обробка металів.* 1981. 4. С. 13 – 15.
12. Дьяченко С. С. Образование аустенита в железо-углеродистых сплавах. Москва : Металлургия. 1982. 128 с.
13. Дейнеко Л.Н. Влияние процессов структурообразования на изменение механических свойств термически упрочненных малоуглеродистых сталей при отпуске. *Строительство, материаловедение, машиностроение: сб. научн. тр. Днепропетровск: ГВУЗ.* 2011. 58. С. 232 – 261.

## REFERENCES

1. Bobyr S.V., Levchenko G.V. Low-carbon steels for hot metal deformation tool. *Metal science and metal processing.* 2019. 1, pp. 39 – 47. (in Ukrainian).
2. Levchenko G.V., Bobyr S.V., Demina E.G. Influence of microalloying on the structure and thermocyclic resistance of low-alloyed die steels. *Metalconscience and metal clogging.* 2008. 1, pp. 51 – 57. (in Russian).
3. Bobyr S.V., Levchenko G.V., Demina E.G. Prospects for the use of low-carbon microalloyed steels for the manufacture of hot deformation dies. *Innovatsi resource saving materials and zmitsnyuvalni tehnologii: materials of Muzhnar. sciences. - pract. conf. 6-08.06.12.* Mariupol. 2012, pp. 60-62. (in Russian).
4. Levchenko G.V., Bobyr S.V., Demina E.G. Influence of complex alloying on the structure and resistance of low-alloyed die steels. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy: collection of scientific papers.* Dnepropetrovsk: ICHM NAS of Ukraine. 2010. 22, pp. 213-220. (in Russian).
5. Levchenko G.V., Bobyr S.V., Demina E.G. Optimization of the chemical composition and microalloying of low-carbon steels for the manufacture of hot deformation dies. *Resource-saving technologies of production and processing of materials pressure in mechanical engineering.* 2012. 1 (13), pp. 160-167. (in Russian).
6. Bobyr S.V., Demina E.G., Lipatov I. Yu. Influence of heat treatment on the structure and properties of low-alloy die steels. *Metallurgical and mining industries.* 2012. 4, pp. 69-73. (in Russian).
7. Bobyr S.V., Levchenko G.V., Demina E.G. Features of phase - structural transformations during tempering of low-alloy steels for hot deformation dies. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy: collection of scientific papers.* Dnepropetrovsk: ICHM NAS of Ukraine. 2012. 26, pp. 209-217. (in Russian).
8. Dyachenko Yu.G., Fedorov M.M. Features of strengthening heat treatment of low-carbon steel for obtaining the optimal complex of mechanical properties. *New materials and technologies in mechanical engineering - 2021: materials of the XIII International Scientific and Technical Conference of 28-29.04.21.* Kyiv: NTU "KPI." 2021, pp. 81 - 83. (in Ukrainian).
9. Dyachenko Yu.G. Features of cooling of structural steel in a pseudo-solid environment. *Neural network technologies and their application NMEiZ - 2019: materials of the eighteenth International Scientific Conference 11-12.12.19.* Kramatorsk: DDMA, 2019, p. 111. (in Ukrainian).
10. Zeldovich V.I., Khamskaya I.V., Rinkevich O.S. Formation of austenite in low-carbon iron-nickel alloys. *FMM.* 1992. 2, pp. 5-28. (in Russian).
11. Zablotsky V.K., Klets Yu.N. Influence of heat treatment on the structure and properties of 9Х2МФ roll steel. *Metal consciousness and metal clogging.* 1981. 4, pp. 13-15. (in Russian).
12. Dyachenko S.S. Formation of austenite in iron - carbonaceous alloys. Moscow: Metallurgy. 1982. 128 p. (in Russian).
13. Deineko L.N. Influence of structure formation processes on change of mechanical properties of thermally strengthened low-carbon steels during tempering. *Construction, materials science, mechanical engineering: collection of scientific papers.* Dnepropetrovsk: GVUZ. 2011. 58. pp. 232-261. (in Russian).

### ***Dyachenko Yu., Fedorov M., Liutyi R. Influence of heat treatment on mechanical properties and microstructure of pre-eutectoid steel for hot pressure treatment.***

*The process of formation of austenitic structure at continuous heating of pre-eutectoid steel for combustible treatment with pressure with initial ferrite-perlite structure is considered. The choice of optimal quenching temperature depending on the required level of mechanical properties in finished products is substantiated. The method of trial quenching to study the process of formation of austenitic structure, metallographic method of microstructure detection research and chemical etching were used. Determination of strength and impact toughness of low-carbon steel after quenching in water from temperatures 700...900°C. Has been carried out. It is shown that during heating of low-carbon steel recrystallisation of the initial ferrite-perlite structure occurs in the interval  $Ac_1 - Ac_3$  in two stages. The first stage consists in the formation of austenite grains inside the previously located pearlite grains. It occurs immediately after the*

temperature  $A_{c1}$  is reached. The second stage consists of crushing of primary ferrite grains by nucleation of austenite grains in them and crushing of ferrite grains by penetration of austenite grains formed at the first stage of recrystallisation. Recrystallisation is completed when the primary ferrite grains disappear completely. To obtain a high complex of mechanical properties with the maximum level of impact toughness steel should be quenched from the temperature  $A_{c3} - 10^{\circ}\text{C}$ ; with the maximum level of strength properties, respectively, with  $A_{c3} + 10^{\circ}\text{C}$ . The obtained data can be used for thermal treatment of pre-eutectoid steels, which will significantly increase its stability under conditions of variable and multiple heating and cooling of the working layer under hot pressure treatment.

**Keywords:** pre-eutectoid steel, hot pressure treatment, austenite, ferrite, pearlite, quenching, recrystallisation, microstructure, mechanical properties.

**Дьяченко Юрій Григорійович** – канд. техн. наук, доц. ДДМА

**Diachenko Yuriy** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, DSEA

E-mail: [dyachenko.yuriy.1978@gmail.com](mailto:dyachenko.yuriy.1978@gmail.com)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0711-8354>

**Федоров Микола Миколайович** – канд. техн. наук, доц. ДДМА

**Fedorov Mykola** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, DSEA

E-mail: [nikolay.fedorov@gmail.com](mailto:nikolay.fedorov@gmail.com)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2149-5861>

**Лютый Ростислав Володимирович** – канд. техн. наук, доц. НТУУ «КПІ»

**Liutyi Rostislav** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, NTUU «KPI»

E-mail: [rvl2005@ukr.net](mailto:rvl2005@ukr.net)

ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6655-6499>

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

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

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

*Стаття надійшла до редакції 12.06.24 р.*

Федоров М. М.  
Лютый Р. В.  
Дьяченко Ю. Г.  
Кочешков А. С.  
Люта Д. В.

## ФОСФАТНІ ЗВ'ЯЗУВАЛЬНІ КОМПОНЕНТИ ДЛЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ФОРМ І СТРИЖНІВ У ТЕХНОЛОГІЯХ ЛИТТЯ ЗАГОТОВОК ШТАМПОВОГО ІНСТРУМЕНТУ

*Ливарні технології виготовлення деталей штампового інструменту мають відчутні переваги перед використанням поковок, сортового прокату або порошкових деталей. Сталі, які використовують для штампових вставок, матриць, пуансонів тощо, в цілому мають задовільні ливарні властивості і дають змогу отримувати точні литі заготовки. Однак вибір способу лиття на сьогодні залишається актуальним питанням, оскільки технології виготовлення литих штамів дорожі, енергоємні матеріалоємні. Виробництво таких деталей дрібносерійне, в той час як провідні ливарні технології розраховані на більшій серії або на масове виробництво. Важливим завданням є створення технологічних умов виготовлення заготовок із легованих сталей з використанням мінімальної кількості матеріалів, які, в свою чергу, є доступними та дешевими. Порівняно із спеціальними способами лиття, які використовують зараз, лиття у разові форми дає змогу вирішити це завдання. Однак постає нове питання – створення ефективних формувальних матеріалів, придатних для цієї технології та орієнтованих на умови дрібносерійного виробництва, тобто якісних і простих у використанні стрижневих сумішей. У статті представлено результати дослідження процесів утворення зв'язувальних компонентів у системах ортофосфорної кислоти з сульфатами металів  $MgSO_4 \cdot 7H_2O$ ,  $MnSO_4 \cdot 5H_2O$ ,  $FeSO_4 \cdot 7H_2O$ ,  $CoSO_4 \cdot 7H_2O$  та  $Al_2(SO_4)_3 \cdot 18H_2O$ . Експериментально встановлено, що усі вказані сульфати під час нагрівання в інтервалі від 150 °C до 300 °C вступають у хімічну взаємодію з ортофосфорною кислотою, в результаті чого відбувається твердіння сумішей на їхній основі. Найкращі показники як зв'язувальні компоненти для стрижневих сумішей мають системи із сульфатами заліза та алюмінію. Для них встановлено оптимальне співвідношення сульфату та кислоти, температуру нагрівання та необхідний вміст зв'язувального компонента в суміші. Досліджено різні способи приготування сумішей і встановлено доцільність попереднього змішування сульфатів металів з ортофосфорною кислотою з отриманням розчину або сухої композиції. Лабораторні випробування полягали у застосуванні сумішей в процесах лиття високолегованої хромоалюмінієвої сталі. Виливки не мають пригару та інших поверхневих дефектів, отже створені стрижневі суміші потенційно придатні для лиття легованих, в тому числі штампових сталей.*

**Ключові слова:** штамповий інструмент, вилівок, енергія Гіббса, зв'язувальний компонент, легована сталь, ортофосфорна кислота, міцність при стисканні, стрижнева суміш, сульфати металів.

Процеси виготовлення металевих виробів мають забезпечувати належну якість продукції, фізико-механічні, технологічні та спеціальні властивості сплаву, серійність виробництва, складність конфігурації виробів тощо. При цьому вимогою до будь-якого технологічного процесу завжди залишаються ресурсозбереження, енергоефективність, екологічність [1].

Виготовлення деталей штампового інструменту вирізняється особливою відповідальністю, підвищеними вимогами до точності та стійкості таких деталей, якості поверхні. Тому вибір технологічних процесів їх виготовлення досить обмежений. Незважаючи, що методи холодної або гарячої деформації металів тиском, порошкова металургія, а також адитивні технології здатні забезпечити високий рівень механічних властивостей металу, на відміну від способів лиття [2, 3], все ж лиття залишає за собою більшу універсальність щодо розмірів, конфігурації заготовок, а також широкого спектру можливих сплавів [4].

Значне поширення серед штампового інструменту мають сталі з середнім вмістом хрому 9Х5ВФ, Х6ВФ або підвищеним вмістом хрому Х12Ф1 і Х12М [5]. Такі матеріали цілком придатні для ливарної технології, тому процеси виготовлення литих штамів мають тенденцію до більшого поширення [6].

Виготовлення штампового оснащення методом лиття може здійснюватися у разові піщані форми або одним із спеціальних способів лиття. Переважно використовують лиття в керамічні форми за постійними моделями, що значною мірою підвищує вартість виготовлення

оснащення [7]. Отримання штампових заготовок у металевих формах пов'язано із ще більшою вартістю виготовлення цих форм та їх низькою стійкістю.

Використання разових ливарних форм із незадовільними технологічними властивостями погіршує якість штампових заготовок і часто призводить до різних видів браку. В свою чергу, властивості ливарної форми, а як наслідок, формування якісної литої деталі в ній, визначаються поєднанням двох основних компонентів – наповнювача і зв'язувального матеріалу [8]. Серед наповнювачів для лиття високолегованих спеціальних сталей переважають хроміт, хромомагnezит, олівін, алюмосилікатні вогнетриви. Тобто питання забезпечення хімічної інертності та термічної стійкості за рахунок заміни кварцового піску на інший матеріал в принципі вирішено [8].

Щодо зв'язувальних компонентів, то їх вибір для лиття спеціальних сталей являє собою досить складне завдання: необхідного поєднання властивостей на сьогодні не досягнуто. Більшість технологічних процесів побудовано на органічних зв'язувальних компонентах, які не можуть вважатися вдалим вибором для технологій лиття штампових заготовок. Отже, науковим і технічним питанням є пошук неорганічних матеріалів з належним комплексом функціональних властивостей.

На сьогодні відомо ряд дослідницьких робіт із удосконалення технології лиття у сирі піщано-бентонітові форми [9, 10], розроблення процесу синтезу і використання у складі стрижневих сумішей нового органічного зв'язувального компонента [11, 12]. Також науковці працюють над впровадженням нових процесів зміцнення сумішей з рідким склом [13]; відновився інтерес до металофосфатних стрижневих сумішей.

В усіх наведених роботах виготовлення ливарних стрижнів передбачається в умовах серійного або масового виробництва, у той час як виготовлення штампового інструменту в основному носить індивідуальний або дрібносерійний характер виробництва. Тому для розвитку цього сегменту необхідним є пошук технологій, адаптованих до вітчизняних ливарних цехів, базованих на використанні доступних і недефіцитних матеріалів, з мінімальними капіталоукладеннями. До таких процесів відноситься виготовлення стрижнів із сумішей, які тверднуть при нагріванні – в умовах теплового сушіння або гарячого оснащення [8, 14].

Дослідженнями кафедри ливарного виробництва КПІ імені Ігоря Сікорського вперше в технології виготовлення ливарних стрижнів отримано новий клас фосфатних зв'язувальних компонентів безпосередньо для реалізації такої технології. Досліджено температурні і часові умови отримання фосфатів кремнію та цирконію в системах  $\text{H}_3\text{PO}_4 - \text{SiO}_2$  та  $\text{H}_3\text{PO}_4 - \text{ZrSiO}_4$  в процесі нагрівання сумішей [15, 16]. Також отримано нові зв'язувальні компоненти в процесі нагрівання ортофосфорної кислоти спільно з алюмовмісними матеріалами різної хімічної природи [17]. Таким чином, процеси синтезу фосфатних зв'язувальних компонентів вже поширено на матеріали, які раніше для цього не використовували. Крім того, властивості сумішей відповідають процесам виготовлення штампових литих заготовок [18].

Наступним кроком є дослідження процесів взаємодії ортофосфорної кислоти з неорганічними солями металів з метою розширення ресурсної бази створення фосфатних зв'язувальних компонентів. Однією з найбільших груп неорганічних солей є сульфати. Однак відомо, що сульфатна кислота є сильнішою за ортофосфору, тому взаємодія останньої з сульфатами неможлива. При цьому слід зазначити, що неможливість взаємодії відноситься до нормальних умов та звичайної (безводної) форми сульфатів. Зміна цих параметрів може призвести до появи можливості подібної взаємодії, але такі дослідження не проводили.

Метою роботи є дослідження умов хімічної взаємодії ортофосфорної кислоти з сульфатами металів з метою отримання фосфатних зв'язувальних компонентів, придатних для виготовлення ливарних стрижнів.

У роботі було досліджено суміші з неорганічними зв'язувальними системами, які складаються із солей металів  $\text{MgSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{MnSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{FeSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{CoSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3 \cdot 18\text{H}_2\text{O}$  та ортофосфорної кислоти. Попередньо відомо, що сульфати мають зв'язувальну здатність [8, 14, 19], і це було підтверджено в процесі першого експерименту.

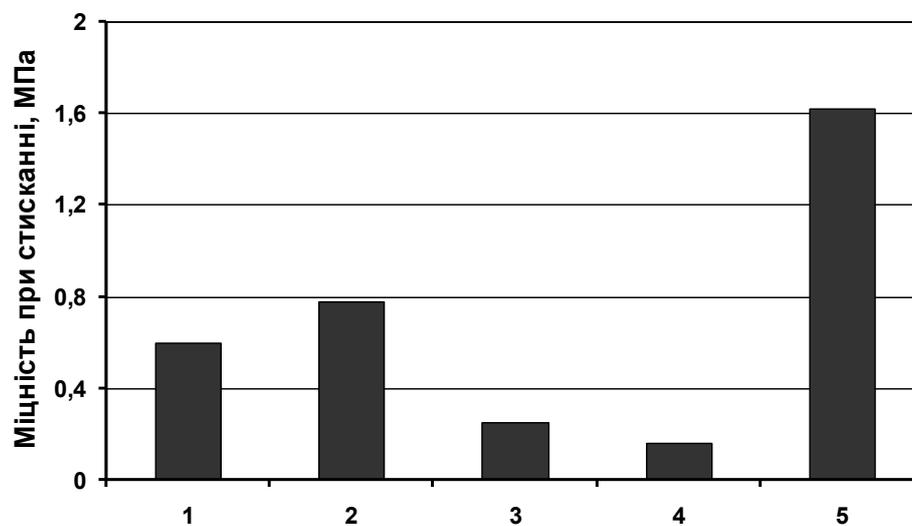
Для проведення дослідження були виготовлені стандартні циліндричні зразки із сумішей, склад яких наведено в табл. 1. Зміцнення проводили протягом 1 год за температури 200 °С. Міцність при стисканні вимірювали на універсальній установці моделі УС-700.

Таблиця 1

## Склад сумішей із сульфатами металів

Компоненти сумішей				
1	2	3	4	5
MgSO <sub>4</sub> ·7H <sub>2</sub> O 3,0 %	MnSO <sub>4</sub> ·5H <sub>2</sub> O 3,0 %	FeSO <sub>4</sub> ·7H <sub>2</sub> O 3,0 %	CoSO <sub>4</sub> ·7H <sub>2</sub> O 3,0 %	Al <sub>2</sub> (SO <sub>4</sub> ) <sub>3</sub> ·18H <sub>2</sub> O 3,0 %
Вода – 2,0 %				
Пісок кварцовий 3K <sub>5</sub> O <sub>3</sub> O <sub>25</sub> – решта				

Результати визначення міцності зразків показано на рис. 1.



1 – зразки з MgSO<sub>4</sub>·7H<sub>2</sub>O; 2 – зразки з MnSO<sub>4</sub>·5H<sub>2</sub>O; 3 – зразки з FeSO<sub>4</sub>·7H<sub>2</sub>O;  
4 – зразки з CoSO<sub>4</sub>·7H<sub>2</sub>O; 5 – зразки з Al<sub>2</sub>(SO<sub>4</sub>)<sub>3</sub>·18H<sub>2</sub>O

Рис. 1. Міцність зразків з сульфатами металів без ортофосфорної кислоти

З отриманих результатів видно, що сульфати металів після теплового сушіння забезпечують міцність, хоча і незначну. Це свідчить про те, що сульфати дійсно мають зв'язувальні властивості. Однак відомо, що використання сульфатів у складі формувальних або стрижневих сумішей призводить до підвищеного пригару [8, 14], що особливо актуально для виливків із легованих сталей [4]. Отже, потрібно мінімізувати вміст сульфатів у суміші за рахунок перетворення їх на інші, більш корисні і, можливо, більш міцні сполуки.

Установлено, що введення сульфатів у суміш разом з H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub> дає змогу значною мірою збільшити міцність. Цей ефект можна пов'язати із хімічною взаємодією сульфатів з кислотою та утворенням нових зв'язувальних компонентів [20].

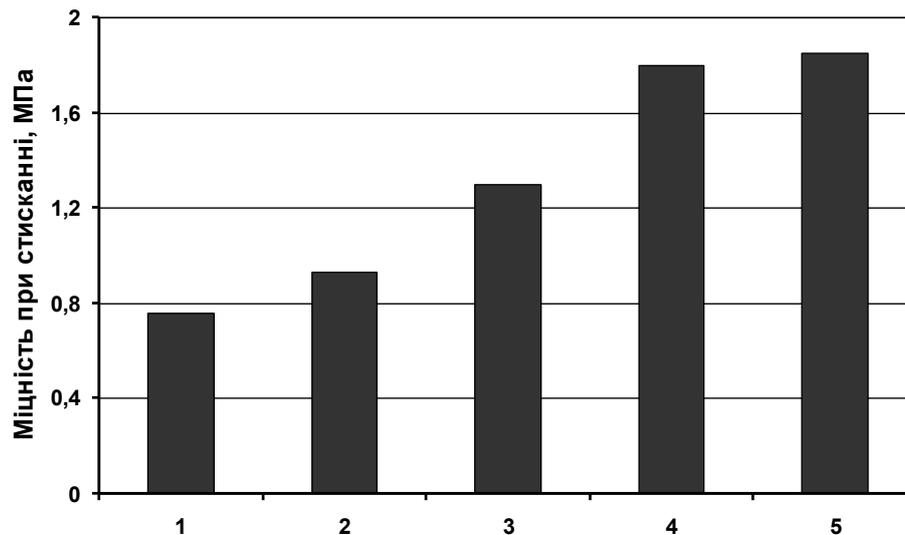
Факт підвищення міцності підтверджено наступним експериментом. Виготовлено стандартні циліндричні зразки із сумішей, склад яких зазначено в табл. 2. Зразки також зміцнювали за температури 200 °С протягом 1 год.

Таблиця 2

Склад сумішей із сульфатами металів та ортофосфорною кислотою

Компоненти сумішей				
1	2	3	4	5
MgSO <sub>4</sub> ·7H <sub>2</sub> O 3,0 %	MnSO <sub>4</sub> ·5H <sub>2</sub> O 3,0 %	FeSO <sub>4</sub> ·7H <sub>2</sub> O 3,0 %	CoSO <sub>4</sub> ·7H <sub>2</sub> O 3,0 %	Al <sub>2</sub> (SO <sub>4</sub> ) <sub>3</sub> ·18H <sub>2</sub> O 3,0 %
Ортофосфорна кислота – 3,0 %				
Вода – 2,0 %				
Пісок кварцовий 3K <sub>5</sub> O <sub>3</sub> 025 – решта				

Результати визначення міцності зразків показано на рис. 2.

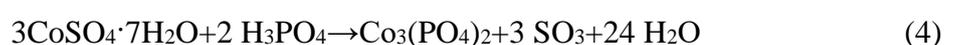
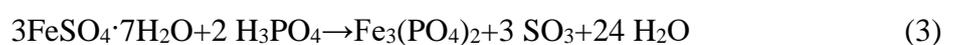


1 – зразки з MgSO<sub>4</sub>·7H<sub>2</sub>O; 2 – зразки з MnSO<sub>4</sub>·5H<sub>2</sub>O; 3 – зразки з FeSO<sub>4</sub>·7H<sub>2</sub>O;  
4 – зразки з CoSO<sub>4</sub>·7H<sub>2</sub>O; 5 – зразки з Al<sub>2</sub>(SO<sub>4</sub>)<sub>3</sub>·18H<sub>2</sub>O

Рис. 2. Міцність зразків з сульфатами металів та 3,0 % ортофосфорної кислоти

Порівнюючи отримані результати, можна зробити висновок, що зв'язувальні властивості більшості сульфатів металів менші, ніж сполук, які утворюються після їх взаємодії з ортофосфорною кислотою.

В результаті вказаної взаємодії можуть утворюватися фосфати трьох типів: повнозаміщений ортофосфат (PO<sub>4</sub>), двозаміщений кислий ортофосфат (HPO<sub>4</sub>), однозаміщений кислий ортофосфат (H<sub>2</sub>PO<sub>4</sub>). З хімічної точки зору проходження реакцій між сульфатами та ортофосфорною кислотою вважається неможливим. Однак для остаточної перевірки необхідно розглянути термодинамічні передумови, зауваживши при цьому реальні температури взаємодії, а також точну хімічну природу реагентів. Для зменшення загального обсягу інформації розрахунки здійснено виключно для реакцій з утворенням повнозаміщених ортофосфатів (PO<sub>4</sub>):



Графіки зміни вільної енергії залежно від температури потенційного проходження реакцій, наведено на рис. 3 (індекси на графіках відповідають номерам реакцій).

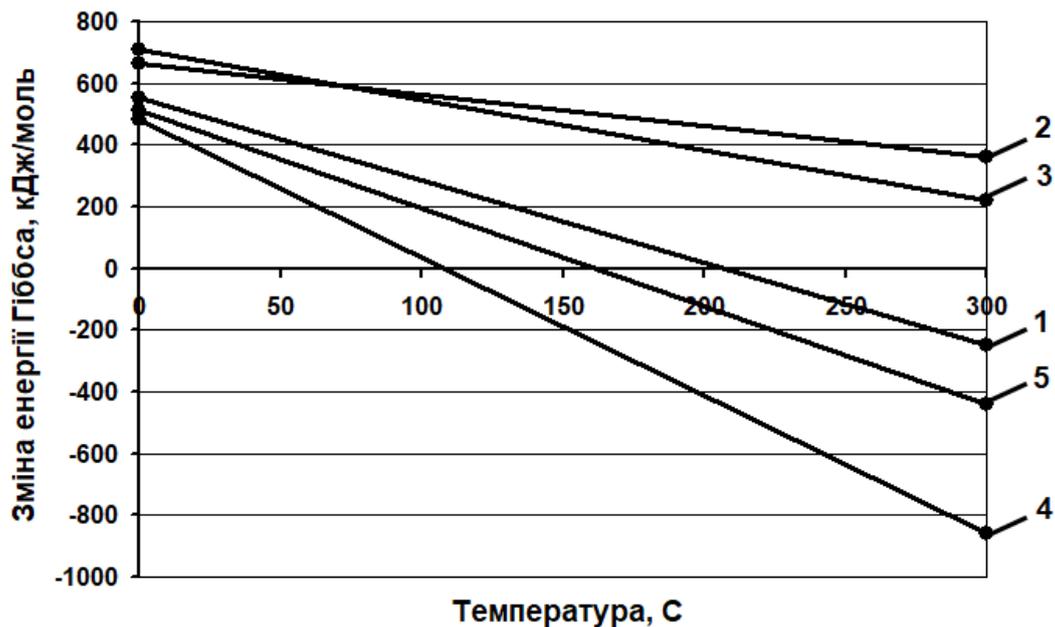


Рис. 3. Зміна енергії Гіббса для реакцій взаємодії ортофосфорної кислоти з сульфатами металів

Термодинамічний аналіз показав, що за нормальних умов дійсно всі досліджені сульфати не можуть взаємодіяти з ортофосфорною кислотою. Проте за 200 °C (температура, за якої визначено міцність зразків), а тим більше при подальшому нагріванні,  $\Delta G$  знижується, і для  $\text{CoSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{MgSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$  та  $\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3 \cdot 18\text{H}_2\text{O}$  стає від'ємною. Це, у свою чергу, свідчить про можливість проходження реакцій утворення фосфатів.

Під час приготування суміші необхідно також забезпечити рівномірний розподіл компонентів (кислоти і сульфату металу) між часточками наповнювача. Тільки рівномірний розподіл забезпечує повноцінну хімічну взаємодію в подальшому під час нагрівання.

З метою більш якісного змішування основних реагентів (кислоти і сульфатів) провели порівняльні досліді, під час яких приготування сумішей здійснювали за трьома схемами:

- 1) послідовне додавання до вогнетривкого наповнювача сульфату металу, ортофосфорної кислоти та води в процесі перемішування;
- 2) додавання до вогнетривкого наповнювача попередньо змішаного розчину сульфату металу в ортофосфорній кислоті;
- 3) додавання до вогнетривкого наповнювача попередньо перемішаного, нагрітого та подрібненого сухого матеріалу, отриманого із ортофосфорної кислоти та сульфату металу, зподальшим додаванням води в процесі перемішування.

Зміцнення стандартних циліндричних зразків проводили за температур 150, 200, 250 та 300 °C. Діапазон температур дослідження розширено з огляду на отримані дані термодинамічного аналізу (див. рис. 3).

Усі суміші, які готували за схемою 1, містили по 3,0 % ортофосфорної кислоти. Кількість сульфатів змінювали для отримання співвідношень сульфату до кислоти 1 : 2, 1 : 1, 2 : 1 та 3 : 1. Тобто кількість сульфатів у сумішах була 1,5 %; 3,0 %; 6,0 % і 9,0 %.

В процесі приготування сумішей за схемою 2, для отримання розчинів, сульфати попередньо змішували з ортофосфорною кислотою та витримували 24 год за кімнатної температури. Після витримки сульфати частково або повністю розчинялись в кислоті. Концентрація сульфатів у таких розчинах від 10 до 50 %.

Для приготування зв'язувальних композицій, використаних у схемі 3, змішували сульфат металу з ортофосфорною кислотою у співвідношеннях 1 : 1, 3 : 1, 5 : 1 та 7 : 1 відповідно. Витримували в печі при температурі 200 °С протягом 1 год. Після витримки наважки діставали з печі, охолоджували на повітрі і, в разі наявності в них грудок або спечених конгломератів часточок, подрібнювали їх. Отримані композиції просіювали через сито із розміром комірки 0,2 мм, після чого використовували для приготування сумішей.

В результаті серії експериментів із приготування сумішей за усіма трьома технологічними схемами та аналізу результатів міцності отриманих зразків (для скорочення вмісту статті наведено тільки фінальні результати), було встановлено, що в усіх випадках попереднє змішування сульфатів з ортофосфорною кислотою забезпечує інтенсифікацію взаємодії між цими реагентами за рахунок більш рівномірного розподілу компонентів.

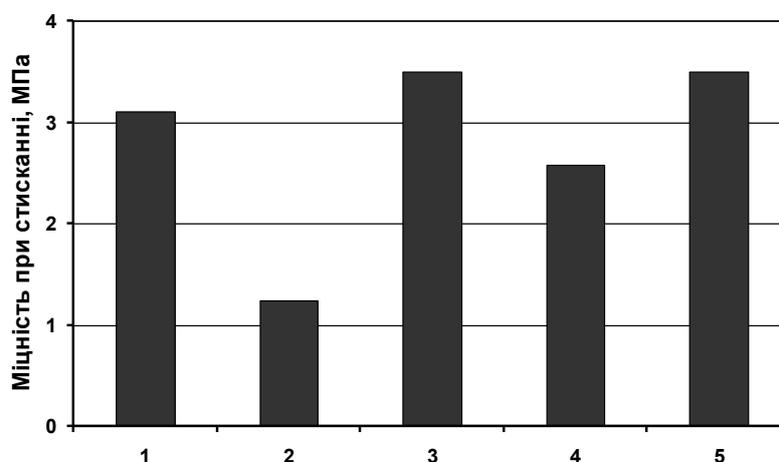
Експериментально встановлено, що для досягнення максимальної міцності зразків для кожного із сульфатів ефективними є способи утворення зв'язувального компонента з ортофосфорною кислотою, які передбачають попереднє змішування цих компонентів за нормальної температури або при нагріванні (табл. 3).

Таблиця 3

## Склад розроблених сумішей

Індекс	Зв'язувальний компонент	Наповнювач	Температура зміцнення, °С
1	Розчин (30 % $\text{MgSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ + 70 % $\text{H}_3\text{PO}_4$ ) у кількості 6,0 %	Пісок кварцовий 3К <sub>5</sub> О <sub>3</sub> 025	200
2	Розчин (50 % $\text{MnSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$ + 50 % $\text{H}_3\text{PO}_4$ ) у кількості 6,0 %	Пісок кварцовий 3К <sub>5</sub> О <sub>3</sub> 025	150
3	Розчин (30 % $\text{FeSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ + 70 % $\text{H}_3\text{PO}_4$ ) у кількості 6,0 %	Пісок кварцовий 3К <sub>5</sub> О <sub>3</sub> 025	200
4	Розчин (10 % $\text{CoSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ + 70 % $\text{H}_3\text{PO}_4$ ) у кількості 6,0 %	Пісок кварцовий 3К <sub>5</sub> О <sub>3</sub> 025	250
5	Композиція (5 мас. ч. $\text{Al}(\text{SO}_4)_2 \cdot 18\text{H}_2\text{O}$ + 1 мас. ч. $\text{H}_3\text{PO}_4$ ) у кількості 7,0 %	Пісок кварцовий 3К <sub>5</sub> О <sub>3</sub> 025	200

Показники міцності, отримані при проведенні експериментів для кожної із сумішей, наведено на рис. 4.



1 – зразки з  $\text{MgSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ ; 2 – зразки з  $\text{MnSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$ ; 3 – зразки з  $\text{FeSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ ;  
4 – зразки з  $\text{CoSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ ; 5 – зразки з  $\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3 \cdot 18\text{H}_2\text{O}$

Рис. 4. Максимальна міцність зразків сумішей з сульфатами металів та ортофосфорною кислотою

Стрижневі суміші з неорганічними солями  $\text{FeSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$  та  $\text{Al}(\text{SO}_4)_2 \cdot 18\text{H}_2\text{O}$  показали найбільшу міцність (3,5 МПа). Отже, вони найбільшою мірою відповідають завданню нашої роботи. Проте міцність понад 2,0 МПа, що достатньо для стрижнів 3 і 4 класу, можливо отримати і з поєднаннями ортофосфорної кислоти з сульфатами  $\text{MgSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$  і  $\text{CoSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ . Суміш з  $\text{MnSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$  не забезпечує належного рівня міцності, а тому на цьому етапі рекомендувати її для виготовлення ливарних стрижнів неможливо.

Процеси плавлення і заливання штампових сталей складно реалізувати в лабораторних умовах, тому придатність розроблених зв'язувальних компонентів і відповідно стрижневих сумішей перевіряли на жаростійкій високолегованій сталі 30X25Ю2ТЛ, технологічний процес плавлення і лиття якої налагоджено в лабораторії кафедри ливарного виробництва КПІ імені Ігоря Сікорського. Ливарні форми для виливків на рис. 5, а, б, та ливарні стрижні для виливка на рис. 5, в, виготовляли із сумішей з сульфатами заліза та алюмінію (див. табл. 3) без використання протипригарного покриття, температура заливання  $1560 \pm 20$  °С.



Рис. 5. Виливки, виготовлені із легованої сталі з використанням форм і стрижнів з розроблених сумішей:

а – діаметр 80 мм, товщина 15 мм; б – 180 x 120 мм; в – довжина 200 мм, внутрішній діаметр 20 мм

Високолегована сталь, використана в дослідженні, наближена до сталей, які використовують для штампового інструменту за такими параметрами як підвищена температура заливання, вміст основного легувального елемента та схильність до фізико-хімічної взаємодії з формою (утворення пригару). Тому отримані виливки з чистою поверхнею та без ливарних дефектів свідчать про потенційну можливість подальшого запровадження створених стрижневих сумішей.

## ВИСНОВКИ

Встановлено, що поєднання сульфатів металів із ортофосфорною кислотою у складі стрижневої суміші забезпечує зміцнення в процесі нагрівання, при чому міцність є більшою, ніж в аналогічних сумішах із сульфатами металів без ортофосфорної кислоти.

Термодинамічними розрахунками підтверджено можливість хімічної взаємодії ортофосфорної кислоти з деякими сульфатами металів, які мають кристалогідрату форму, зокрема  $\text{Al}(\text{SO}_4)_2 \cdot 18\text{H}_2\text{O}$ .

Проведено експерименти із технології сумішоприготування, які довели ефективність попереднього змішування сульфатів металів з ортофосфорною кислотою для отримання зв'язувального розчину або сухої композиції.

Суміш із 6,0 % розчину, який складається із 30 %  $\text{FeSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$  та 70 %  $\text{H}_3\text{PO}_4$  (концентрація 85%), має міцність при стисканні понад 3,5 МПа після теплового зміцнення за температури 200 °С.

Суміш із 7,0 % зв'язувальної композиції, яка складається із 1 мас. ч.  $\text{Al}(\text{SO}_4)_2 \cdot 18\text{H}_2\text{O}$  та 1 мас. ч.  $\text{H}_3\text{PO}_4$ , має міцність при стисканні понад 3,0 МПа після теплового зміцнення при температурі 200 °С, що є цілком достатнім для виготовлення ливарних стрижнів.

Виливки із жаростійкої високолегованої сталі 30X25Ю2ТЛ, виготовлених із використанням форм і стрижнів із розроблених сумішей, не мають ливарних дефектів та характеризуються гладкими поверхнями, що дає змогу спрогнозувати можливість використання розроблених сумішей в подальшому для лиття штампового інструменту.

### СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Бартель Г.П., Федоров Н.Н., Тупчиенко В.И. Перспективная технология изготовления износостойкого литого штампового инструмента. *Матеріали II міжнародної науково-практичної конференції «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку»*. Краматорськ: ДДМА. 2004. С. 113.
2. Minitskyi A.V., Stepanov O.V., Radchuk S.V., Byba Ye.G., Loboda P.I. 3D Printing of Iron-Based Lattice Structures Produced by Selective Laser Melting. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*. 2022. 61. 4, pp. 189–196. <https://doi.org/10.1007/s11106-022-00306-9>
3. Minitsky A. BybaYe., Minitska N., Radchuk S. A study of the structure and properties of materials based on an iron – copper composite powder. *Eastern-European Journal of enterprise technologies*. 2019. 2/12 (98). pp. 44–55. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.164017>
4. Макаревич О.П., Федоров Г.С., Платонов Є.О. Виробництво виливків із спеціальних сталей. Київ: Видавництво НТУУ «КПІ». 2005. 712 с.
5. Хільчевський В.В., Кондратюк С.Є., Степаненко В.О., Лопатько К.Г. Матеріалознавство і технологія конструкційних матеріалів: навч. посібник. Київ: Либідь. 2002. 328 с.
6. Боков В.М. Конструювання та виготовлення штампів. Проектування штампів: формозмінних, складної дії для складання та автоматичного штампування: навч. посібник. Кіровоград: Імекс-ЛТД. 2010. 321 с.
7. Специальные способы литья. Справочник. Под общ. ред. В.А. Ефимова. Москва: Машиностроение. 1991. 436 с.
8. Лютий Р.В., Гурия І.М. Формувальні матеріали: Підручник. Київ: КПІ ім. І. Сікорського. 2020. 257 с.
9. Федоров Н.Н. Методические аспекты определения свойств бентонитовых формовочных глин. *Литье и металлургия*. 2014. 4(77). С. 19–23.
10. Федоров Н.Н. Аддитивный способ изменения свойств бентонитовой формовочной глины. *Вісник Донбаської державної машинобудівної академії*. 2010. 3(20). С. 249–253.
11. 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.
12. 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.
13. 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.
14. Дорошенко С. П. Формувальні суміші. Київ: ІЗМН. 1997. 140 с.
15. Liutyi R., Liuta D., Petyk I. Structural construction of binders based on orthophosphoric acid and refractory materials. *Advances in Materials Science and Engineering*. 2021. <https://doi.org/10.1155/2021/6667769>
16. Кеуш Д.В. Закономерности образования связующих из ортофосфорной кислоты и огнеупорных наполнителей. *Процессы литья*. 2015. 4(112). С. 40–46.
17. 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. <https://doi.org/10.15330/pcss.21.1.176-184>
18. 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. *Обробка матеріалів тиском. Materials Working by Pressure*. Краматорськ: ДДМА. 2023. 1(52). С. 207–215. [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)207](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)207)
19. Евстигнеев А.И., Дмитриев Э.А., Сайгушкина В.А. Стержневая смесь с сульфатным связующим. *Литейное производство*. 2014. 8. С. 11–12.
20. Лютий Р.В., Гурия І.М., Шаповалова Д.В., Кеуш Д.В. Образование связующих композиций в формовочных смесях на основе ортофосфорной кислоты и солей металлов. *Литейное производство*. 2013. 5. С. 16–19.

## 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 «Heavy Mechanical Engineering. Problems and Prospects for Development»*. Kramatorsk. DSEA. 2004, p. 113. (in Russian).
2. Minitskiy A.V., Stepanov O.V., Radchuk S.V., Byba Ye.G., Loboda P.I. 3D Printing of Iron-Based Lattice Structures Produced by Selective Laser Melting. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*. 2022. 61, pp. 189–196. <https://doi.org/10.1007/s11106-022-00306-9>
3. Minitskiy A. BybaYe., Minitska N., Radchuk S. A study of the structure and properties of materials based on an iron – copper composite powder. *Eastern-European Journal of enterprise technologies*. 2019. 2/12(98), pp. 44–55. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.164017>
4. Makarevych O.P., Fedorov G.E., Platonov E.O. Production of castings from special steels. Kyiv: Publishing House of NTUU "KPI". 2005. 712 p. (in Ukrainian).
5. Khilchevsky V.V., Kondratyuk S.E., Stepanenko V.O., Lopatko K.G. Materials science and technology of structural materials: teaching manual. Kyiv: Lybid. 2002. 328 p. (in Ukrainian).
6. Bokov V.M. Design and manufacture of stamps. Design of stamps: shape-changing, complex action, for assembly and automatic stamping: teaching manual. Kirovohrad: Imex-LTD. 2010. 321 p. (in Ukrainian).
7. Special methods of casting. Reference book. Ed. V. A. Efimov. Moscow: Mashinostroenie. 1991. 436 p. (in Russian).
8. Liutyi R.V., Guriya I.M. Formative materials. Textbook. Kiev: I. Sikorskyi KPI. 2020. 257 p. (in Ukrainian).
9. Fedorov N.N. Methodological aspects of determining the properties of bentonite molding clays. *Casting and Metallurgy*. 2014. 4 (77), pp. 19–23. (in Russian).
10. Fedorov N.N. Additive method of changing the properties of bentonite molding clay. *Herald of the Donbass State Engineering Academy*. 2010. 3(20), pp. 249–253. (in Russian).
11. 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).
12. 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), pp. 48–51. (in Russian).
13. 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), pp. 48–51. (in Russian).
14. Doroshenko S.P. Molding mixtures. Kyiv: IZMN. 1997. 140 p. (in Ukrainian).
15. Liutyi R., Liuta D., Petryk I. Structural construction of binders based on orthophosphoric acid and refractory materials. *Advances in Materials Science and Engineering*. 2021. <https://doi.org/10.1155/2021/6667769>
16. Keush D.V. Patterns of the formation of binders from phosphoric acid and refractory fillers. *Casting Processes*. 2015. 4 (112), pp. 40–46. (in Russian).
17. 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, pp. 176–184. <https://doi.org/10.15330/pcss.21.1.176-184>
18. Liutyi R.V., Fedorov M.M., Dyachenko Yu.G., Kocheshkov A.S., Demchuk G.V., Liuta D.V. Technological properties of rod mixtures with phosphates of aluminum, zirconium and silicon for the production of cast blanks of stamping tools. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA. 2023. 1(52), pp. 207–215. [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)207](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)207) (in Ukrainian).
19. Evstigneev A.I., Dmitriev E.A., Saygushkina V.A. Core mixture with sulfate binder. *Foundry production*. 2014. 8, pp.11–12. (in Russian).
20. Liutyi R.V., Guriya I.M., Shapovalova D.V., Keush D.V. Formation of binder compositions in molding mixtures based on orthophosphoric acid and metal salts. *Foundry production*. 2013. 5, pp. 16–19. (in Russian).

**Fedorov M., Liutyi R., Dyachenko Yu., Kocheshkov A., Liuta D. Phosphate binders for the manufacture of casting molds in technologies for casting die tool blanks.**

Casting technologies for the production of die tool parts have significant advantages over the use of forgings, rolled bars or powder parts. The steels used for die inserts, dies, punches and other parts generally have satisfactory casting properties and produce precision castings. However, the choice of casting method remains a pressing issue today, since die casting technologies are expensive, energy- and material-intensive. The production of such parts is small-scale, while leading foundry technologies are designed for large series or mass production. An important task is to create technological conditions for the production of work pieces from alloy steels using a minimum amount of materials, which, in turn, are accessible and cheap. Compared to the special casting methods that are used now, casting in one-time molds allows us to solve this problem. At the same time, a new question arises - the creation of effective molding materials suitable for this technology and oriented to the conditions of small-scale production, that is, high-quality and easy-to-use core mixtures. The article presents the results of a study of the processes of formation of binders in systems of orthophosphoric acid with metal sulfates such as  $MgSO_4 \cdot 7H_2O$ ,  $MnSO_4 \cdot 5H_2O$ ,  $FeSO_4 \cdot 7H_2O$ ,  $CoSO_4 \cdot 7H_2O$  or  $Al_2(SO_4)_3 \cdot 18H_2O$ . It has been experimentally established that all of these sulfates, when heated in the range from 150 °C to 300 °C, enter into a chemical interaction with orthophosphoric acid, resulting in hardening of mixtures based on them. Systems with iron and aluminum sulfates have the best performance as binders for core mixtures. For them, the optimal ratios of sulfate

and acid, heating temperature and the required binder content in the mixture have been established. Various methods for preparing mixtures have been studied and the feasibility of pre-mixing metal sulfates with orthophosphoric acid to obtain a solution or dry composition has been established. Laboratory tests consisted of using mixtures for casting high-alloy chrome-aluminum steel. The castings do not have burn marks or other surface defects, and therefore the developed core mixtures are potentially suitable for casting alloy steels, including die steels.

**Keywords:** die tool, casting, Gibbs energy, binder, alloy steel, phosphoric acid, compressive strength, core mixture, metal sulfates.

**Федоров Микола Миколайович** – канд. техн. наук, доц. ДДМА  
**Fedorov Mykola** – Candidate of Technical Science, Associate Professor DSEA  
E-mail: [nikolay.fyodorov@gmail.com](mailto:nikolay.fyodorov@gmail.com)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2149-5861>

**Лютий Ростислав Володимирович** – канд. техн. наук, доц. НТУУ «КПІ»  
**Liutyi Rostislav** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, NTUU «KPI»  
E-mail: [rvl2005@ukr.net](mailto:rvl2005@ukr.net)  
ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6655-6499>

**Дьяченко Юрій Григорович** – канд. техн. наук, доц. ДДМА  
**Dyachenko Yuri** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, DSEA  
E-mail: [dyachenko.yurij.1978@gmail.com](mailto:dyachenko.yurij.1978@gmail.com)  
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0711-8354>

**Кочешков Анатолій Сергійович** – канд. техн. наук, доц. НТУУ «КПІ»  
**Kocheshkov Anatoly** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, NTUU «KPI»  
E-mail: [asko@iff.kpi.ua](mailto:asko@iff.kpi.ua)  
ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6923-1403>

**Люта Дар'я Вікторівна** – канд. техн. наук, НТУУ «КПІ»  
**Liuta Dar'ya** – Candidate of Technical Science, Associate Professor, NTUU «KPI»  
E-mail: [dawusikya@gmail.com](mailto:dawusikya@gmail.com)  
ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-5247-4713>

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ-Тернопіль.  
DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

НТУУ «КПІ» – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», Київ  
” NTUU “KPI” – National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute, Kyiv

*Стаття надійшла до редакції 12.07.24 р.*

Podlesny S. V.

## CONTINUOUS IMPROVEMENT: KAIZEN IN THE MATERIALS PROCESSING INDUSTRY

*The study examines current issues related to the implementation of the Kaizen concept in the materials processing industry, based on continuous improvement. Theoretical and practical issues of using the Kaizen concept are considered in order to improve all aspects of the functioning of materials processing enterprises, solve many production issues and problems, improve the quality of products and services, increase competitiveness, efficient use of resources, increase efficiency and effectiveness, reduce costs and achieve gradual improvements in various aspects of production. Kaizen has become a universal method aimed at continuous improvement in accordance with the requirements of the modern competitive environment. Three sets of Kaizen principles and the benefits that its use provides in the materials processing industry are discussed. The application of Kaizen principles solves the problems of optimizing production processes, standardization, establishing standard operating procedures and best practices, and involving all employees of the enterprise in improvement processes. It is recommended to implement changes using the PDCA approach. A list of principles of the Kaizen philosophy is given that should guide the implementation of changes. The Kaizen philosophy emphasizes the importance of the participation of all employees in the process of continuous improvement. Kaizen methodology, as a systematic approach to continuous improvement, actively uses standardization, data to make decisions and identify areas for improvement. Examples of the possible use of Kaizen to improve individual elements of production are given. It has been shown that Kaizen can be successfully combined with other approaches and technologies, such as 5S, Kanban, Value Stream Mapping, Six Sigma, DMAIC, and digital technologies.*

**Key words:** *Kaizen concept, materials processing industry, continuous improvement, product quality, competitiveness, resource efficiency, cost reduction.*

The materials handling industry faces a number of challenges related to efficiency, quality and cost-effectiveness. Traditional manufacturing processes often suffer from inefficiencies, waste, and suboptimal use of resources. These challenges affect productivity, product quality, and overall competitiveness. Therefore, there is a need for continuous improvement methodologies to effectively address these challenges. One such methodology is a widely Kaizen system used all over the world. Kaizen, or lean manufacturing, is a Japanese management system based on continuous improvement. This allows you to minimize losses and make work as efficient as possible. The application of Kaizen principles in the materials processing industry aims to achieve incremental improvements in various aspects of production.

The application of Kaizen in the materials processing industry is of high relevance for reasons of increasing competitiveness and resource efficiency. In a globalized market, companies must continuously improve their processes to remain competitive. Kaizen provides a systematic approach to achieving competitiveness, focusing on continuous improvement. Kaizen helps optimize resource utilization, reduce waste, and increase productivity.

Research and publications related to the application of the Kaizen methodology in production provide valuable scientific results and practical recommendations. Studies show that the introduction of Kaizen into production processes leads to reduced cycle times, improved product quality and reduced costs [1, 2]. Research also highlights the importance of training employees in Kaizen principles and creating a culture of sharing experiences [3, 4]. Studies are looking at the possibility of integrating Kaizen with other methodologies such as Lean, Six Sigma, and Agile [5-8]. Studies help to identify unsolved aspects of the application of Kaizen in this area [1, 2, 5].

In this article, we focus on the fact that the application of the Kaizen methodology can be effective in solving many production issues and problems, such as: eliminating bottlenecks (in material forming processes, there are often bottlenecks that slow down production and reduce efficiency); implementing Kaizen in corporate culture and employee relationships; applying Kaizen to specific production processes; optimization of production processes.

*The purpose of the work is to study the theoretical and practical issues of using the concept (philosophy, methodology) of Kaizen in order to improve all aspects of the functioning of material*

processing enterprises, improve product quality, increase competitiveness and efficient use of resources.

Kaizen has its roots in Japan after World War II. After the devastating effects of the war, Japanese companies were faced with the need to improve production efficiency in order to become more competitive in the global market. One of the methods developed in Japan was the Quality Management (QC) format. In 1949, Japanese scientist Kaoru Ishikawa introduced the concept of the QC circle, where workers worked together to optimize processes, solve problems, and improve thinking. The QC approach sought to involve employees at all levels in identifying and solving production problems. This laid the groundwork for what later became the broader Kaizen philosophy.

The Japanese kaizen management system, based on the ideas of Deming, Juran, Feigenbaum and their Japanese colleagues Ishikawa, Taguchi and Shingu, includes the concept of lean thinking and production, Six Sigma, Five C's methods, TQM (Total Quality Management System), TPM (Total Production Performance Assurance System), JIT (Just-in-Time), KANBAN [9, 10], etc. Kaizen (translated from Japanese as "continuous improvement") is the basis of any effective production system. With the greatest efficiency, the Kaizen philosophy was implemented within the Toyota production system, which is now the benchmark for industrial companies. In the conditions of the devastation of Japanese industry, this company had to catch up and surpass the Americans in the production of cars. After Japanese automobiles conquered the U.S. market, U.S. manufacturing experts began to study Toyota's experience in order to extract techniques that could ensure the success of any organization that mastered them. Therefore, when making a decision on the use of management tools, the company's management must understand that kaizen is the base, the basis of the production system.

For many years, Japan, developing and introducing new technologies, has been ranked first in many industries. In many ways, this is facilitated by advanced technologies for organizing production. Being organic and natural for Japan, the concept of Kaizen can be very appropriate and effective for businesses in other countries due to its cost-effectiveness and consistency. According to Masaaki Imai, it is applicable not only in large companies, but also in medium and small companies. However, this largely depends on the organizations themselves, the mentality of people and the conditions of application.

The word "Kaizen" has several interpretations, the main one being continuous improvement. On its own, Kaizen doesn't offer a ready-made turn-based strategy that you can follow to make sure everything goes well. There is no universal instruction book for kaizen either. Rather, it is a set of ideas and principles that should be built upon. The basic tenet of Kaizen goes something like this: small steps in the right directions help you get a lot. This means that in order to achieve impressive results, you do not need drastic innovations, but slow and gradual, but daily work.

Since there is no official Kaizen "bible," there is some confusion in the descriptions of this approach.

For example, on the website of the Kaizen Institute, the author of the book "Kaizen. The Key to Japan's Strategy for Success" by Masaaki Imai provides these five elements, which are also called the core of kaizen.

Get to know your customer. This means having a clear picture of the person you are providing services to or selling goods: their values, desires, needs, and pains.

Get rid of garbage. Kaizen is closely related to the ideas of the concept of zero waste and lean manufacturing. However, this principle can also be understood more broadly: strive not to use anything superfluous in your work, to take only what you really need, to destroy garbage, both physical and informational.

Go to the "production". The original word used is gemba, which can be translated from Japanese as "a place where work takes place." The essence of this element of kaizen is that the manager must have a good understanding of work processes and throw all their efforts into implementing changes there in the first place.

Be based on facts. On statistics, changes in significant indicators and specific figures, and not on your own feelings.

Inspire your team. In this case, we are talking about setting specific goals for people and helping them achieve them.

In various sources, there are several other principles that are associated with kaizen.

Gather employee feedback. Kaizen suggests that every team member should be heard if they have something to say. You can brainstorm together, conduct one-on-one interviews, or put up a "suggestion box." The ideas that people express should be considered and slowly implemented if they are worth it.

Give up perfectionism. It's better to work slowly every day than to try to do everything flawlessly.

Look for the root of the problem. You can't take difficulties and problems for granted. You need to ask yourself at least five times why this is happening in order to get to the bottom of it and find a solution.

Avoid the status quo. This means that it is necessary to strive not for stability and balance, but for continuous development.

Maintain personal discipline. Each team member needs to follow the rules of time management and work on themselves.

Build team spirit. People in the company should have common clear goals, values, and principles. It inspires, motivates, helps everyone move in the same direction and work together.

The third set of Kaizen principles concerns lean manufacturing. It consists of five S's:

– Seiri (sorting). Sort work tools, approaches, and tasks, identify what you don't really need.  
– Seiton (systematization). Keep your workspace tidy, find a well-defined position for each tool and object. And it doesn't matter whether you're working at a machine, at an easel, or in an office at a desk.

– Seiso (kept clean). The workplace should be clean. Clean it up at the end of each day.

– Seiketsu (standardization). Make the previous three actions automatic, and make them standard.

– Shitsuke (Enhancement). Check how effective the system is. Troubleshoot issues and improve workflows.

Kaizen has become a universal method of restructuring business processes in various industries. Its focus on continuous improvement meets the demands of today's competitive environment. Organizations that accept Kaizen receive the following benefits:

Increased efficiency and effectiveness: Continuous improvement of processes leads to increased productivity and more efficient use of resources. Every small improvement in the process, implemented gradually, accumulates and leads to an overall increase in productivity. Reduce redundant operations and streamline workflows increase efficiency.

Improving the quality of products or services: Kaizen promotes the creation of high-quality products or services, which increases customer satisfaction. The high quality of the products attracts satisfied customers and contributes to loyalty.

Promoting communication and collaboration: Kaizen promotes open communication and collaboration between employees, breaking down barriers and facilitating the exchange of ideas.

Cost Reduction: Streamlining processes and eliminating redundant operations have a direct impact on costs. Kaizen helps to identify ineffective steps and eliminate them. Every loss reduced is a savings for the organization.

Customer satisfaction. Product quality and timely fulfillment of promises satisfy customers. Satisfied customers are the best advertisement and reason for returns.

Increased competitiveness.

Kaizen is a universal method of restructuring business processes in many industries and areas of activity. Its focus on continuous improvement meets the demands of today's competitive environment.

The application of Kaizen principles in the materials processing industry aims to achieve incremental improvements in various aspects of production. Among the tasks that this approach includes:

1. Process Optimization: Identify bottlenecks, wastes, and inefficiencies in existing processes and develop strategies to optimize them. This includes streamlining workflows, reducing cycle times, and minimizing defects.

Standardization: Establishing standard operating procedures and best practices. Kaizen emphasizes the importance of consistency and repeatability to achieve continuous improvement.

Employee involvement: Involving all levels of the organization in the improvement process. Employees are encouraged to provide ideas, participate in problem-solving, and own their workspaces.

Data-driven decision-making: Collect and analyze data to identify opportunities for improvement. Metrics such as cycle time, defect rate, and resource utilization guide decision-making.

Small, incremental change: Kaizen supports the concept of "small steps" or "continuous small improvements." These incremental changes accumulate over time, leading to significant overall improvements.

How do I implement changes using Kaizen? This system strongly welcomes the PDCA (Plan-Do-Check-Act) approach, or as it is also called, the Deming-Shewhart control cycle. It is clear from the abbreviation that it consists of four stages:

Plan. Change should not be spontaneous; it is always necessary to analyze the situation first and make a strategy.

Act. In the case of Kaizen, this means trying to implement some small improvement.

Check. You should study how the previous step affected the company's work or personal results, compare indicators, and talk to colleagues who were affected by the changes.

Correct. If necessary, you need to fix the problems that have arisen, slightly change the approach, or completely abandon the improvements if they do not work.

When implementing changes, you should be guided by the following principles of the Kaizen philosophy:

Gradual change: Instead of radical changes that can cause resistance and destabilization, Kaizen calls for continuous small steps. These can include improvements in workflows, time optimization, reduction of waste, and elimination of unnecessary operations.

Participation of all employees: every employee, regardless of position, can contribute their ideas and suggestions. Kaizen fosters a culture where employees are invited to participate in the improvement process. This contributes to the creation of a unified team that is ready for continuous improvement.

Standardization and Measurement: Kaizen emphasizes the importance of standardizing work procedures. Stable and predictable processes make it easier to implement improvements. Measuring production metrics (e.g., cycle time, product quality) allows you to evaluate the effectiveness of changes. As an example, here are a few ways to apply the Kaizen philosophy in the material forming industry.

An example of improving equipment changeover times. The Material Forming team decided to use Kaizen to reduce changeover times between different batches of products. They analyzed the process, identified bottlenecks, and implemented small changes. As a result, changeover times have been reduced by 20%, resulting in increased productivity.

An example of improving product quality. The team found that some parts had a high percentage of defects. With the help of Kaizen, they conducted a root analysis of the problem, made small changes to the processing process, and established standard operating procedures. The quality of products has improved, and the number of defects has decreased.

Inventory optimization can also be considered as an example. The company faced excess inventories of raw materials. With the help of Kaizen, they developed a precision ordering system, taking into account the real needs of production. This has reduced storage costs and improved inventory management.

The next example is employee participation in process improvement. Regular training and feedback sessions helped to engage employees in the process of continuous improvement. They came up with a lot of ideas to streamline processes, which led to significant improvements.

These examples demonstrate how small steps and continuous improvement can lead to significant results in material forming.

The Kaizen philosophy emphasizes the importance of all employees participating in the continuous improvement process. Regardless of the position, each employee is invited to contribute their ideas, suggestions and participate in the optimization of work processes. Each employee has unique experience and knowledge. An invitation to participate allows employees to come up with innovative ideas that can lead to process improvements. The involvement of all employees facilitates the exchange of opinions and feedback. This helps to identify problems, deficiencies, and opportunities for improvement. Kaizen fosters a culture where employees feel comfortable expressing their ideas. This contributes to the creation of an open and innovative environment. Involving employees in the improvement process is also a form of learning. Employees learn to analyze processes, propose solutions, and work in a team. As a result, a culture of participation of all employees in continuous improvement contributes to the improvement of efficiency, product quality and overall competitiveness of the organization.

One of the key aspects of the Kaizen methodology is standardization. Its importance lies in increasing predictability, simplifying training, and reducing errors. Standardization of work procedures ensures stability and predictability. When every employee follows the same rules, processes become more manageable. Standardized procedures make it easier to train new employees. They can quickly master work tasks as they know what to expect. Standardization helps to avoid accidental mistakes. Employees know how to perform tasks correctly, which reduces the risk of defects.

The Kaizen methodology, as a systematic approach to continuous improvement, actively uses data to make decisions and identify areas for improvement. Kaizen is not based on assumptions or intuition. It is based on facts and data. By measuring production metrics such as cycle time, product quality, and resource utilization, you can identify areas that need attention. Data analysis helps to identify bottlenecks in production processes. These can be long cycles, frequent defects, or inefficient use of resources. Kaizen provides tools to optimize these areas. Measurement allows you to track progress after changes have been implemented. If the metrics improve, it indicates the positive impact of Kaizen. Let's imagine that there is a problem with a high rate of defects in the process of forming materials. With the help of data analysis, we found out that most defects occur at some stage of production. We decide to make changes at this stage, such as improving equipment or training employees. After the implementation of the changes, we continue to monitor production metrics. If the defect rate decreases, it confirms the successful application of Kaizen. In this way, the use of data in Kaizen helps to make informed decisions, improve production processes, and achieve continuous improvement.

Kaizen can be successfully combined with other approaches and technologies.

Combination with the Lean approach. Lean is another Japanese methodology that aims to eliminate redundancies and streamline processes. The integration of Kaizen with Lean allows you to create a more harmonious improvement system, where both approaches complement each other. Using Lean tools such as 5S, Kanban, and Value Stream Mapping helps identify bottlenecks and streamline workflows.

Combined with Six Sigma. Six Sigma is a methodology that aims to reduce variation and improve product quality. Kaizen's integration with Six Sigma allows you to focus on improving critical parameters and eliminating defects. Using Six Sigma tools such as DMAIC (Define, Measure, Analyze, Improve, Control) helps to systematically solve problems and achieve consistent results.

Use of digital technologies. Digital technologies play an important role in modern industry. Kaizen integration with the Internet of Things (IoT), Big Data, and Artificial Intelligence (AI) allows you to quickly analyze data, identify trends, and predict potential problems. Digital platforms also facilitate the implementation of Kaizen by making it easier to collect feedback from employees and automate improvement processes.

Integration of Kaizen with other methodologies requires constant training of employees. Lean, Six Sigma, and digital training helps create a shared culture of continuous improvement.

Leadership also plays a key role. Leaders must support and implement new approaches to ensure successful integration.

So, the integration of Kaizen with other methodologies, tools and technologies allows you to create a more balanced and effective improvement system that contributes to the growth of product quality and productivity.

## CONCLUSION

A study of the Kaizen methodology in the context of the materials processing industry allows us to draw the following conclusions:

**Kaizen Efficacy:** The application of Kaizen in this area has proven to be effective. Small steps, standardization and the participation of all employees contribute to the continuous improvement of production processes.

**Cost reduction:** Kaizen helps to reduce costs, optimize the use of resources, and improve product quality. This is important for the competitiveness of companies.

**Continuous Improvement Culture:** Creating a culture where every employee actively participates in improvement is a key aspect of successful Kaizen implementation.

**Recommendations:**

**Learning and Sharing Experiences:** Continue to train employees in Kaizen principles and exchange experiences. Regular training and feedback sessions will help maintain a focus on continuous improvement.

**Integration with other methodologies:** Explore the possibilities of integrating Kaizen with other methodologies of quality management and operational efficiency.

**Prospects:**

**Exploring new areas:** Further research could be directed to the application of Kaizen in specific material processing processes. This may include comparing with other methodologies and exploring new technologies.

**Innovation and Technology:** Given the rapidly changing technological environment, research may also encompass the application of Kaizen to new technologies and innovations.

Overall, Kaizen remains a powerful tool for achieving continuous improvement in the material forming industry. Its successful implementation requires the efforts of the entire team and a constant desire for improvement.

## REFERENCES

1. Masaaki Imai. Strategic KAIZEN: Using flow, synchronization, and leveling assessment to measure and strengthen operational performance. 1st edition. - McGraw Hill. 2021. 288 p.
2. Maurer R. The Kaizen method. One small step can change your life. Bright Books. 2022. 152 p. (in Ukrainian).
3. Pizniak T.I., Piznyak D.Yu. The use of the concept of Kaizen in personnel management of enterprises under martial law. *Economics. Finances. Right.* 2022. 4, pp. 5–8. (in Ukrainian). <https://doi.org/10.37634/efp.2022.4.1>
4. Demyaniuk L. The Japanese concept of kaizen and the key principles of 5S success. *Scientific works of the National Library of Ukraine named after V. I. Vernadskyi.* 2022. 66, pp. 59–69. (in Ukrainian). <https://doi.org/10.15407/np.66.059>
5. Coimbra F. Kaizen in Logistics and Supply Chains. 1st Edition. McGraw Hill. 2013. 384 p.
6. Filonova O. Kaizen: continuous improvement in Japanese. 2015. Access mode: <https://inteltech.com.ua/uk/blogs/kaydzen-bezperervne-polipshennya-po-yaponsky>. (access date: 05/09/2023). (in Ukrainian).
7. Harvey S. Kaizen. Japanese approach to gradual change of habits. KM-Brooks. 2021. 296 p. (in Ukrainian).
8. Girna O. The concept of kaizen: theoretical and applied aspects. *Economy and society.* 2023. 54. 6 p. Access mode: <https://doi.org/10.32782/2524-0072/2023-54-87>. (in Ukrainian).
9. Radchenko G., Levkovska T., Soboleva A. Peculiarities of the kanban and scrum methodology when implementing the principles of agile marketing. *Economy and society.* 2023. 50. 9 p. Access mode: <https://doi.org/10.32782/2524-0072/2023-50-24>. (in Ukrainian).
10. Anderson D. J. Kanban. Kyiv: Fabula. 2021. 288 p. (in Ukrainian).

**Подлесний С. В. Неперервне вдосконалення: Кайдзен в індустрії обробки матеріалів**

Дослідження присвячене розгляду актуальних питань, пов'язаних із впровадженням концепції Кайдзена в індустрію обробки матеріалів, засновану на безперервному вдосконаленні. Розглянуто теоретичні та практичні питання використання концепції Кайдзен з метою удосконалення всіх аспектів функціонування підприємств з обробки матеріалів, вирішення багатьох виробничих питань та проблем, покращення якості продукції та послуг, підвищення конкурентоспроможності, ефективного використання ресурсів, підвищення ефективності та результативності, зниження витрат та досягнення поступових покращень у різних аспектах виробництва. Кайдзен став універсальним методом, спрямованим на безперервне покращення відповідно до вимог сучасного конкурентного середовища. Розглянуто три набори принципів Кайдзен і переваги, що дає його використання у промисловості обробки матеріалів. Застосування принципів Кайдзен вирішує завдання оптимізації процесів виробництва, стандартизації, встановлення стандартних робочих процедур та кращих практик, залучення всіх працівників підприємства до процесів поліпшення. Впроваджувати зміни за допомогою Кайдзена рекомендується за допомогою підходу PDCA. Наведено перелік принципів філософії Кайдзен, якими слід керуватися при впровадженні змін. Філософія Кайдзен акцентує увагу на важливості участі всіх співробітників у процесі безперервного покращення. Методологія Кайдзен як системний підхід до безперервного поліпшення активно використовує стандартизацію, дані для прийняття рішень та визначення областей для поліпшення. Наведено приклади можливого використання Кайдзена для покращення окремих елементів виробництва. Показано, що Кайдзен може успішно поєднуватися з іншими підходами та технологіями, такими як 5S, Kanban, Value Stream Mapping, Six Sigma, DMAIC, цифровими технологіями.

**Ключові слова:** концепція Кайдзен, індустрія обробки матеріалів, безперервне покращення, якість продукції, конкурентоспроможність, ефективність використання ресурсів, зниження витрат.

**Подлесний Сергій Володимирович** – канд. техн. наук, доц. ДДМА.

**Podlesny Sergey** – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor DSEA

E-mail: spodlesny2318@gmail.com

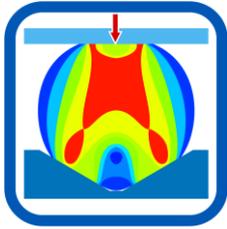
ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-8271-4004>

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

*The article was received by the editors on 10.05.24*

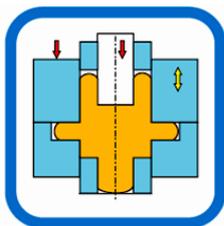
## ЗМІСТ



є

### РОЗДІЛ I МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ ТИСКОМ

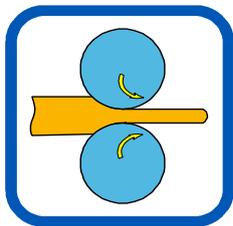
<i>Марков О. Є., Молодецький В. В., Зінський В. М., Алдохін М. Д., Мусорін А. В.</i> Розробка моделі для врахування розміцнення сталі для моделювання процесів багатоперехідного гарячого штампування .....	3
<i>Левченко В. М., Алієва Л. І., Тітов А. В., Абхарі П. Б., Чепеленко О. Ю.</i> Моделювання силового режиму при боковому видавлюванні у матриці із закругленими ділянками.....	10
<i>Levchenko V. M., Aliiev I. S., Chepelenko O. Yu., Kartamyshev D. O., Malii O. G.</i> Simulation of the process of transverse-forward extrusion with expansion .....	24
<i>Грибков Е. П., Малигін С. О., Бережна О. В.</i> Математичне моделювання напружено-деформованого стану під час волочіння порошкового дроту з металевим сердечником .....	34
<i>Нарижний О. Г., Тараненко М. Є.</i> Моделювання вільного деформування трубчастої заготовки за умов дії електрогідравлічного навантаження .....	43



### РОЗДІЛ II ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МАШИНОБУДУВАННІ

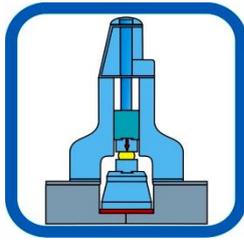
<i>Марков О. Є., Шевцов С. А., Алдохін М. Д., Панов В. В., Ровенский С. Г.</i> Дослідження способу обкочування снарядів з трубної заготовки .....	53
<i>Сивак Р. І., Наляжний В. С., Чучин О. В., Косарев В. С.</i> Оцінка деформовності заготовки в процесі комбінованого видавлювання ножа для подрібнювача гілок .....	59
<i>Калюжний О. В., Калюжний В. Л., Чучин О. В.</i> Вплив кута конусного пуансону на відбортування отворів у профільованій листовій заготовці .....	67

<b>Калюжний О. В., Калюжний В. Л., Левченко В. М.</b> Відборткування отвору в донній частині порожнистого напівфабрикату після витягування.....	80
<b>Карнаух С. Г.</b> Теоретичні і експериментальні дослідження процесу розділення трубного прокату за схемою ексцентричного закручування .....	88
<b>Михалевич В. М., Добранюк Ю. В., Тютюнник О. І., Колісник М. А.</b> Лінійні та нелінійні моделі в теорії підсумовування пошкоджень .....	100
<b>Ковалевський С. В., Сидюк Д. М., Ковалевська О. С.</b> Аспекти впровадження штучного інтелекту в технологічне забезпечення життєвого циклу виробів машинобудування .....	109



### РОЗДІЛ III ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МЕТАЛУРГІЇ

<b>Кухар В. В., Спічак О. Ю., Пашинський В. В., Малій Х. В.</b> Випробування емульсолів для холодної прокатки на сажоутворення при відпалі рулонів.....	116
<b>Грибков Е. П., Кассов В. Д., Васильєва Л. В.</b> Математичне моделювання технологічних режимів правки листів та плит на пресі .....	129
<b>Пожидаєв А. В., Грибков Е. П., Бережна О. В.</b> Моделювання напружено-деформованого стану під час правки листів на листопробних машинах з натягінням .....	137
<b>Кондратьєв А. С., Самсоненко А. А., Бобух О. С., Кузьміна О. М., Ревякін Д. О., Спектор С. С.</b> Дослідження впливу параметрів прокатки труб на стані PQF на умови роботи оправки .....	143



## РОЗДІЛ IV ОБЛАДНАННЯ ТА УСТАТКУВАННЯ ОБРОБКИ ТИСКОМ

<b>Обдул В. Д., Матюхін А. Ю., Широкобоков В. В., Бень А. М., Ленюк А. А., Єпішкін О. В.</b> Способи регулювання енергії ударів на гвинтових пресах.....	152
<b>Карнаух С. Г., Чоста Н. В.</b> Дослідження нової конструкції установки із клиношарнірним механізмом з поворотним ножом для розділення фасонного прокату .....	159
<b>Марков О. Є., Зінський В. М., Ровенський С. Г., Молодецький В. В.</b> Проектування радіусної матриці для протяжки високих гільз.....	171
<b>Кінденко М. І.</b> Дослідження механізму магнітострикційного та магнітно-дисперсійного твердіння пробивних пуансонів із швидкорізальної сталі після обробки в імпульсних магнітних полях.....	181
<b>Гринь А. Г., Жаріков С. В.</b> Підвищення якості наплавленого металу при відновленні робочої поверхні пресового інструменту.....	188
<b>Дьяченко Ю. Г., Федоров М. М., Лютий Р. В.</b> Вплив термічної обробки на механічні властивості і мікроструктуру доєвтектоїдної сталі для гарячої обробки тиском.....	197
<b>Федоров М. М., Лютий Р. В., Дьяченко Ю. Г., Кочешков А. С., Люта Д. В.</b> Фосфатні зв'язувальні компоненти для виготовлення форм і стрижнів у технологіях лиття заготовок штампового інструменту .....	205
<b>Podlesny S. V.</b> Continuous improvement: kaizen in the materials processing industry.....	215

**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: [igramaliiev@gmail.com](mailto:igramaliiev@gmail.com), [herald@dgma.donetsk.ua](mailto: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. 26,27.  
Тираж 100 прим.

Адреса редакції:  
84313, м. Краматорськ, вул. Академічна, 72, каб. 1322,  
тел.: (0626) 41-69-42, 41-67-88,  
e-mail: 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