



ISSN 2076-2151

O

M

T

БРОБКА

АТЕРІАЛІВ

ИСКОМ



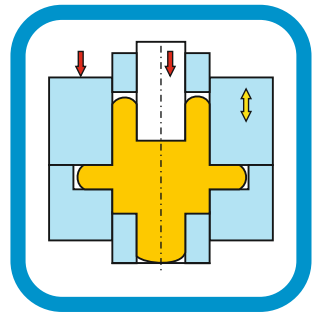
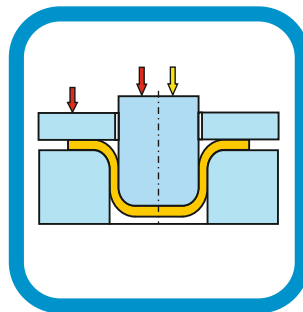
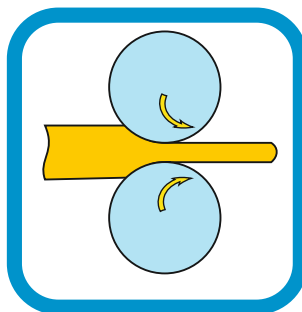
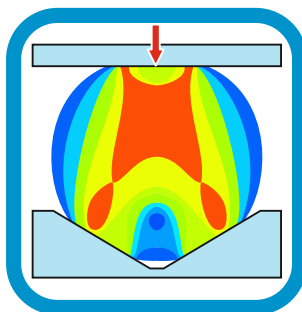
MATERIALS WORKING BY PRESSURE



UMFORMTECHNIK



ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ ДАВЛЕНИЕМ



№ 1(54)



2025

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 (54) 2025

Краматорськ – Тернопіль
ДДМА

2025

УДК 621.7

**ОБРОБКА
МАТЕРІАЛІВ
ТИСКОМ**

**Збірник наукових праць
№ 1 (54) 2025**

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 (54) 2025**

Founder and publisher
**Donbas State
Engineering Academy**
Registration certificate
№ 13770-2744Р
dated 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 № 3 від 30.10.2025 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); Абхарі П., д-р техн. наук, проф.; Алієва Л. І., д-р техн. наук, проф.; Баглюк Г. А., д-р техн. наук, проф., член-кор. НАН України; Бейгельзімер Я. Ю., д-р техн. наук, проф.; Гогаєв К. О., д-р техн. наук, проф., член-кор. НАН України; Головко О. М., д-р техн. наук, проф. (Німеччина); Грушко О. В., д-р техн. наук, проф.; Дашіч П., д-р техн. наук, проф. (Сербія); Драгобецький В. В., д-р техн. наук, проф.; Калюжний 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. Абхарі П.

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

Обробка матеріалів тиском = Materials Working by Pressure: збірник наукових праць. – Краматорськ-Тернопіль : ДДМА, 2025. – № 1 (54). – 246 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, 2025**

© **Donbas State Engineering Academy, 2025**

ІГРАМОТДІН СЕРАЖУТДИНОВИЧ АЛІЄВ – ВИДАТНИЙ НАУКОВЕЦЬ, ПЕДАГОГ І НАСТАВНИК



Видатний науковець, педагог і наставник Іграмотдін Серажутдинович Алієв – доктор технічних наук, професор, Заслужений діяч науки і техніки України. Його науковий і життєвий шлях – це приклад невтомного служіння освіті, розвитку академічної науки та наукової принциповості.

Життєвий шлях Іграмотдіна Серажутдиновича розпочався в маленькому гірському селищі Зільдик у Хівському районі сонячного Дагестану.

З 1965 року, після закінчення школи, він працював у технологічному бюро заводу Дагдизель (м. Каспійськ) і паралельно навчався у Ленінградському кораблебудівному інституті, який закінчив у 1971 році.

У 1978 році, після закінчення аспірантури Ленінградського політехнічного інституту та захисту кандидатської дисертації (науковий керівник – проф. К. М. Богоявленський), був направлений до Краматорського індустріального інституту (зараз ДДМА), з чого й розпочався його плідний краматорський період.

У 1995 році Алієв І. С. захистив докторську дисертацію на тему «Узагальнення та розробка ресурсозберігаючих процесів видавлювання», а у 1997 році отримав звання професора кафедри обробки металів тиском (ОМТ) і був обраний за конкурсом на посаду завідувача кафедри.

Професор Алієв І.С. – визнаний спеціаліст у галузі теорії і технології процесів точного об'ємного деформування. Він зробив вагомий внесок у теорію і практику обробки металів тиском (ОМТ).

Його головним науковим здобутком є заснування наукової школи «Розробка ресурсозберігаючих процесів обробки тиском на основі розвитку методів і засобів дослідження технологічних режимів пластичного деформування».

В рамках цієї школи під його керівництвом було успішно захищено 7 докторських та 14 кандидатських дисертацій.

Результати його досліджень опубліковані у 380 науково-методичних працях; 111 авторських свідоцтвах і патентах; 3 наукових монографіях, 1 довіднику; 5 розділах монографій (зокрема 3 – у Польщі), 6 навчальних посібниках і 1 підручнику з грифом МОН України.

Розробки професора Алієва І. С., спрямовані на ресурсозберігаючі технології та холодну обробку із застосуванням високих тисків, були впроваджені на провідних підприємствах машинобудування та приладобудівної промисловості, таких як ПрАТ «НКМЗ», ПАТ «ЕМСС», ПАТ «Дружківський ЗМВ», СМЗ «Мотор Січ», забезпечивши значний економічний ефект.

Іграмотдін Серажутдинович також обіймав важливі адміністративні посади в Донбаській державній машинобудівній академії (ДДМА). Він багато років очолював кафедру ОМТ. З 2003 по 2015 рр. працював проректором з наукової роботи й зовнішніх зв'язків ДДМА. На цій посаді професор Алієва І. С. організував видання трьох фахових збірників наукових праць, зокрема й «Обробка матеріалів тиском».

Професор Алієв І. С. активно сприяв міжнародній співпраці. Двічі отримував гранти для стажування у Німеччині по лінії DFG. Був координатором трьох міжнародних проєктів Європейського Союзу по лінії ТЕМПУС (2009–2017 рр.), що сприяло створенню Інноваційного центру та оснащенню лабораторій ДДМА.

Алієв І. С. також приділяв велику увагу поширенню наукового досвіду серед фахівців промисловості, організувавши міжнародну науково-технічну конференцію «Досягнення та проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском», яка понад 20 років щорічно проводиться у Краматорську.



За свою багаторічну успішну роботу професор І. С. Алієв був удостоєний численних нагород та почесних звань: медаль «За доблестный труд»; почесні відзнаки «Відмінник освіти України» та «За наукові досягнення»; «Заслужений професор ДДМА» (2007 р.); почесне звання «Заслужений діяч науки і техніки України» (2020 р.).

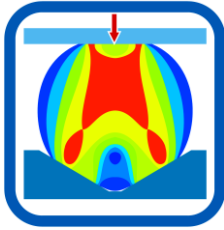
Професор Алієв І.С. був шанованим членом експертних рад МОН України та головою спеціалізованої ради при ДДМА.

Сотні студентів захоплювалися його лекціями. Він умів донести найскладніші наукові ідеї доступно й натхненно. Його учні, які працюють по всій Україні та за її межами, пишаються тим, що були вихованцями шановного Іграмотдіна Серажутдиновича.

Його життєрадісність, доброта та мудрість, а також прагнення до наукових висот, завжди надихали і будуть надихати наступні покоління науковців. Він не лише потужний фахівець та визнаний вчений, але й дипломат, який намагався всіх об'єднати.

Ім'я Алієва Іграмотдіна Серажутдиновича по праву займає місце у Золотому фонді Науки.

Пейман АБХАРІ



РОЗДІЛ I МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ ТИСКОМ

УДК 621.73.011.001.5

DOI: 10.37142/2076-2151/2025-1(54)5

Алієв І. С.
Сивак Р. І.
Абхарі П. Б.

ВПЛИВ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ ХОЛОДНОГО КОМБІНОВАНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ НА ДЕФОРМОВНІСТЬ ЗАГОТОВОК

Практичною реалізацією вимог до сучасного машинобудівного виробництва умовах високої конкуренції є застосування ресурсозберігаючих процесів. Одними із таких процесів є інноваційні методи холодного об'ємного штампування, що сприяють випуску високоякісної продукції з мінімальними затратами. Зокрема способи комбінованого видавлювання поетапним деформуванням дозволяють отримувати деталі складної конфігурації з покращеними механічними властивостями деформованого металу, високою точністю, необхідною технологічною спадковістю та підвищеними значеннями граничних розмірів. Водночас такі процеси дозволяють значно знизити силу деформування і, як наслідок, збільшити стійкість інструменту. При цьому дорогі марки сталей можна замінити на більш дешеві без погіршення службових властивостей виробів за рахунок формування сприятливої для роботи виробів макроструктури, необхідного рівня деформаційного зміцнення та пошкодженості деформованого металу. Але поетапне деформування є причиною виникнення течії металу, що характеризується немоноптонною пластичною деформацією, а це значно ускладнює теоретичний розв'язок такого типу задач обробки металів тиском з точки зору розрахунку компонент тензора напружень і пошкодженень. В результаті виникає необхідність у отриманні інформації про кінематику пластичної течії металу, механічні властивості та структури функцій матеріалу, які необхідні для розрахунків напружено-деформованого стану та величини використаного ресурсу пластичності при немоноптонному деформуванні в умовах об'ємного напруженого стану. На основі теоретичних та експериментальних досліджень в статті пропонується для виготовлення деталей застосовувати способи холодного комбінованого видавлювання і прослідкувати вплив параметрів деформування на деформовність заготовки. Це дозволить значно збільшити граничні розміри та покращити показники технологічної спадковості виробу. Для оцінки пластичності металу в статті пропонується комплекс обчислень, який враховує особливості протікання процесу об'ємного штампування деталей, при якому метал перебуває в умовах немоноптонної пластичної деформації.

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

Традиційні схеми пластичного деформування між двома інструментами: активним рухомим і нерухомим інструментами не відповідають сучасним вимогам та складним технологічним задачам. Керування властивостями, пластичною течією, технологічними факторами потребує більш складного силового та кінематичного впливу. Комбінування такими впливами, течіями, способами деформування, їх активне регулювання за часом та шляхом відкрило широкі можливості у напрямку підвищення якості продукції, отримання деталей раніше недоступних складних форм при порівняно низьких силових впливах з нових конструкційних і функціональних матеріалів [1].

У машинобудуванні все більшого поширення набувають комбіновані методи пластичної обробки. Нові способи деформування, які передбачають складне комбіноване навантаження з додатковими кінематичними і силовими впливами, з високим рівнем гідростатичного тиску, з наявністю знакозмінного деформування дають можливість формування сприятливої

для роботи виробів макроструктури, необхідної величини деформаційного зміцнення та допустимого рівня пошкодженості деформованого металу. За результатами експериментальних досліджень встановлено, що при застосуванні комбінованого видавлювання сила деформування в порівнянні з традиційними способами знижується на 16–40 % [2].

На якість виробів, що виготовляються обробкою тиском, істотно впливають закономірності зміни напружено-деформованого стану заготовки в процесі об'ємного пластичного деформування. А на течію металу при деформуванні та напружено-деформований стан заготовки впливає безліч факторів, основними з яких є спосіб деформування, форма інструменту, форма заготовки, кінематичний режим, матеріал заготовки тощо [3]. Формування властивостей виробу пов'язане із зовнішніми кінематичними та силовими впливами на заготовку та залежить від переважаючої механічної схеми деформації. Додатковий кінематичний вплив може сприяти різкому поліпшенню опрацювання структури металу усунення застійних зон і зниження нерівномірності деформації [4].

Наявність немоного навантаження значно ускладнює теоретичний розв'язок задач обробки металів тиском. Існуючі фізичні рівняння, які використовують для розрахунку компонент тензора пошкодження та напружень при немоногому навантаженні потребують доопрацювання. Для достовірної оцінки величини використаного ресурсу пластичності при немоногому деформуванні в умовах об'ємного напруженого стану необхідне врахування низки факторів, зокрема незалежно отримана інформація про кінематику пластичної течії металу, визначення відповідних механічних властивостей та структури функцій матеріалу.

Метою роботи є розробка нових, більш досконалих методів розрахунків напружено-деформованого стану та оцінки деформовності заготовок при холодному об'ємному штампуванні в умовах немоногому навантаження для створення, розробки та удосконалення процесів обробки металів тиском.

Поетапні способи комбінованого видавлювання виділені в особливу групу. Їх можна охарактеризувати тим, що крім пуансона в штампі має бути ще одна рухома частина, або протипуансон або матриця [1]. Реалізація таких поетапних способів радіально-подовжнього видавлювання вимагає створення пристроїв зі складною кінематикою руху інструментів [2–4]. Такі процеси обробки металів тиском супроводжуються немоногому навантаженням металу і питання здатності його до пластичного формозмінення стає надзвичайно складним. Але якщо змінювати характер навантаження шляхом створення знакозмінної деформації [5, 6], то інтенсивність пошкодження металу під час пластичної деформації може бути значно понижена.

В теорії пластичності отримати розв'язок системи диференціальних рівнянь, який задовольняв би граничним умовам, для немоногому навантаження надзвичайно складно. Тому пропонується наступна математична модель, яка дозволяє при розрахунках напружень врахувати вплив немоногому.

Для одержання кінематично можливого поля швидкостей для задач осесиметричної стаціонарної течії при видавлюванні [7–14] пропонується метод, який можна використати при дослідженнях усталених режимів пластичної деформації суцільних тіл.

Компоненти тензора швидкостей деформацій $\dot{\epsilon}_{ij}$ визначали із рівнянь, апроксимуючих викривлення ліній ділильної сітки в змішаних ейлерово-лагранжевих змінних [15]:

$$R = f(\psi, z), \quad (1)$$

де ψ - функція викривлення ліній ділильної сітки.

Компоненти тензора напружень σ_{ij} для осесиметричної деформації повинні задовольнити диференціальним рівнянням рівноваги [16]:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\varphi}{r} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} &= 0 \end{aligned}, \quad (2)$$

і граничним умовам, які приймали в інтегральній формі на границі пружної і пластичної зон G_1 на вході і G_2 на виході із матриці:

$$P_n = 2\pi \int_{G_n} r(\sigma_z v_z + \tau_{rz} v_r) dG, \quad (3)$$

де $P_n (n = 1, 2)$ – сила на границі G_n , v_z , v_r – компоненти вектора зовнішньої нормалі до G_n , або у вигляді однорідних граничних умов на вільній поверхні [17]:

$$\sigma_z v_z + \tau_{rz} v_r = 0, \quad \tau_{rz} v_z + \sigma_r v_r = 0. \quad (4)$$

Величина навантажень P_n відома із експерименту або із постановки задачі.

Для розрахунку компонент девіатора напружень використовували рівняння у вигляді

$$S_{ij} = \frac{2}{3} \sigma_u(e_u) \frac{e_{ij}}{\varepsilon_u} - \frac{1}{3} \int_0^{e_u} (1 - \beta(e_u^*)) \sigma_u(e_u^*) \varphi(e_u^* - e_u^0) \frac{d^2 e_{ij}}{de_u^2}(e_u^*) de_u^*. \quad (5)$$

Характеристики матеріалу $\sigma_p(e_u)$, $\beta(e_u)$ і $\varphi(e_u - e_u^0)$ визначали експериментально.

Модель накопичення пошкоджень при немонотонному навантаженні ґрунтується на гіпотезі, що пошкодження описуються тензором другого рангу. Компоненти цього тензора визначаються механікою протікання пластичної деформації в конкретному технологічному процесі, а також матеріальними функціями, які описують фізико-механічні властивості матеріалу.

Введемо, додержуючись [17] тензор пошкоджень ψ_{ij} , компоненти якого визначали наступним чином:

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_u^*} F(e_u, \eta, \mu_\sigma) \beta_{ij} de_u, \quad (6)$$

де $F(e_u, \eta, \mu_\sigma)$ – позитивна функція, яка характеризує чутливість матеріалу до схеми напруженого стану.

Компоненти тензора β_{ij} дорівнюють:

$$\beta_{ij} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{d\varepsilon_{ij}}{de_u}. \quad (7)$$

З співвідношень теорії течії:

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{3}{2} \frac{de_u}{\sigma_u} S_{ij} \quad (8)$$

та із [18]

$$\beta_{ij} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{S_{ij}}{\sigma_u} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{S_{ij}}{\sqrt{\frac{3}{2}} \tau} = S_{ij}^0. \quad (9)$$

Вважається, що руйнування настає при умові, коли якась функція інваріантів тензора ψ_{ij} досягає певного значення. Перший інваріант цього тензора дорівнює нулю. Нехтуючи впливом третього інваріанту, запишемо умову руйнування у вигляді

$$\psi_{ij} \psi = const. \quad (10)$$

Для визначення кінематичних характеристик деформування за основу прийняті ейлерів та лагранжів тензори деформації [19]:

$$E_{ij} = \frac{1}{2} \left(\delta_{ij} - \frac{\partial a_k}{\partial x_i} \frac{\partial a_k}{\partial x_j} \right), \quad L_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial x_m}{\partial a_i} \frac{\partial x_m}{\partial a_j} - \delta_{ij} \right) \quad (11)$$

де a – координати частки до деформування,

x – координати частки в процесі деформування.

А також співвідношення для визначення швидкості деформації

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (12)$$

де v – складові швидкості руху часток тіла, що деформується.

Компоненти девіатора напружень обчислимо по формулі (5), а напруження при осесиметричній деформації визначимо шляхом інтегрування диференціальних рівнянь рівноваги (2) за допомогою (3).

При отриманні тензорної моделі накопичення пошкоджень виконували наступні перетворення. Із співвідношень теорії течії (8) витікає, що:

$$\frac{d\varepsilon_{ij}}{de_u} = \sqrt{\frac{3}{2}} \beta_{ij} = \frac{3}{2} \frac{S_{ij}}{\sigma_u}. \quad (13)$$

Підінтегральні функції в (6) можна нормувати таким чином, щоб замість умови (10) задовольнити прийнятій в феноменологічній теорії умові [18]:

$$\psi_{ij} \psi_{ij} = 1. \quad (14)$$

В якості прикладу застосуємо запропонований підхід та послідовність обчислень для оцінки пластичності металу деталі з фланцем, що отримується шляхом комбінованого двохетапного видавлювання. Задачею даного дослідження було виявлення впливу відносної величини, що характеризує заокруглення матриці, на деформовність заготовки. Принципова схема процесу радіального видавлювання з подальшою осадкою циліндричного зразка із сталі 10 представлена на рис. 1, а.

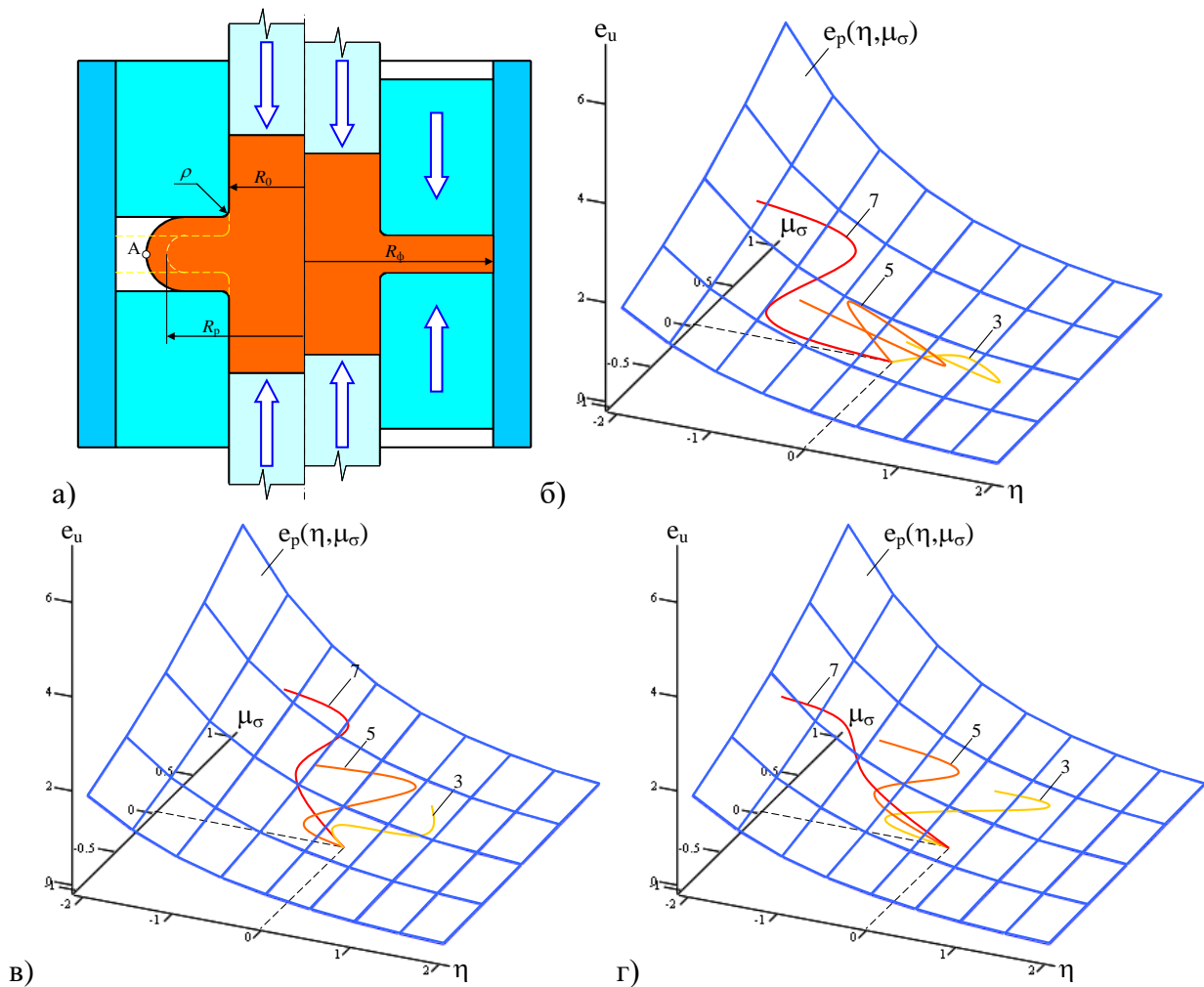


Рис. 1. Принципова схема процесу радіального видавлювання з подальшою контурною осадкою (а), поверхня граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ для сталі 10 і шляхи деформування часток матеріалу в характерних точках при $\frac{\rho}{d_0} = 0.05$ (б); $\frac{\rho}{d_0} = 0.10$ (в); $\frac{\rho}{d_0} = 0.15$ (г)

Поверхню граничних деформацій для сталі 10 апроксимуємо залежністю [19, 20]:

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 0,68 \exp(0,43 \mu_\sigma - 0,71 \eta).$$

Поверхня граничних деформацій сталі 10 та шляхи деформування часток матеріалу в характерних точках наведено на рис. 1, б, в, г. Точка 7 відповідає точці А, яка була використана при розрахунку напружень. Із аналізу характеру цих траєкторій і їх розташування у вибраному просторі витікає, що із збільшенням радіуса заокруглення матриці ρ траєкторії зміщуються в область більш м'яких схем навантаження, тобто умови пластичної деформації стають більш сприятливими з точки зору деформовності. Досвід отримання деталей радіальним видавлюванням свідчить, що насамперед макротріщина виникає в точці вільної поверхні фланцю на екваторіальній осі симетрії. Контурна осадка зменшує ймовірність руйнування в цьому місці деталі і дозволяє отримати фланець діаметр якого значно перевищує діаметри фланців отриманих традиційними способами видавлювання. Крім того, під час контакту вільної поверхні фланця і матриці також виникає область де метал перебуває в умовах сприятливої схеми напруженого стану. Це додатково зменшує ймовірність руйнування у небезпечній зоні деталі і надає виробу необхідну технологічну спадковість.

Результати розрахунків ψ приведені в табл. 1 для діаметру фланцю $d_{max} = 48$ мм при $d_0 = 20$ мм в залежності від радіуса заокруглення матриці

Таблиця 1

Результати розрахунків величини використаного ресурсу пластичності

Відношення радіусу заокруглення матриці до початкового діаметру заготовки, ρ/d_0	Точка	Величина використаного ресурсу пластичності, ψ
0,05	3	0,48
	5	0,74
	7	0,88
0,10	3	0,39
	5	0,58
	7	0,64
0,15	3	0,36
	5	0,44
	7	0,56

З аналізу результатів, наведених у табл. 1 витікає, що збільшення відносної величини радіуса заокруглення характеризується зменшенням величини використаного ресурсу пластичності ψ в характерних точках заготовки. Деформування вільної поверхні фланцю під час контакту з матрицею також сприятливо впливає на величину використаного ресурсу пластичності в небезпечній, з точки зору руйнування, крайній точці на горизонтальній осі симетрії заготовки. Це говорить про зменшення інтенсивності накопичення пошкоджень в цій області фланцю, за рахунок поетапного деформування.

В якості наступного прикладу розглянемо процес комбінованого поздовжнього зворотно-прямого видавлювання, в якому з метою покращення якості виробу, за рахунок забезпечення проробки металу в його донній частині, пропонується здійснювати деформування в два етапи. На першому етапі одночасно виконують зворотне видавлювання стінки стакану та пряме видавлювання з утворенням технологічного відростка в донній частині стакану, а на другому етапі відбувається витіснення металу з технологічного відростка назад у донну частину (рис. 2, а, б). В даному випадку досліджувався вплив висоти технологічного відростка на деформовність заготовки. Результати розрахунків напружень і деформацій використовували для побудови шляхів деформування $\eta(e_i)$, $\mu_\sigma(e_i)$ (рис. 2, в, г), а залежність пластичності від схеми напруженого стану задавали поверхнею граничних деформацій.

Результати розрахунків величини використаного ресурсу пластичності ψ в характерних точках по об'єму заготовки приведені в табл. 2.

Наведені у табл. 2 результати свідчать, що збільшення висоти технологічного відростка призводять до збільшення величини використаного ресурсу пластичності ψ в характерних точках заготовки. Але це зростання незначне і такий спосіб деформування може бути використаний для покращення пропрацювання металу в донній частині виробу, оскільки основним недоліком традиційних способів виготовлення порожнистих виробів типу стакану є неоднорідність механічних властивостей металу виробу. У той час коли стінки стакану мають пропрацьований метал, у центральній зоні донної частини метал отримує лише незначні деформації. Особливо цей недолік проявляється у стаканів із великою товщиною дна. Згаданий недолік можна усунути, якщо застосувати поетапне комбіноване видавлювання. Для реалізації такого процесу необхідне обладнання із складною кінематикою руху інструменту, але за рахунок створення умов, при яких виникає немонотонне деформування в осередку деформації, можна значно підвищити пластичність металу і, таким чином, розширити технологічні можливості холодного об'ємного штампування деталей типу стакану.

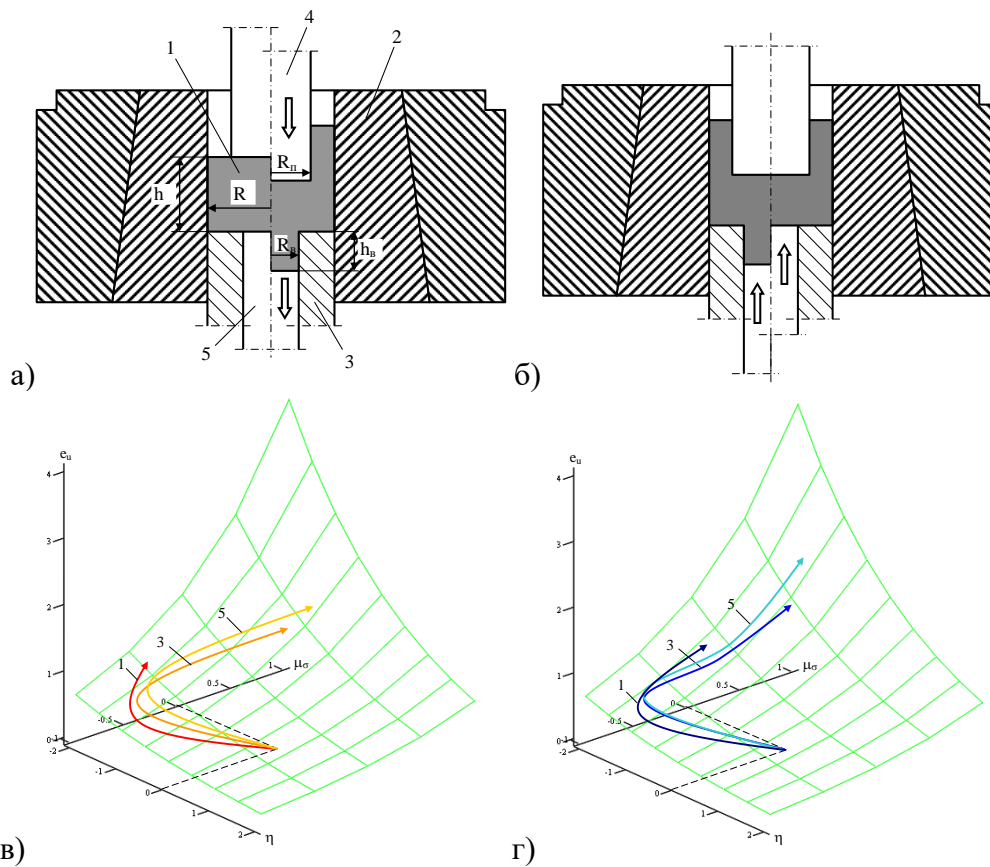


Рис. 2. Схема комбінованого поздовжнього зворотно-прямого видавлювання на початковій стадії (а); у кінці першого етапу та у кінцевій стадії другого етапу (б); поверхня граничних деформацій і шляхи деформування часток матеріалу характерних точок циліндричної заготовки при висоті технологічного відростку $h_v = 10$ мм (в); $h_v = 15$ мм (г)

Таблиця 2

Значення використаного ресурсу пластичності ψ в характерних точках заготовки

Висота технологічного відростка h_v , мм	Точка	Величина використаного ресурсу пластичності ψ
10	1	0,23
	3	0,37
	5	0,53
15	1	0,29
	3	0,45
	5	0,59

Таким чином, застосування запропонованого комплексу обчислень дозволяє отримати достовірну оцінку деформовності заготовок в процесах холодного об'ємного штампування, що супроводжуються немонотонним пластичним деформуванням, та проаналізувати вплив параметрів деформування на величину використаного ресурсу пластичності для створення ефективного процесу обробки металів тиском або удосконалення існуючого з метою покращення технологічної спадковості виробу.

ВИСНОВКИ

Запропонована в статті математична модель на основі теорії анізотропно зміцнюваного тіла дозволяє враховувати вплив немонотонності навантаження на значення компонент девіатора напружень, а тензорна модель процесу накопичення пошкоджень отримати достовірну оцінку величини використаного ресурсу пластичності при немонотонному навантаженні. При

цьому в якості функцій, які описують механічні властивості матеріалу, використано поверхню граничної пластичності. Підвищення точності визначення величини використаного ресурсу пластичності за допомогою запропонованої послідовності обчислень дозволить більш якісно оцінити вплив параметрів деформування на деформовність заготовки при немонотонній пластичній деформації і на цій основі удосконалювати існуючі та створювати нові процеси обробки металів тиском для отримання деталей з необхідною технологічною спадковістю.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

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. Kalyuzhnyi V. L., Aliieva L. I., Kartamyshev D. A., Savchinskii I. G. Simulation of cold extrusion of hollow parts. *Metallurgist*. 2017. 61. 5–6, pp. 359–365. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11015-017-0501-1>.
3. Alieva L., Zhabankov Y. Radial-forward extrusion with a movable mandrel. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015. 11, pp. 175–183. https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/english-edition/MMI_2015_11/Leila_Alieva.pdf.
4. 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>.
5. 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.
6. Сивак І. О. Пластичність металів при холодній пластическій деформації . *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні*. Краматорськ-Слов'янськ: ДДМА, 2000. С. 168–171.
7. 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. DOI: <https://doi.org/10.31548/machinery/2.2024.21>.
8. 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). Vol. 11(1), pp. D44–D53. DOI: [https://doi.org/10.21272/jes.2024.11\(1\).d6](https://doi.org/10.21272/jes.2024.11(1).d6).
9. 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>.
10. 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. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11106-021-00211-7>.
11. 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>.
12. 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>.
13. 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 w Gospodarce i Ochronie Srodowiska*. 2023. 13(2), p. 44–49. DOI: <https://doi.org/10.35784/iapgos.3497>.
14. 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. DOI: https://doi.org/10.1007/978-3-031-11051-1_158.
15. 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. DOI: https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8_42.
16. 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.
17. 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>.
18. 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.

19. 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>.

20. 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.

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. Kalyuzhnyi V. L., Aliieva L. I., Kartamyshev D. A., Savchinskii I. G. Simulation of cold extrusion of hollow parts. *Metallurgist*. 2017. 61. 5–6, pp. 359-365. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11015-017-0501-1>.

3. Alieva L., Zhbakov Y. Radial-forward extrusion with a movable mandrel. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015. 11, pp. 175–183. https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/english-edition/MMI_2015_11/Leila_Al-jeva.pdf.

4. 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>.

5. 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.

6. Sivak I. O. Plasticity of metals during cold plastic deformation. *Improvement of pressure treatment processes and equipment in metallurgy and mechanical engineering*. 2000, p. 168–171.

7. 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. DOI: <https://doi.org/10.31548/machinery/2.2024.21>.

8. 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). Vol. 11(1), pp. D44–D53. DOI: [https://doi.org/10.21272/jes.2024.11\(1\).d6](https://doi.org/10.21272/jes.2024.11(1).d6).

9. 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>.

10. 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. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11106-021-00211-7>.

11. 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>.

12. 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>.

13. 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, Pomiary w Gospodarce i Ochronie Srodowiska*. 2023. 13(2), p. 44–49. DOI: <https://doi.org/10.35784/iap-gos.3497>.

14. 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. DOI: https://doi.org/10.1007/978-3-031-11051-1_158.

15. 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. DOI: https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8_42.

16. 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.

17. 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>.

18. 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.

19. 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>.

20. 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.

Aliiev I., Sivak R., Abhari P. Influence of cold combined extrusion process parameters on the deformability of blankets.

The practical implementation of the requirements for modern machine-building production in conditions of high competition is the use of resource-saving processes. One of such processes is innovative methods of cold volumetric stamping, which contribute to the production of high-quality products with minimal costs. In particular, methods of combined extrusion with stepwise deformation allow obtaining parts of complex configuration with improved mechanical properties of the deformed metal, high accuracy, the necessary technological heritability and increased values of limiting dimensions. At the same time, such processes allow significantly reducing the deformation force and, as a result, increasing the stability of the tool. At the same time, expensive steel grades can be replaced with cheaper ones without deteriorating the service properties of products due to the formation of a macrostructure favorable for the operation of products, the necessary level of deformation hardening and damage to the deformed metal. But the gradual deformation is the cause of the metal flow, which is characterized by non-monotonic plastic deformation, and this significantly complicates the theoretical solution of this type of metal processing problems from the point of view of calculating the components of the stress tensor and damage. As a result, there is a need to independently obtain information about the kinematics of the plastic flow of the metal, the corresponding mechanical properties and the structure of the material functions, which are necessary for calculating the stress-strain state and the value of the used plasticity resource during non-monotonic deformation under conditions of a volumetric stressed state. Based on theoretical and experimental studies, the article proposes to use cold combined extrusion methods for the manufacture of parts. This will significantly increase the limiting dimensions and improve the indicators of the technological heredity of the product. To assess the plasticity of the metal, the article proposes a set of calculations that takes into account the peculiarities of the process of volumetric stamping of parts, in which the metal is under conditions of non-monotonic plastic deformation.

Keywords: combined extrusion, stresses, deformations, plasticity, deformability, used plasticity resource.

Алієв Іграмотдін Серажутдінович – д-р техн. наук, професор ДДМА

Aliiev Igram – Doctor of Technical Sciences, Full Professor DSEA

E-mail: igramaliev@gmail.com;

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4248-8214>

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;

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-7459-2585>

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

Abhari Payman – Doctor of Technical Sciences, Full Professor DSEA

E-mail: payharies@gmail.com;

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

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

ВНТУ – Вінницький національний технічний університет, м. Вінниця

VNTU – Vinnytsia National Technical University, Vinnytsia

Стаття надійшла до редакції 25.06.25 р.

Косарєв В. С.
Чучин О. В.

ДОСЛІДЖЕННЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ПОРОЖНИСТИХ ДЕТАЛЕЙ З ФЛАНЦЕМ В ПРОЦЕСІ КОМБІНОВАНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ

Проведені теоретичні дослідження процесу закритого комбінованого зворотне–радіального видавлювання деталі «Стакан з фланцем» з алюмінієвого сплаву А2017 в програмі DEFORM 2D/3D. Запропонований метод дозволив повністю усунути дефект затиску та недозаповнення матеріалом заготовки нижнього кута порожнини в фланцевій зоні, завдяки використанню додаткової кінематики одночасно верхньої та нижньої напівматриць на протилежному базовому варіанту, в якому для деформації заготовки використовувався тільки активний верхній пуансон. Усунення цих дефектів стало можливим завдяки використанню додаткової кінематики одночасно верхньої та нижньої напівматриць. Досліджувалось викривлення ділильної сітки, розподіл інтенсивності деформацій ϵ_i та розподіл інтенсивності напружень σ_i в перетині заготовки, яка деформується. Дослідження графіку залежності сили видавлювання від ходу верхнього пуансону в 73 мм показало, що максимальне значення сили в 160 кН можна побачити на етапі формування фланцю та повного заповнення матеріалом заготовки порожнини в нижній напівматриці. Після формування фланцю без дефектів та повного заповнення матеріалом заготовки порожнини в нижній напівматриці змінюється рух напівматриць. Далі до кінця процесу на етапі зворотного видавлювання сила деформації постійно зростає (до 150 кН). Результати теоретичних досліджень можуть бути використані в практичній діяльності на виробництві для підвищення якості та ефективності виготовлення деталей «Стакан з фланцем».

Ключові слова: холодне об'ємне штампування, видавлювання, порожниста деталь з фланцем, метод скінчених елементів, викривлення ділильної сітки, розподіл інтенсивності деформацій, розподіл інтенсивності напружень, пуансон, напівматриця.

Процеси холодного деформування характеризуються високими питомими і повними силами на інструмент, що знижують його стійкість і стабільність процесу [1–3]. Способи деформування, які спрямовані на зниження цих обмежень, передбачають створення більш сприятливих для силового режиму різномірних схем напружено-деформованого стану, зменшення площі контакту активного деформуючого інструменту із заготовкою, зниження навантажень на інструмент за рахунок забезпечення більшого ступеня свободи витікання металу або розвиненої радіальної течії (роздачі металу) [3]. Поєднання схем поздовжнього і поперечного видавлювання можливе в комбінованих способах деформування. При цьому можна виготовляти за одну операцію складні за формою порожнисті і суцільні деталі з фланцями або відростками [4].

Порожнисті деталі з фланцем широко застосовуються в автомобільній, авіаційній, машинобудівній та інших галузях промисловості. В цих виробках оптимально поєднуються легкість, міцність, функціональність та стійкість.

Подальший розвиток та вдосконалення технологій виготовлення цих деталей має великий потенціал для сучасного виробництва.

Метою даної роботи є вдосконалення базового варіанта виготовлення деталі «Стакан з фланцем» в процесі комбінованого зворотне–радіального видавлювання з одним активним верхнім пуансоном через появу таких дефектів як затиск та недозаповнення матеріалом заготовки нижнього кута порожнини в фланцевій зоні напівматриці. Для цього запропонований процес комбінованого зворотне–радіального видавлювання з додатковою кінематикою одночасно верхньої та нижньої напівматриць. Отримані в ході дослідження результати будуть використані для вдосконалення процесу виготовлення деталі «Стакан з фланцем» та підвищення якості цих деталей.

Представлені в статті результати теоретичних досліджень були отримані в програмі DEFORM 2D, яка базується на методі скінчених елементів (МСЕ). Ця програма дозволила визначити в перетині заготовки, яка деформується, напружено деформований стан і силовий режим процесу.

Деталь «Стакан з фланцем» виготовляється з алюмінієвого сплаву А2017, для якого характерні висока міцність та зносостійкість (рис. 1), модуль Юнга 68900, коефіцієнт Пуассона 0,33 при температурі 20 °С.

Геометричні розміри циліндричної заготовки та деталі наступні: радіус заготовки $R_0 = 35$ мм, висота заготовки $L = 88$ мм, товщина стінки стакану $s = 15$ мм, товщина фланцю $h_f = 15$ мм, радіус заокруглення $r = 3$ мм.

В теоретичних дослідженнях змінювалась тільки висота заготовки L , розміри інших параметрів були незмінними.

В розрахунках приймалося значення коефіцієнта тертя за Зібелем $\mu = 0,08$ [5].

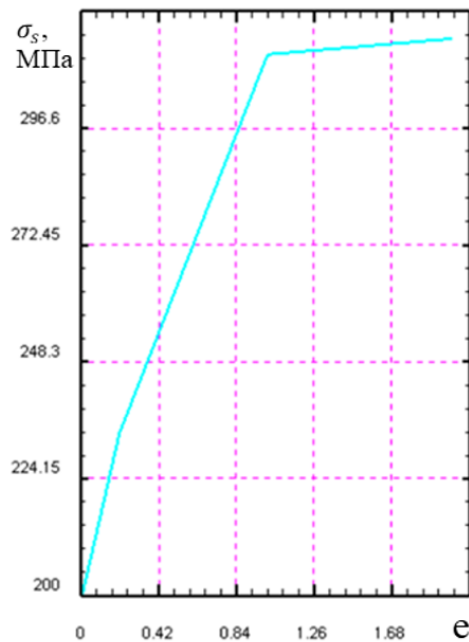


Рис. 1. Графік залежності напруження текучості σ_s (МПа) від логарифмічної деформації ϵ для матеріалу А2017

В базовому варіанті виготовлення деталі «Стакан з фланцем» (рис. 2) застосовується закрите комбіноване зворотне–радіальне видавлювання з одним активним інструментом – верхнім пуансоном, повний хід якого дорівнює 73 мм.

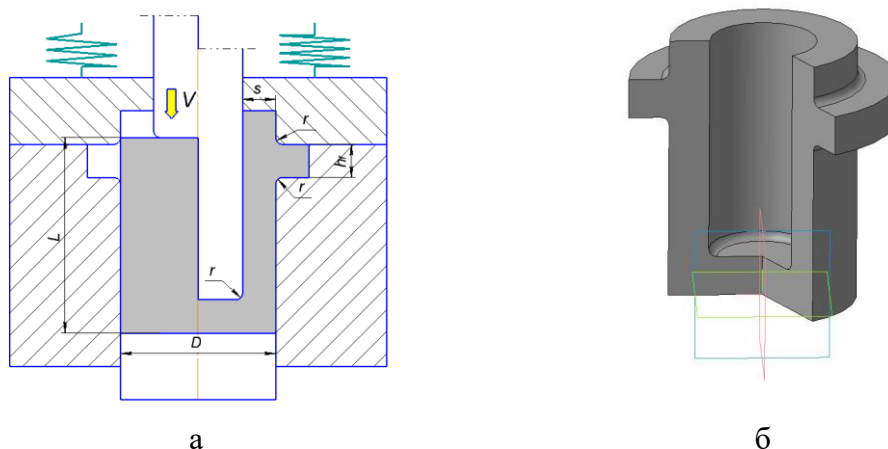


Рис. 2. Схема процесу комбінованого зворотне–радіального видавлювання деталі «Стакан з фланцем» (а) та одержуваний напівфабрикат (б)

При ході верхнього пуансона на 48 мм в зоні фланцю з'являється такий дефект як затиск (рис. 3). При подальшому деформуванні заготовки цей дефект тільки збільшується. Окрім цього, можна бачити ще і не заповнення матеріалом заготовки нижнього кута порожнини в фланцевій зоні.

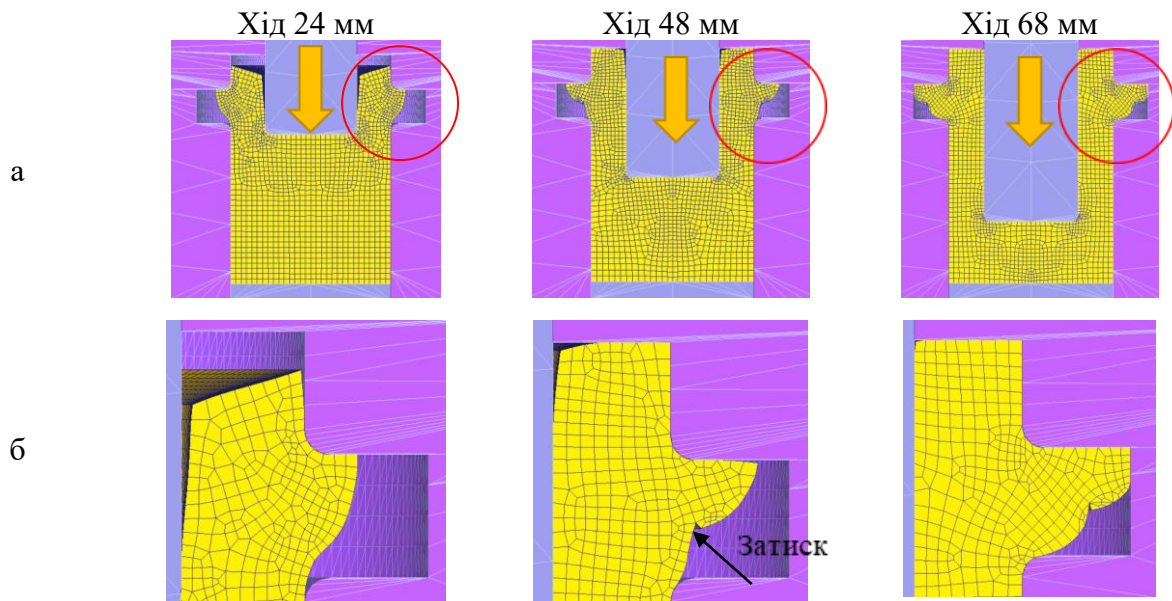


Рис. 3. Викривлення ділильної сітки (а) та збільшене відповідне місце затиску матеріалу заготовки у фланцевій зоні (б) в процесі комбінованого видавлювання на різних стадіях

Для усунення цих дефектів запропоновано модифікацію технологічного процесу, яка полягає у використанні в процесі комбінованого зворотне–радіального видавлювання додаткової кінематики одночасно верхньої та нижньої напівматриць (рис. 4–6). Повний хід верхнього пуансона, як і в базовому варіанті, дорівнює 73 мм.

На початковій та проміжній стадіях (рис. 4, а, б) для виготовлення якісного бездефектного фланцю здійснюється одночасне переміщення в одному напрямку верхнього пуансона 2 і верхньої 4 та нижньої 5 напівматриць з однаковою швидкістю $V_1 = 1$ мм/с (швидкість верхнього пуансона не змінюється до кінця процесу видавлювання) і ходом всіх рухомих інструментів $S = 24$ мм.

Після цього верхня 4 та нижня 5 напівматриці змінюють напрямок руху на протилежний (рис. 4, в), тобто переміщуються в протилежному напрямку до верхнього пуансона 2, але вже зі швидкістю $V_2 = 0,5$ мм/с. При цьому хід верхнього пуансона 2 дорівнює $S = 49$ мм та обох напівматриць $S = 24$ мм. Це сприяє течії матеріалу заготовки в зворотному напрямку, зменшує силу деформування та забезпечує кінцевий висотний розмір деталі «Стакан з фланцем».

Аналіз (рис. 5) викривлення ділильної сітки, розподілу інтенсивності деформацій ϵ_i та інтенсивності напружень σ_i , (МПа) в перетині заготовки, яка деформується, на проміжній (1) стадії процесу комбінованого видавлювання з додатковою кінематикою верхньої та нижньої напівматриць показав, що у фланцевій зоні стакану відсутній такий дефект, як затиск, повністю заповнена матеріалом заготовки вся порожнина цієї зони в нижній напівматриці 5, максимальне значення інтенсивності деформації 1,5 у верхній частині фланця і дні стакану (рис. 5, б) та максимальне значення інтенсивності напружень 350 МПа в тих же зонах (рис. 5, в).

Такий же аналіз на кінцевій (2) стадії процесу комбінованого видавлювання показав, що отримана якісна без дефектів з потрібними геометричними розмірами деталей «Стакан з фланцем», з максимальними значеннями інтенсивності деформації 2,5 на внутрішній бічній поверхні отвору стакану і в зоні дна та максимальними значеннями інтенсивності напружень 350 МПа і розташуванням цих напружень приблизно в тих же зонах, що і на проміжній (1) стадії процесу.

Був побудований графік залежності (рис. 6) сили видавлювання (кН) від ходу верхнього пуансона (повний хід дорівнює 73 мм).

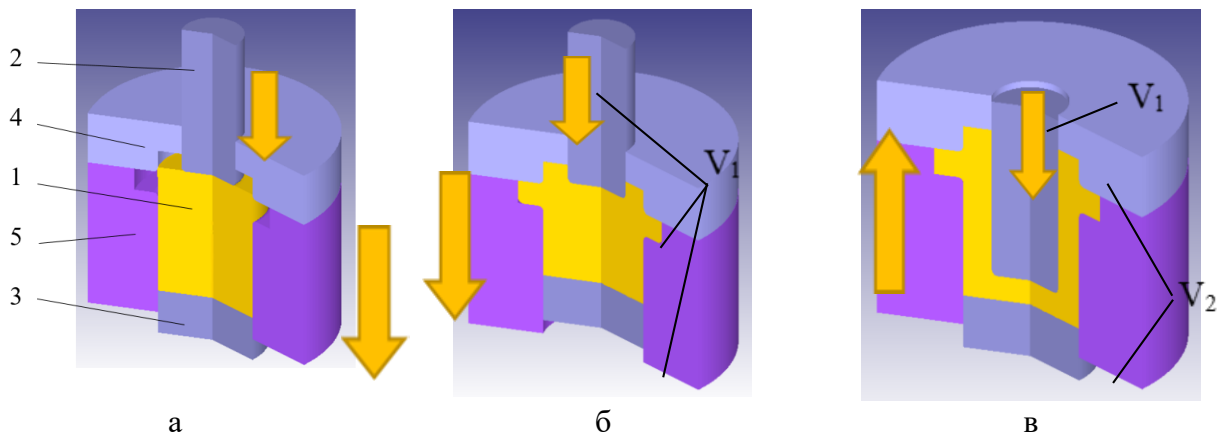


Рис. 4. Комбіноване видавлювання деталі «Стакан з фланцем» з додатковою кінематикою верхньої та нижньої напівматриць ($V_1 = 1 \text{ мм/с}$, $V_2 = 0.5 \text{ мм/с}$) на початковій (а), проміжній (б) та кінцевій (в) стадіях:

1 – заготовка, яка деформується; 2 – верхній активний пуансон; 3 – нижній пуансон (протипуансон); 4 – верхня напівматриця; 5 – нижня напівматриця

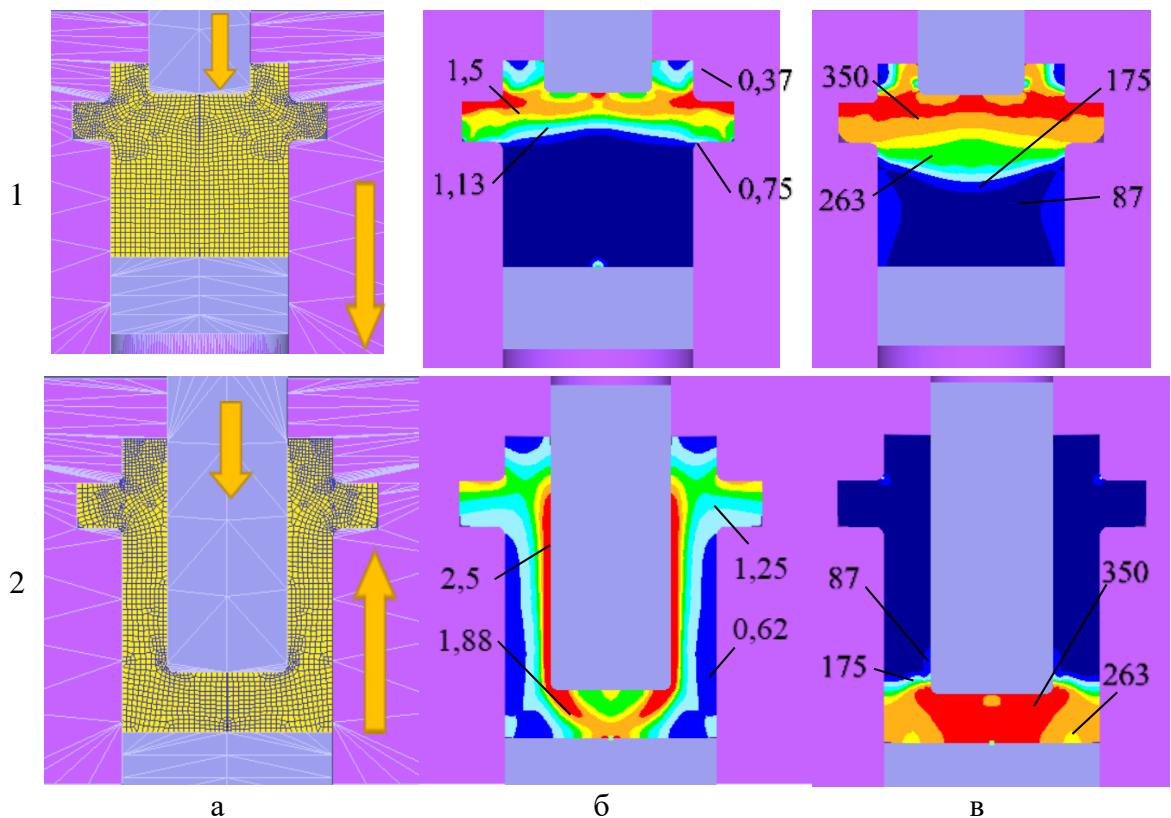


Рис. 5. Викривлення ділильної сітки (а), розподіл інтенсивності деформацій ϵ_i (б) та розподіл (в) інтенсивності напружень σ_i (МПа) в перетині заготовки, яка деформується, на проміжній (1) та кінцевій (2) стадіях процесу комбінованого видавлювання з додатковою кінематикою верхньої та нижньої напівматриць

Від початку деформації заготовки відбувається постійне зростання сили до максимальних значень (160 кН). На цій стадії відбувається формування фланцю без дефектів та повне заповнення матеріалом заготовки порожнини в нижній напівматриці (закрите видавлювання). Після цього верхня та нижня напівматриці змінюють напрямок руху на протилежний, тобто переміщуються в протилежному напрямку до верхнього пуансона, а величина сили деформації на верхньому пуансоні знижується до найменших значень (70 кН). Далі до кінця процесу на етапі зворотного видавлювання сила деформації постійно зростає (до 150 кН).

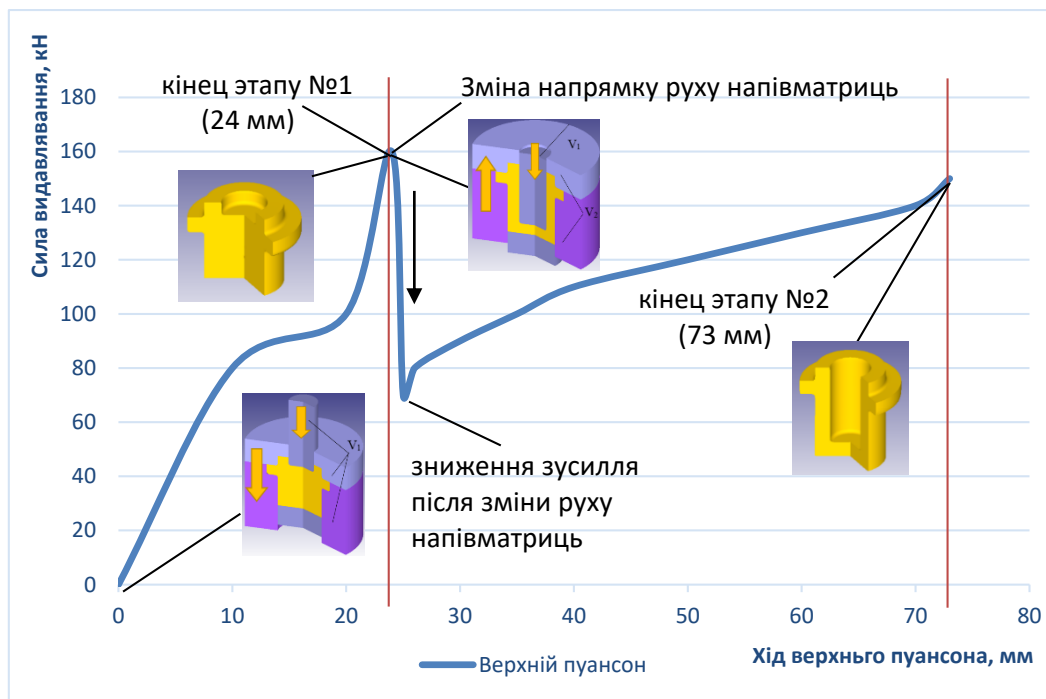


Рис. 6. Графік залежності сили видавлювання (кН) від ходу верхнього пуансона (мм)

ВИСНОВКИ

Для теоретичних досліджень процесу комбінованого зворотне-радіального видавлювання деталі «Стакан з фланцем» з алюмінієвого сплаву А2017 була використана програма DEFORM 2D/3D, яка базується на методі скінченних елементів. Запропонований метод дозволив повністю усунути дефект затиску та недозаповнення матеріалом заготовки нижнього кута порожнини в фланцевій зоні, завдяки використанню додаткової кінематики одночасно верхньої та нижньої напівматриць на протизагатованому базовому варіанту, в якому для деформації заготовки використовувався тільки активний верхній пуансон. Для отримання деталі «Стакан з фланцем» з потрібними розмірами і якістю на початковій та проміжній стадіях спочатку здійснюється одночасне переміщення в одному напрямку верхнього пуансона і верхньої та нижньої напівматриць з однаковою швидкістю $V_1 = 1$ мм/с і ходом всіх рухомих інструментів $S = 24$ мм, а потім верхня та нижня напівматриці змінюють напрямок руху на протилежний зі швидкістю $V_2 = 0,5$ мм/с і ходом верхнього пуансона $S = 49$ мм та обох напівматриць $S = 24$ мм. Аналіз розподілу інтенсивності деформацій ϵ_i та інтенсивності напружень σ_i показав, що на проміжній стадії максимальне значення інтенсивності деформації дорівнює 1,5 у верхній частині фланця і дні стакану та максимальне значення інтенсивності напружень дорівнює 350 МПа в тих же зонах, на кінцевій стадії максимальне значення інтенсивності деформації дорівнює 2,5 на внутрішній бічній поверхні отвору стакану і в зоні дна та максимальне значення інтенсивності напружень дорівнює 350 МПа, що і на проміжній стадії. Розподіл деформацій і напружень набув більш рівномірного характеру у зоні фланця. Дослідження графіку залежності сили видавлювання від ходу верхнього пуансона в 73 мм показало, що максимальне значення сили в 160 кН можна побачити на етапі формування фланцю та повного заповнення матеріалом заготовки порожнини в нижній напівматриці. Після формування фланцю без дефектів та повного заповнення матеріалом заготовки порожнини в нижній напівматриці змінюється рух напівматриць. Далі до кінця процесу на етапі зворотного видавлювання сила деформації постійно зростає (до 150 кН). Ці результати можуть бути використані в практичній діяльності на виробництві для підвищення якості та ефективності виробництва деталей типу «Стакан з фланцем».

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Євстратов В. А. Основи технології видавлювання та конструювання штампів. Харків : Вища школа, 1987. 144 с.
2. Alieva L., Goncharuk C. Technological possibilities of combined radial – longitudinal extrusion process. *XVIII International scientific conference New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering*. Series : Monographs. – Czestochowa, 2017. № 68. P. 102–107.
3. Алієва Л. І. Технологічні можливості процесів комбінованого радіально–поздовжнього видавлювання. *Технологічні системи*. 2017. № 1 (78). С. 31–40. http://technological-systems.com/images/journal/2017/files/ts78_4.pdf.
4. Алієва Л. І. Процеси комбінованого деформування та видавлювання. *Обробка матеріалів тиском*. Краматорськ : ДДМА, 2016. № 1 (42). С. 100–108.
5. Дмитрієв А. М., Воронцов А. Л. Вибір коефіцієнтів тертя для розрахунку технологічних параметрів штампування видавлювання. *Кувально-штампувальне виробництво*. 2004. №1. С. 23–26.

REFERENCES

1. Evstratov V. A. Fundamentals of Extrusion Technology and Die Design. Kharkiv: Vyshcha Shkola, 1987. 144 p.
2. Alieva L., Goncharuk C. Technological Possibilities of the Combined Radial–Longitudinal Extrusion Process. *XVIII International Scientific Conference New Technologies and Achievements in Metallurgy, Material Engineering and Production Engineering*. Series: Monographs. Czestochowa, 2017. No. 68. P. 102–107.
3. Alieva L. I. Technological Possibilities of Combined Radial–Longitudinal Extrusion Processes. *Technological Systems*. 2017. No. 1 (78). P. 31–40. http://technological-systems.com/images/journal/2017/files/ts78_4.pdf.
4. Alieva L. I. Processes of Combined Forming and Extrusion. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA, 2016. No. 1 (42). P. 100–108.
5. Dmitriev A. M., Vorontsov A. L. Selection of friction coefficients for calculating technological parameters of extrusion stamping. *Forging and Stamping Production*. 2004. No. 1. P. 23–26.

Kosarev V., Chuchin O. Research on the manufacturing of hollow parts with a flange in the process of combined extrusion.

Theoretical studies of the closed combined backward–radial extrusion process of the “Cup with Flange” part made of aluminum alloy A2017 were carried out using the DEFORM 2D/3D software.

The proposed method allowed to completely eliminate the clamping defect and underfilling of the lower corner of the cavity in the flange zone with the workpiece material, due to the use of additional kinematics of both the upper and lower half-matrixes, as opposed to the basic version, in which only the active upper punch was used to deform the workpiece. Elimination of these defects became possible due to the use of additional kinematics of both the upper and lower half-matrixes. The curvature of the dividing grid, the distribution of the intensity of deformations ϵ_i and the distribution of the intensity of stresses σ_i in the cross section of the workpiece being deformed were studied. The study of the graph of the dependence of the extrusion force on the stroke of the upper punch in 73 mm showed that the maximum force value of 160 kN can be seen at the stage of flange formation and complete filling of the cavity in the lower half-matrix with workpiece material. After the flange is formed without defects and the cavity in the lower half-die is completely filled with the workpiece material, the movement of the half-dies changes. Then, towards the end of the process, at the stage of reverse extrusion, the deformation force constantly increases (up to 150 kN).

The results of the theoretical studies can be applied in industrial practice to improve the quality and efficiency of manufacturing “Cup with Flange” parts.

Keywords: cold bulk forging, extrusion, hollow part with flange, finite element method, mesh distortion, strain intensity distribution, stress intensity distribution, punch, die.

Косарєв Віталій Сергійович – аспірант ДДМА

Kosarev Vitalii – Graduate student DSEA

E-mail: vit.kosarev97@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0009-0007-2506-2354>

Чучин Олег Володимирович – канд. техн. наук, ст. викладач ДДМА

Chuchin Oleg – Candidate of Technical Science DSEA

E-mail: ovch2111@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-9728-9925>

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

**Titarenko A.
Hornostai V.
Sviatskyi Y.
Lipodat V.**

THE EFFECT OF STAMPING TEMPERATURE IN STAMPING FULL HIGH-CARBON STEEL PRODUCTS

In the engineering production of hollow products, hot and incomplete hot deformation is used. The main technologies used to manufacture hollow products are forging, stamping and specialized metal forming processes (MFP). The main advantages of the MFP processes compared to casting processes are: minimal material consumption, high quality of the material and workpiece surfaces (stamping and rolling processes on rolling mills), shape and dimensional accuracy, high productivity, and the ability to mechanize and automate production processes. MFP at the current stage of development of machine manufacturing technology is one of the main methods for producing parts.

In particular, when manufacturing hollow products in modern conditions, there is an urgent need to determine the parameters of the stamping tooling, its characteristics, technological transitions, temperature conditions for processing semi-finished products and their mutual influence on the finished product. These issues have been considered and continue to be considered by various authors, so the research topic is relevant. In the proposed work, a finite element modeling of the process of extrusion of hollow products from high-carbon steel (AISI-1060) under hot and incomplete hot deformation was performed. A comparison of the processes of reverse extrusion under hot and incomplete hot deformation was also performed with the appropriate formulation of the problem for modeling the process of reverse extrusion under hot and incomplete hot deformation. The analysis of the results of the extrusion simulation allows us to determine the characteristics of the resulting product and reduce the time for process development. The heating temperature of the workpiece for modeling extrusion under hot deformation was 1000 °C, and for modeling extrusion under incomplete hot deformation, the temperature was 700 °C. These temperatures were determined using a state diagram, at a temperature above 760 °C, complete recrystallization of the metal occurs, which is characteristic of hot deformation processes, at a deformation temperature below 760 °C, incomplete recrystallization crystallization occurs, which characterizes an incomplete hot deformation process. The modeling results are the dependence of the extrusion force on the punch displacement, the values of normal stresses, which are used to determine the specific forces on the contacting surfaces between the workpiece and the deforming tool, to determine the temperature distribution at the end of the process of reverse extrusion, and to consider the distribution of the stress and strain state. The press equipment, final shape and dimensions of the semi-finished product are determined.

Keywords: *finite element method, hot deformation, incomplete hot deformation, extrusion during hot deformation, extrusion during incomplete hot deformation, hollow semi-finished products, forces, specific forces, stresses, deformations, temperature distribution, extrusion scheme.*

In the production of hollow products of various shapes and sizes, extrusion processes are often used during hot and incomplete hot deformation. These processes are considered by the authors [1–2], which describe recommendations for deformation and design of die tooling. When deforming hollow products, the processes of incomplete hot and hot deformation must take into account the resulting energy-force parameters and specific forces. These processes are described in the following sources [3–4]. A critical analysis of the serial technology for producing forgings of the aircraft hydraulic cylinder cover type was carried out and, using the developed technique, the possibility of internal cracking was established. A technology for stamping a cover made of Amg6 alloy in a closed die cavity is proposed, which provides not only a significant increase. An assessment of the required stamping force by transitions was carried out. The validity of the proposed technology was confirmed by physical experiments. An analysis of the macrostructure was carried out using a scanning electron microscope and measurements of the Brinell rigidity of forgings obtained by multi-transition stamping. Based on the conducted research, technological recommendations for hot multi-pass closed stamping of critical aircraft parts were formulated [5].

The aim of the study by the authors [6] is to study the influence of tool geometry on the wear characteristics of the mandrel and matrix surfaces. The paper examines the influence of two main process parameters on the wear of SCM415H steel: the height of the annular gap and the diameter of the mandrel.

When studying the deformation process, computer modeling is used using the finite element method (FEM) and the DEFORM software package. Thanks to modeling, it is possible to determine the technological parameters of the process, such as temperature distribution, energy-force parameters, specific forces, stress and strain state, and the final shapes and dimensions of the product, information on which is presented in sources [7–8].

The authors [9] investigated a combined extrusion process that simultaneously combines the main extrusion processes such as direct and reverse extrusion (squeezing). In this paper, the production of a relay housing for the automotive industry was analyzed. In order to reduce the force, plastic deformation work, the number of process stages and to increase the ductility of low-carbon steel C15, the so-called semi-hot extrusion process was used. The study was carried out using a pilot production tool with a strain gauge and finite element modeling.

Reducing the forming force and removing the ejector pin, improving the formability of sheet metal parts and producing high-strength parts are the main reasons for applying the hot stamping process, which were investigated by the authors in [10]. According to this study, the hot stamping process of 22MnB5 steel is a state-of-the-art process, but new processes and steel grades are also considered in the work. The current study characterized the behavior of MSW1200 steel blanks in the semi-hot and fully hot stamping processes. In the semi-hot stamping process, the blank was first heated to a temperature of about 650 °C, then simultaneously formed and quenched in the die. The microstructure and mechanical properties of the semi-hot stamped and fully hot stamped blanks were studied and the results were compared with those of the water/air quenched blanks. The hot stamped blanks achieved the same strength values as the water quenched blanks. The highest plasticity and, accordingly, the best forming were achieved in the semi-hot stamped blank. It was concluded that for the steel under consideration, the semi-hot stamping process can be considered as an improved thermomechanical process, which not only guarantees high formability, but also leads to obtaining ultra-high strength properties.

The authors [11] argue that the mechanical properties of extruded AlMgSi alloys depend on the applied thermomechanical parameters used throughout the manufacturing process. Below, the effects of different extrusion speeds and homogenization conditions in combination with air or water quenching are investigated on four different sets of AA6082-T4 rectangular hollow sections. These sections were manufactured and extruded under industrial conditions, and selected cross-sections of each section were examined using optical microscopy to determine the microstructure and level of recrystallization. In addition, samples with recrystallized microstructure generally exhibited a higher standard deviation of mechanical properties, which may lead to product quality and consistency issues for metal forming operations. The authors provide a deeper understanding of how the selected thermomechanical parameters affect the final properties of such sections. Aluminium alloys such as AlMgSi are commonly used for extruded profiles as this allows control of cross-sectional geometry while using material efficiently.

In the article [12] the authors present a universal kinematic module developed on the basis of the upper boundary method, intended for use in mathematical modeling of combined cold extrusion processes. In particular, this module can be used to model the force mode and analyze tool loads during radial-direct extrusion of hollow products with a blind hole from solid blanks to describe deformation zones during metal flow to the center and to rotation zones from the radial flow back. Analytical dependencies are obtained for the power of the deformation forces, friction and displacement at the module boundaries, as well as for the reduced pressure in parametric form.

In [13], a generalized analytical approach based on the slab analysis method is developed for analyzing the mechanics of extrusion of an axisymmetric pipe from a hollow or solid round blank for a fairly general case of extrusion of a pipe through a profile head or through a profile mandrel. The results obtained as a result of theoretical analysis for the average extrusion force for various die-mandrel combinations are compared with experimental studies conducted on a model material and with the works of other authors [14, 15]. They show fairly good results.

The authors analyzed the mechanics of pressing an axisymmetric pipe, starting with a hollow or solid round blank. The authors developed a generalized analytical method based on the slab analysis method for a somewhat general case of pressing a pipe with a punch through a conventional profile matrix. As a result of the study, the authors determined the average pressing pressure, which was determined using theoretical analysis for various matrix-mandrel combinations. The article [15] also describes the results that are determined by experimental studies conducted on a model material.

The authors [16-20] demonstrated the possibilities of optimizing the design of hot extrusion dies, allowing for an accurate assessment of die wear during MCE. The presented articles present the results of the influence of thermal action on the rigidity of the tool material. The results of fundamental studies of changes in hardness due to thermoplasticity of the tool material are presented. To obtain the necessary data for calibrating the model, optical measurements were carried out on several industrial dies using statistical analysis. It is proven that the proposed model can be used to assess the wear of hot extrusion dies during cyclic stamping.

Study of the effect of deformation rate on the process of hot deformation of hollow products, described in the article [21]. The authors compare the results of deformation at different speeds of the punch using the MCE. The results of the study can be used to determine the optimal speed of the deforming tool for the process of deformation of hollow products.

An alternative method for producing hollow products is rotational deformation, described in the article [22]. The method consists of local deformation of the workpiece, which reduces the number of transitions in the manufacture of hollow products. However, rotational deformation has some disadvantages in production and the complexity of the tooling for deformation.

The aim – of the study is to substantiate the efficiency of reverse extrusion processes depending on the temperature of the workpiece. To consider the effect of the temperature of the workpieces on the process of extrusion of hollow products from high-carbon steel during hot and incomplete hot deformation.

Problem statement. Numerical experiments were conducted using finite element modeling of the extrusion process using the DEFORM software package. Fig. 1 shows the cross-sectional diagram of the part to be obtained (Fig. 1a), and Fig. 1b shows the original workpiece made of high-carbon steel AISI-1060.

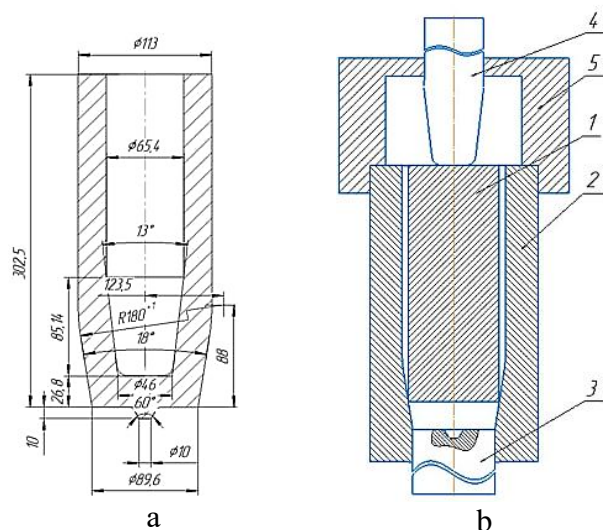


Fig. 1. Longitudinal section of the part (a), extrusion diagram (b) – centering ring 5, punch 4, matrix 2, ejector 3, workpiece 1.

the deforming tool and the workpiece is 0.25.

The following parameters were used to simulate the deformation process:

- the temperature of the deforming tool is 20°C;
- The temperatures are set in accordance with the state diagram of steel C60. According to the diagram, at a temperature above 760 °C, complete recrystallization of the metal occurs, which is typical of hot deformation processes. In the case of an incomplete hot deformation process, according to the crystallization diagram, the temperature should not exceed 760 °C; The temperature of the original workpiece during the hot extrusion process is 1000 °C, and under conditions of incomplete hot extrusion, the temperature is 700 °C [21];
- use centering ring 5 (Fig. 1b) for numerous experiments;
- for the process to proceed in the required temperature range, the speed of movement of the punch during deformation $V_o = 100$ mm/s [21];
- the coefficient of friction μ between the

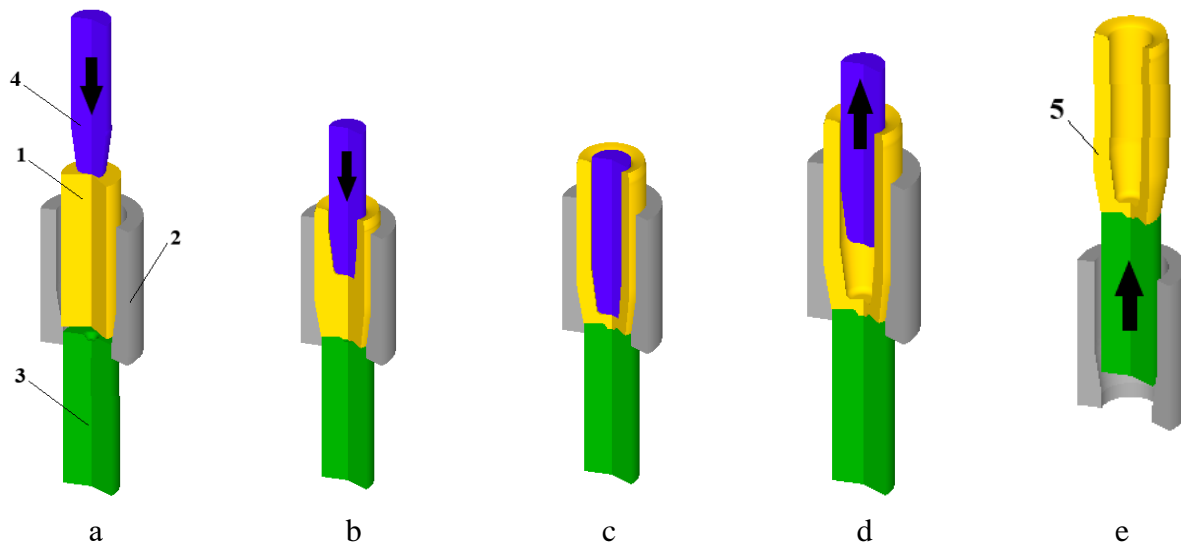


Fig. 2. Calculated positions in the cross-section of the deforming tool during reverse extrusion with upsetting (1 - workpiece, 2 - matrix, 3 - ejector, 4 - punch): a - at the beginning of extrusion, b - at an intermediate stage of extrusion, c - at the end of extrusion, d - after removal of the punch, e - after ejection of the product).

The extrusion process diagram is shown in Fig. 1b. The position of the tool during the deformation process at different stages of reverse extrusion with upsetting is shown in Fig. 2. At the first stage, Fig. 2a, we can observe the beginning of the extrusion process. The figure shows the workpiece 1 installed in the matrix 2 and on the ejector 3. Under the action of the slider, the punch 4 moves and deforms the workpiece 1. At the beginning of the deformation process, shown in Fig. 2b, the initial flow of the metal can be observed.

The end of the deformation process is shown in Fig. 2c. At this stage, the punch forms the final shape of the semi-finished product. One of the most important stages of the deformation process is the extraction of the working tools from the product and the extraction of the product from the tool. These stages are shown in Fig. 2d and Fig. 2e. After the deformation process shown in Fig. 2c, the punch 4 begins to move in the direction opposite to its movement during deformation, which is shown in Fig. 2d. The final stage of the process is the extraction of the semi-finished product 5 from the matrix 2 using the ejector 3, which is shown in Fig. 2e.

Results of the study. Analysis of the obtained results of modeling two deformation processes, namely: the dependence of the extrusion force on the displacement of the punch, the distribution of normal stresses, the distribution of temperature, the distribution of stress components in the deformed workpiece at the end of the reverse extrusion, the distribution of final axial ε_z , radial ε_r , tangential ε_θ , deformations and deformation intensity ε_i after extrusion.

The parameters of the force modes (Fig. 3) for reverse extrusion with upsetting under hot and incomplete hot extrusion conditions allow selecting the required pressing equipment. Under hot extrusion conditions, the force graph (Fig. 3a) has two sections: unsteady and steady. At the unsteady stage, the force increases and is 2200 kN when the punch moves by 170 mm. At the steady stage, the force increases and reaches a maximum value of 2410 kN when the punch moves by 259 mm. Next, we will consider the graph of the extrusion force versus the punch movement under incomplete hot extrusion conditions, shown in Fig. 3b. The graph of the extrusion force versus the punch movement under incomplete hot extrusion conditions has two sections: unsteady and steady, like the graph for hot deformation. At the unsteady stage, the deformation force increases to 3220 kN when the punch moves by 170 mm. At the next stage, the force increases and reaches a maximum value of 3378 kN at the end of the extrusion process when the punch moves by 259 mm.

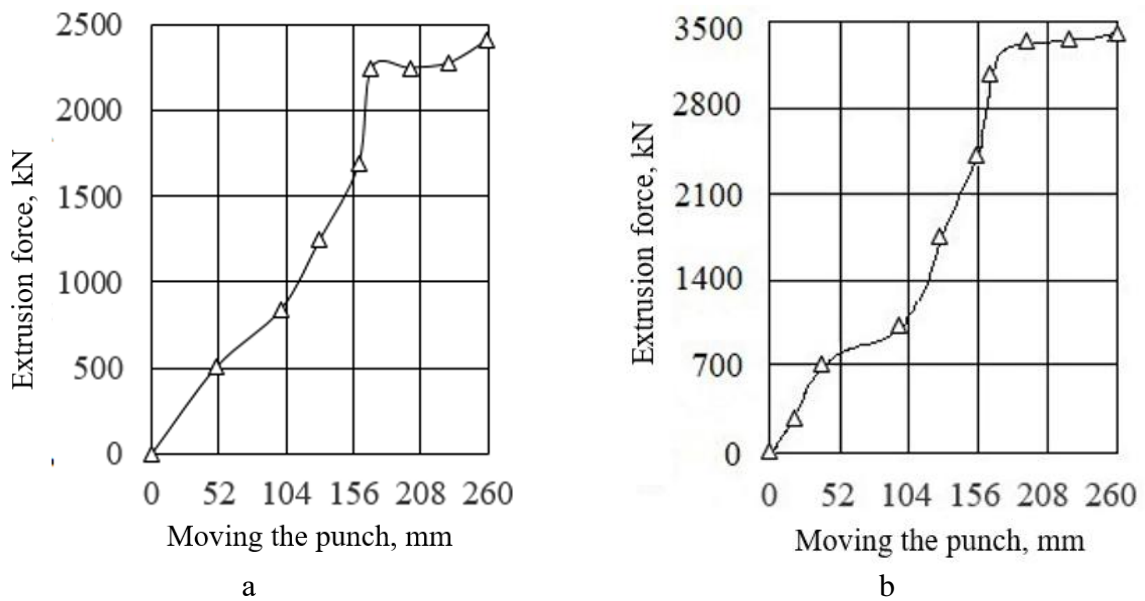


Fig. 3. Dependence of the extrusion force on the displacement of the punch: a – under hot extrusion conditions; b – under incomplete hot extrusion conditions

The distribution of normal stresses σ_n , that characterize the distribution of specific forces between the contact surface of the workpiece and the deforming tool, is shown in Fig. 4. The obtained data are necessary when designing stamping equipment.

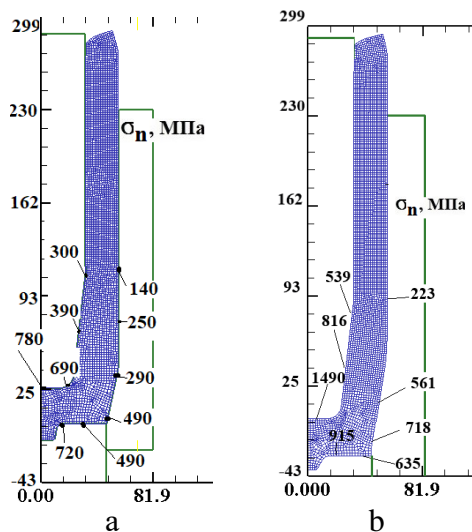


Fig. 4. Distribution of normal stresses: a – under hot extrusion conditions, b – under incomplete hot extrusion conditions.

The distribution of normal stresses under hot extrusion conditions was analyzed first and is shown in Fig. 4a. As can be seen from the distribution of normal stresses at the contact point of the punch and the workpiece, the normal stress is within the range of $\sigma_n = 300 \div 780$ MPa. In the contact zone of the die and the workpiece, the normal stresses are within the range of $\sigma_n = 140 \div 490$ MPa, and at the contact point of the ejector and the workpiece $\sigma_n = 490 \div 720$ MPa. For incomplete hot extrusion, the distribution of normal stresses is shown in Fig. 4b. At the contact point of the punch and the workpiece, the normal stress is within the range of $\sigma_n = 539 \div 1490$ MPa. In the contact zone of the die and the workpiece, the normal stresses are within the range of $\sigma_n = 23 \div 718$ MPa, and at the contact point of the ejector and the workpiece $\sigma_n = 635 \div 915$ MPa.

The temperature distribution in the volume of the deformed product material at the end of the reverse extrusion process with upsetting under hot and incomplete hot deformation conditions is shown in Fig. 5. Thanks to this distribution, it is possible to analyze the temperature after deformation for further planning of operations.

Under hot extrusion conditions, the temperature distribution shown in Fig. 5a. It is evident from the distribution that the temperature in the wall reaches $T = 940 \div 1000$ °C. In the metal layers on the side of the internal cavity of the workpiece, the temperature is $T = 940$ °C, and in the metal layers on the side of the external surface of the workpiece, the temperature is $T = 740$ °C. Under incomplete hot extrusion conditions, the temperature distribution shown in Fig. 5b was obtained. It is evident from the distribution that the temperature in the wall reaches $T = 697 \div 700$ °C. In the metal layers on the side of the internal cavity of the workpiece, the temperature is within the range of

$T = 490 \div 649 \text{ }^\circ\text{C}$, and in the metal layers on the side of the external surface of the workpiece, the temperature is within the range of $T = 280 \div 500 \text{ }^\circ\text{C}$.

The stress-strain state of the material at the end of the process of reverse extrusion with upsetting under hot and incomplete hot deformation conditions is considered, which is shown in Fig. 6 and Fig. 7. The distributions of axial stresses σ_z , radial stresses σ_r , tangential stresses σ_θ and stress intensity σ_i for the process of hot reverse extrusion are shown in Fig. 6. At the punch end, in the places of the conical parts of the matrix and punch, the axial stresses σ_z (Fig. 6a), tangential stresses σ_θ (Fig. 6c) and radial stresses σ_r (Fig. 6b) have a compressive nature of stresses, which significantly decreases in the cylinder. In the bottom part of the punch, the axial stresses shown in Fig. 6a are within $\sigma_z = -360 \div -840 \text{ MPa}$. The radial stresses shown in Fig. 6b are within the range $\sigma_r = -380 \div -730 \text{ MPa}$. The tangential stresses shown in Fig. 6c are within the range $\sigma_\theta = -370 \div -660 \text{ MPa}$.

In this case, the distribution pattern of radial stresses σ_r and tangential stresses σ_θ is almost the same. The deformation center during extrusion with thinning is located in the bottom part of the deformed workpiece,

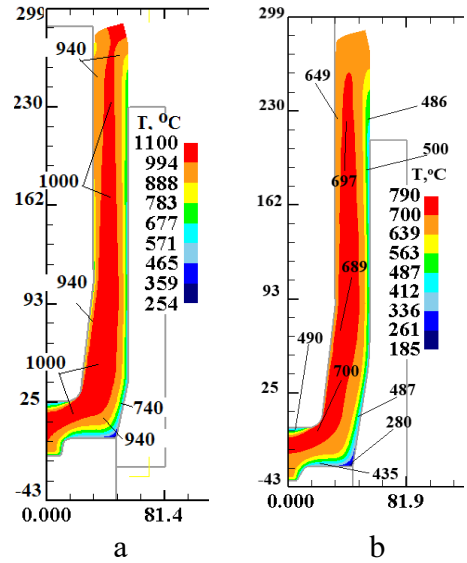


Fig. 5. Temperature distribution: a – under hot extrusion conditions, b – under incomplete hot extrusion conditions.

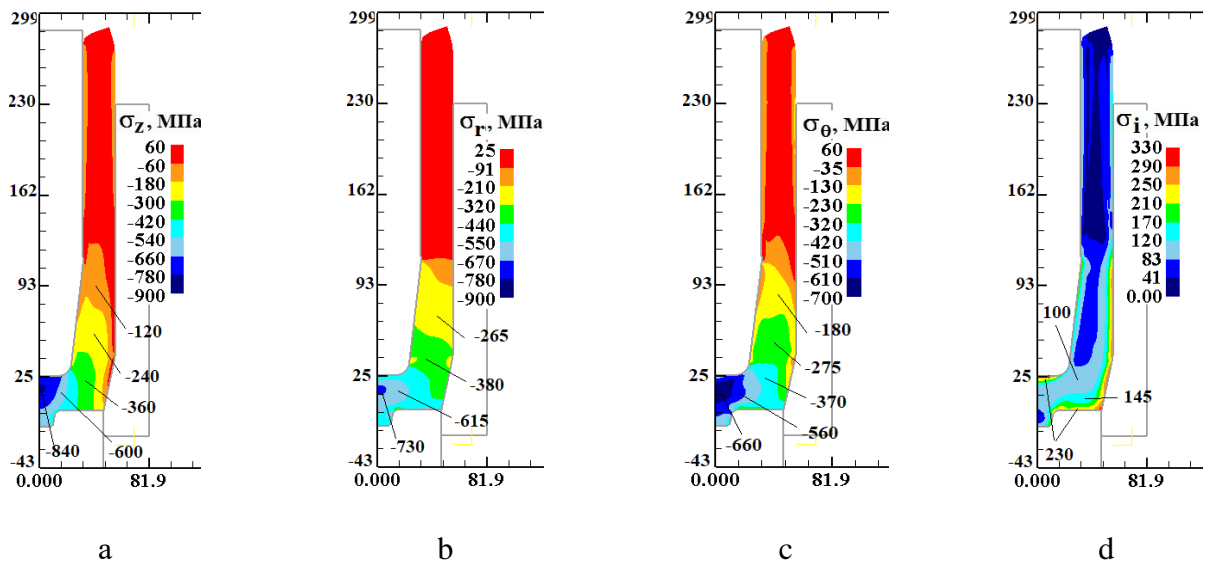


Fig. 6. Distribution of stress components in a deformed workpiece at the end of reverse extrusion with upsetting under hot deformation conditions: a – distribution of axial stresses σ_z , b – distribution of radial stresses σ_r , c – distribution of tangential stresses σ_θ , d – distribution of stress intensity σ_i .

which is evident from the distribution pattern of stress intensity σ_i (Fig. 6d). In this part of the workpiece, the stress intensity is within the range $\sigma_i = 140 \div 165 \text{ MPa}$.

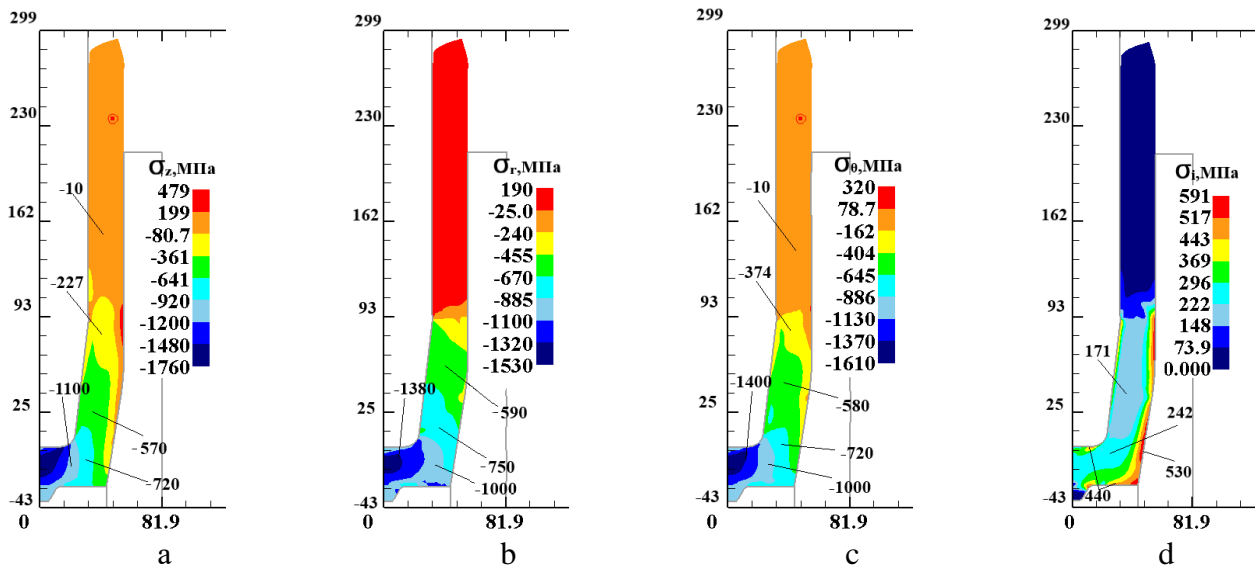


Fig. 7. Distribution of stress components in a deformed workpiece at the end of reverse extrusion with upsetting under conditions of incomplete hot deformation:
 a – distribution of axial stresses σ_z , b – distribution of radial stresses σ_r ,
 c – distribution of tangential stresses σ_θ , d – distribution of stress intensity σ_i .

The analysis of the distribution of stress components in the deformed blank at the end of incomplete hot reverse extrusion with upsetting relative to the axial stresses σ_z , radial stresses σ_r , tangential stresses σ_θ and stress intensity σ_i is shown in Fig. 7. As in hot deformation, in the deformation zone under the punch and between the conical part of the punch and the matrix, the axial stresses σ_z (Fig. 7a), radial stresses σ_r (Fig. 7b) and tangential stresses σ_θ (Fig. 7c) are compressive and significantly decrease in magnitude in the cylindrical part of the blank wall. As can be seen from the distribution of the stress state shown in Fig. 7a, in the bottom part of the blank under the punch, the axial deformation stresses are within $\sigma_z = -570 \div -1700$ MPa. The radial deformation stresses shown in Fig. 7b are within the range $\sigma_r = -750 \div -1380$ MPa. The tangential deformation stresses shown in Fig. 7c are within the range $\sigma_\theta = -720 \div -1400$ MPa. The deformations cover the entire bottom part of the workpiece, which is evident from the distribution of stress intensity σ_i (Fig. 7d). In this part of the workpiece, the stress intensity is within the range $\sigma_i = 171 \div 440$ MPa.

Fig. 8 and Fig. 9 show the distribution of deformations at the end of the process of hot and incomplete hot reverse extrusion with upsetting. The distributions of the final axial deformations ε_z , radial deformations ε_r , tangential deformations ε_θ and deformation intensity ε_i under hot reverse extrusion conditions are shown in Fig. 8. In the bottom part of the product, directly at the punch end, compressive axial deformations appear, which are within the range $\varepsilon_z = -0.6 \div -2.4$ (Fig. 8a). When a protrusion is formed on the bottom part of the product, tensile deformations are formed, reaching the value $\varepsilon_z = 0.4$. In the metal layers in the wall of the hole in the workpiece on the punch side, we obtain the value $\varepsilon_z = -1$, and along the wall thickness on the matrix side, tensile axial deformations ε_z arise. In Fig. 8b. The picture of the distribution of radial deformations is presented; in the cylindrical and conical parts of the wall of the product, compressive deformations equal to $\varepsilon_r = -0,88$ arise.

In the metal layers on the punch side, the deformation values are equal to $\varepsilon_r = -0,64$ and change in thickness in the direction of the side surface on the matrix side to a value of $\varepsilon_r = -0,4$. In the bottom part of the blank near the axis of symmetry, radial tensile deformations occur, which are within the limits of $\varepsilon_r = 0,3 \div 0,8$. Tangential deformations in the wall of the blank and the bottom part of the blank on the cavity side form tensile deformations (Fig. 8c). In the outer layers of the product wall metal on the matrix side, tangential deformations of $\varepsilon_\theta = 0,3$ are obtained, increasing to $\varepsilon_\theta = 1,2$ in the inner layers of the cavity metal.

In the bottom part of the workpiece, the deformations are in the range of $\varepsilon_\theta = 0,05 \div 1,6$. On the boss of the bottom part of the workpiece, compressive deformations equal to $\varepsilon_\theta = -0,14$ occur. The

degree of metal deformation under hot reverse extrusion conditions can be estimated using the distribution of deformation intensity ε_i shown in Fig. 8g. Intensive metal deformation is observed in the volume of the cylindrical and conical parts of the workpiece wall in layers close to the internal cavity of the workpiece $\varepsilon_i = 1,2$, with a subsequent decrease in the metal volume in the direction of the outer surface of the wall to $\varepsilon_i = 0,43$. Intensive deformation occurs in the bottom part of the workpiece cavity, where the deformation intensity value is in the range of $\varepsilon_i = 0,43 \div 2,1$. On the boss of the bottom the deformation intensity is in the range of $\varepsilon_i = 0,11 \div 0,37$.

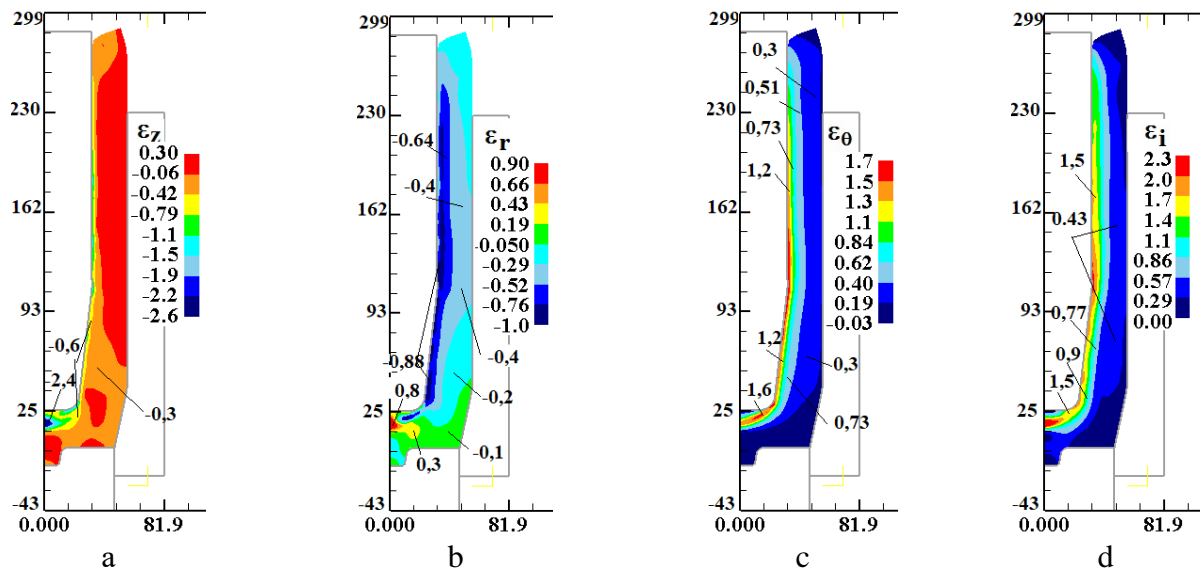


Fig. 8. Distribution of final axial ε_z , radial ε_r , tangential ε_θ deformations and deformation intensity ε_i after hot reverse extrusion with upsetting:

a – distribution of axial deformations ε_z , b – distribution of radial deformations ε_r , c – distribution of tangential deformations ε_θ , d – distribution of deformation intensity ε_i .

Let us consider the distribution of the final axial strains ε_z , radial strains ε_r , tangential strains ε_θ and strain intensity ε_i under the conditions of incomplete hot reverse extrusion with upsetting shown in Fig. 9. Let us consider the deformed state that is formed in the bottom part of the semi-finished product, directly under the punch end, using axial strains that are within the range $\varepsilon_z = -0,1 \div -2,48$ (Fig. 9a). When a protrusion is formed on the bottom part of the workpiece, the strains are of a stretching nature and reach values of $\varepsilon_z = 0,4$. In the thickness of the metal, the strains are equal to $\varepsilon_z = -1$. The next step is to consider the radial strains shown in Fig. 9b. In the cylindrical part of the workpiece and the conical parts of the wall of the workpiece, compressive deformations equal to the value of $\varepsilon_r = -2,15$ arise and increase in the direction of the outer surface $\varepsilon_r = -0,4$. In this part, tensile stresses of deformation arise, which are within the limits of $\varepsilon_r = 0,8 \div -0,12$. Tangential strains in the wall and bottom part of the part cause tensile stresses (Fig. 9c). In the thickness of the wall metal at the outer surface, tangential deformations equal to $\varepsilon_\theta = 0,08$ are obtained, and in the internal layers of the metal, the accumulated tangential deformations are equal to $\varepsilon_\theta = 0,6$ with a gradual decrease to $\varepsilon_\theta = -1,5$ towards the cavity. In the volume of the bottom part of the workpiece, tangential deformations are within the limits of $\varepsilon_\theta = 0,09 \div 3,1$. Due to the distribution of deformation intensity, it is possible to observe the worked structure of the metal during incomplete hot reverse extrusion.

The distribution of the deformation intensity is shown in Fig. 9d. In the cylindrical part of the product and the conical part, the metal deformation intensity from the inner side of the matrix cavity is $\varepsilon_i = 0,2$ with a subsequent increase in the value of $\varepsilon_i = 0,72$ towards the conical part. The deformation intensity in the bottom part under the punch is within $\varepsilon_i = 2,68$, and in the metal layers from the inner side of the workpiece, the deformation intensity is within $\varepsilon_i = 1,2 \div 2,3$. Deforming by extrusion with upsetting leads to intense deformations, which has a positive effect on the microstructure of the metal.

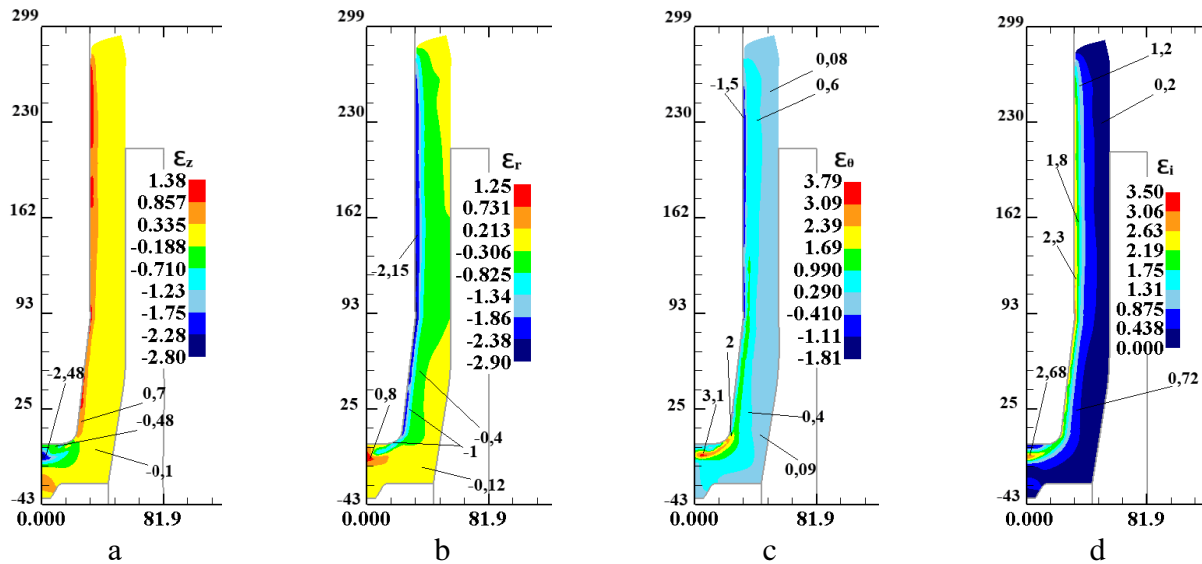


Fig. 9. Distributions of final axial ε_z , radial ε_r , tangential ε_θ deformations and deformation intensity ε_i after incomplete hot reverse extrusion with upsetting:

a – distribution of axial deformations ε_z , b – distribution of radial deformations ε_r , c – distribution of tangential deformations ε_θ ; d – distribution of deformation intensity ε_i .

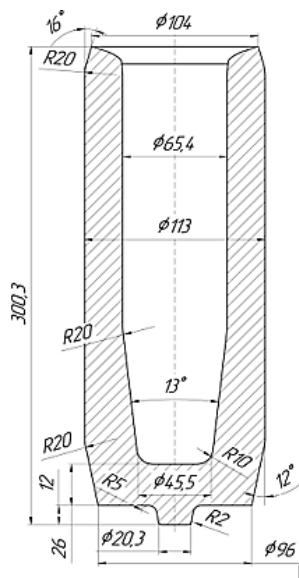


Fig. 10. Final shape and dimensions of the semi-finished product.

The final shape and dimensions of the product are shown in Fig. 10. According to the results of numerous experiments, the height of the finished hollow product differs by 1-1.5% with hot and incomplete hot extrusion. Since the dimensions and shape of the cavity are determined by the dimensions and geometry of the punch, the dimensions and geometry of the outer surface of the semi-finished product correspond to the geometry of the matrix, and the geometry and dimensions of the bottom correspond to the dimensions and geometry of the ejector. Sink marks are formed on the edge of the wall of the semi-finished product on the side of the cavity. To obtain a smooth end face of the wall of the semi-finished product, an additional trimming operation is required.

CONCLUSIONS

Using the finite element method and the plastic model of metal, mathematical models were created and a computer analysis of the processes of reverse extrusion with upsetting under hot and incomplete hot plastic deformation was performed. The extrusion forces were determined depending on the displacement of the punches. The maximum value of the extrusion forces under hot deformation was 2.4 MN, while under incomplete hot deformation the forces were 3.4 MN. The obtained results allow selecting pressing equipment and parameters of the die tooling. The distributions of specific forces on the contact surfaces of the deformed semi-finished product with the tool were established. The highest values of specific forces under hot and incomplete hot deformation reach the following values, respectively: on the matrices 490 and 718 MPa; on the punches 690 and 1490 MPa; on the ejectors 720 and 915 MPa. Based on the obtained results, recommendations were formulated on the number of matrix bandages and the selection of the required steel grade for the deforming tool in order to ensure the required strength. As a result of the study, distributions of components of stress and strain states and temperature in deformed metal of semi-finished products after hot and incomplete hot extrusion with upsetting were obtained.

During to the modeling of this deformation process, it was established that it is necessary to use tool heating. Also, the necessary parameters of the pressing equipment for ensuring the temperature regime were obtained, the need for accelerated movement of the pressing equipment was determined, which is ensured by upgrading the presses with hydraulic accumulators. The final shapes and sizes of semi-finished products after hot and incomplete hot extrusion with upsetting were determined, corresponding to the specified sizes of the semi-finished product.

REFERENCES

1. Qiyu Liao, Yanchao Jiang, Qichi Le, Lei Bao, Tong Wang, Lichen Liu, Yonghui Jia. Effect on the physical field of the die during the backward extrusion process of magnesium alloy wheel. *Materials Today Communications*. Volume 41. 2024. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2024.110250>
2. Danchenko V. N., Mylenyn A. A., Kuzmenko V. Y. Kompiuternoe modelyrovanye protsessov obrabotky metallov davlenyem. *Chyslennyye metody*. Dnepropetrovsk: Systemnie tekhnolohyy. 2008. 448 p.
3. Shewakh W. M. Effect of lubricant type on deep drawing ratio and drawing force during cylindrical cup drawing. *Emirates Journal for Engineering Research*. 2022. Vol. 27, № 3. P. 1-5. URL: <https://scholarworks.uaeu.ac.ae/ejer/vol27/iss3/3/>
4. Kaliuzhnyi V.L., Alie va L.I., Yarmolenko O.S., Sytnyk S.V. Hot extrusion of high carbon steel cone hollow products. *Mech. Adv. Technol.* 6. 3. 2022, pp. 302–308. DOI: <https://doi.org/10.20535/2521-1943.2022.6.3.269897>
5. Voronko V. V., Shypul O. V. Proektyrovanye mnohoperekhodnoi shtampovky krushky hydrotsylyndra s yspolzovanyem chyslennoho modelyrovanyia. *Zbirnyk naukovykh prats Kharkivskoho uni-versytetu Povitrianykh Syl. Kh. : Kharkivskiy universytet Povitrianykh Syl imeni Ivana Kozheduba*, 2008. Vyp. 3 (18). S. 14-19.
6. 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. DOI: <https://doi.org/10.1007/s12206-015-0743-4>
7. Radkevych M.M., Fomin D., Hluchihin O. Doslidzhennia umov termomekhanichnoho protsesu nepovno hariachoho kuvannia. *Osnovni inzhenerni materialy* (tom 822), S. 165-170. DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.822.165>.
8. Hwang S.-F., Li Y.-R. Deep drawing behavior of metal-composite sandwich plates. *Materials*. 2022. Vol. 15. P. 6612. DOI: [10.3390/ma15196612](https://doi.org/10.3390/ma15196612)
9. Emin Softić, Emir Šarić Load force prediction of semi-hot combined extrusion process using finite element simulation. *7th International Research/Expert Conference "Trends in the Development of Machinery and Associated Technology" TMT 2013*. Istanbul, Turkey, 10-11 September 2013.
10. Malek Naderi, Mostafa Ketabchi, Mahmoud Abbasi, Wolfgang Bleak. Semi-hot Stamping as an Improved Process of Hot Stamping. *Journal of Materials Science & Technology*. Volume 27, Issue 4, April 2011, Pages 369-376.
11. Williams William M., Sandnes Lise, Ma Jun, Tronvoll Sigmund Arntsonn, Welo Torgeir. Yield stress and work hardening behavior of extruded AA6082 profiles under different homogenization and extrusion conditions. *Materials Research Proceedings*. 28 (2023) 467-476.
12. Aliieva L.I., Levchenko V.M., Aliiev I.S., Kartamyshev D.O. The development of triangular kinematic module to calculate the deformation pressure in the extrusion processes. *Materials working by pressure*. 2022. № 1(51) P. 10-20. DOI: [10.37142/2076-2151/2022-1\(51\)10](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1(51)10)
13. N.R. Chitkara, Aleem A. Extrusion of axi-symmetric tubes from hollow and solid circular billets: a generalised slab method of analysis and some experiments. *International Journal of Mechanical Sciences*. Volume 43, Issue 7, (2001), Pages 1661-1684. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(00\)00093-X](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(00)00093-X)
14. Aleem A. Forward extrusion of monometallic and bi-metallic axi-symmetric tubular components using shaped dies and mandrels. *Ph.D. Thesis*. University of Manchester, April 1991.
15. Burden R. L., Faires J.D. Numerical Analysis. 3rd ed. P.W.S. Publications, 1985.
16. Lee G. A., Im Y. T. Finite-element investigation of the wear and elastic deformation of dies in metal forming. *J. Mater. Process. Technol.*, 89-90 (1999) 123-127.
17. B. A. Behrens, CIRP Ann. Finite element analysis of die wear in hot forging process. *Manuf. Technol.*, 57 (1) (2008) 305-308.
18. Choi C. H., Groseclose A., Altan T. Estimation of plastic deformation and abrasive wear in warm forging dies. *J. Mater. Process. Technol.*, 212 (8) (2012) 1742-1752.
19. Vardan O. C., Bagchi A., Altan T. Investigation of die wear in upsetting using FEM code ALPID. *Proc. 15th North American Manufac. Res. Conf.*, SME Bethlehem, USA (1987) 386
20. Lange K., Cser L., Geiger M., Kals J. A. G., CIRP Ann. Tool life and tool quality in bulk metal forming. *Manuf. Tech.*, 41 (2) (1992) 667-675.
21. Drahobetskyi V.V., Kaliuzhnyi O.V., Kaliuzhnyi V.L., Sytnyk S.V. Vplyv shvydkosti deformuvannia na protses hariachoho vydavliuvannia z rozdachoiu kruhlykh porozhnystrykh napivfabrykativ. *Mechanics and Advanced Technologies*. 2024. No. 1(100). P. 45–53. DOI: [https://doi.org/10.20535/2521-1943.2024.8.1\(100\).297296](https://doi.org/10.20535/2521-1943.2024.8.1(100).297296)
22. Miroslav P., Dragisa V., Milentije S., Dejan M., Igor K. Orbital forging –aplausible alternative for bulk metal forming. *Journal of Trends in the Development of Machinery and Associated Technology*. Vol. 16, No. 1, 2012, ISSN 2303-4009.

Титаренко А. Є., Горноста́й В. М., Святський Ю. Г., Ліподат В. Є. Вплив температури штампування при видавлюванні порожнистих виробів з високовуглецевої сталі.

В машинобудівному виробництві порожнистих виробів, використовують гаряче та неповне гаряче деформування. Основними технологіями виготовлення порожнистих виробів є видавлювання (екструзія), кування, штампування та спеціалізовані способи обробки металів тиском (ОМТ). До переваг процесів ОМТ, у порівнянні з процесами лиття, відносяться: мінімальні витрати матеріалів, висока якість матеріалу і поверхонь заготовки (процеси штампування і прокатка на прокатних станах), точність форми і розмірів, висока продуктивність, можливість механізації і автоматизації виробничих процесів. ОМТ на сучасному етапі розвитку технології машинобудування є одним з головних способів виготовлення деталей.

Зокрема, при виготовленні в сучасних умовах порожнистих виробів гостро постає потреба у визначенні параметрів штампного оснащення, його характеристик, технологічних переходів, температурних режимів обробки напівфабрикатів та їх взаємний вплив на готовий виріб. Вказані питання розглядалися і продовжують розглядатися різними авторами, тому тема дослідження є актуальною. В запропонованій роботі виконано моделювання методом скінченних елементів процесу видавлювання порожнистих виробів із високовуглецевої сталі (AISI-1060) при гарячій та неповній гарячій деформації. Також виконано порівняння процесів зворотного видавлювання з осаджуванням в умовах гарячої та неповної гарячої деформації при відповідній постановці задачі для моделювання процесу зворотного видавлювання з осаджуванням при гарячій та неповній гарячій деформації. Аналіз результатів моделювання видавлювання дозволяє визначити характеристики отриманого виробу, зменшити час розробки технологічного процесу. Температура нагріву заготовки для моделювання видавлювання при гарячій деформації дорівнювала 1000 °С, а для моделювання видавлювання при неповній гарячій деформації температура дорівнювала 700 °С. Зазначені температури визначені за допомогою діаграми стану, при температурі вище 760 °С відбувається повна рекристалізація металу, це характерно гарячим процесам деформування, при температурі деформування нижче 760 °С відбувається неповна рекристалізація, що характеризує процес неповного гарячого деформування. Результатами моделювання є залежності зусилля видавлювання від переміщення пуансона, величини нормальних напружень, за допомогою яких, встановлено питомі зусилля на контактуючих поверхнях між заготовкою та деформуючим інструментом, визначено розподіл температури в кінці процесу зворотного видавлювання порожнистого напівфабрикату та розглянуто розподіл напруженого та деформованого стану. Визначено потрібне пресове обладнання для отримання напівфабрикату та його кінцеву форму та розміри.

Ключові слова: метод кінцевих елементів, гаряча деформація, неповна гаряча деформація, видавлювання при гарячій деформації, видавлювання при неповній гарячій деформації, порожнисті напівфабрикати, зусилля, питомі зусилля, напруження, деформації, температурний розподіл, схема видавлювання.

Титаренко Андрій Євгенійович – аспірант КПІ ім. Ігоря Сікорського

Titarenko Andrii – aspirant of Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

E-mail: k_OMD@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-0407-5144>

Горноста́й Вадим Миколайович – канд. техн. наук, доцент кафедри технології виробництва літальних апаратів НТУУ КПІ ім. Ігоря Сікорського

Hornostay Vadym – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

E-mail: w.gornostay@kpi.ua

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5766-931X>

Святський Юрій Георгійович – аспірант НТУУ КПІ ім. Ігоря Сікорського

Sviatskyi Yurii – aspirant of Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

E-mail: k_OMD@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0009-0008-7167-5925>

Ліподат Віталій Євгенович – аспірант НТУУ КПІ ім. Ігоря Сікорського

Lipodat Vitaliy – aspirant of Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

E-mail: k_OMD@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0009-0004-3986-4794>

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

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

Стаття надійшла до редакції 12.07.25.

Данилець Ю. Ю.
Ткачов В. Ю.
Чухліб В. Л.
Тимофєєв В. Д.
Ходирєв Г. П.

ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ПРИ ЛИСТОВОМУ ШТАМПУВАННІ U-ПОДІБНОЇ ДЕТАЛІ ЗІ ЗМІННИМ РАДІУСОМ ЗГИНАННЯ

В статі розглянуто методики з виконання операції листового штампування згинання для виготовлення різноманітних деталей для різних галузей промисловості і особливо в сучасному світі. При дослідженні матеріалу основну увагу приділено різновидам операції згнуття та їх застосування для отримання U-подібної деталі. При цьому увагу приділено основним параметрам формозміни при згинанні, а саме радіусу згинання листового матеріалу. Внаслідок цього для дослідження було обрано комп'ютерне моделювання операції згинання зі змінним радіусом на нижньому штампі. Основним результатом роботи є визначення впливу радіуса згинання на зміну інтенсивності напружень, опору деформації, пластичної деформації, швидкості деформації та силового навантаження процесу згинання при отриманні U-подібної деталі при листовому штампуванні.

Виявлено, що збільшення радіуса згинання призводить до наступних результатів: зменшення показників інтенсивності напружень та опору деформації має приблизно однакову величину і складає біля 7%, а значення пластичної деформації знижуються на 24%, але саме суттєво при цьому є зниження силового навантаження на 21 %. Результати моделювання процесу листового штампування при згинанні показали бездефектність виготовлення деталі за вибраними параметрами і перевагу обрання варіанту нижнього штампі з радіусом 5 мм, що підтверджено зниженням показань сили, що потрібна для штампування, а також напружень та пластичної деформації.

Ключові слова: згинання, листове штампування, деформація, напруження, операція.

Листове штампування відіграє значну і важливу роль у багатьох галузях, особливо в автомобільній та транспортній індустрії [1, 2].

Згинання листового металу — одна з основних операцій листового штампування для деталей, які широко використовуються в машинобудуванні, авіабудуванні, енергетичному секторі та побутовій техніці [1]. Популярність даного процесу пояснюється його високою ефективністю, стабільністю геометричних параметрів виробів та низькою собівартістю. Найпоширенішим процесом формування листового металу є процес згинання, який може створювати U-подібну форму вздовж осі матеріалу шляхом прикладання сили до листового металу, змушуючи його згинатися у потрібну форму. Це робиться з різних матеріалів, які мають гарні пластичні властивості. Такі матеріали використовуються у гальмах та спеціалізованих машинних процесах [3]. При методі стирання лист має утримуватися проти матриці за допомогою стискаючого підкладного елемента, змушуючи його згинатися вздовж радіусу. Існують два основні аспекти якості при згинанні листового металу, які включають, але не обмежуються, пластичністю та розмірами і при цьому мінімізація відхилень у розмірах є ключовою вимогою у масовому виробництві [4].

Відомо, що розвиток четвертої промислової революції спричинить зміни у всіх галузях та технологічних процесах. Листове штампування як технологічний процес також зазнає впливу цих швидких змін. Ці зміни включають, але не обмежуються, підвищенням продуктивності виробництва, збільшенням швидкості виготовлення готової продукції, зменшенням технологічних труднощів між налаштуванням обладнання та штампом, а також скороченням часу, необхідного для встановлення штампа. Ці покращення будуть забезпечені інтелектуальною пресою системою, що складається з чотирьох основних елементів: управління, ідентифікація, прогнозування та моніторинг [2]. Деформація уздовж прямої лінії або траєкторії є одним із найпоширеніших типів процесів у листовому штампуванні. Згинання металевих листів може здійснюватися у різних процесах, таких як витягування, згинання за допомогою спеціалізованих машин, згинання металу у штампі.

Операція згинання — це операція листового штампування, яка передбачає пластичну

деформацію матеріалів, особливо металів, навколо лінійної вісі, відомої як вісь згинання [5]. Простими словами, згинання відбувається, коли частина деталі деформується вздовж лінійної вісі до досягнення бажаного згину. Процес згинання відбувається не лише по прямій лінії або лінійній вісі, а й уздовж кривих ліній і траєкторій. Важливо відзначити особливості металу під час операцій згинання. Варто зазначити, що під час операції згинання металевий лист не розривається, а лише змінюється контур заготовки до отримання необхідної форми. Фланці зі стискуванням показують, що метал листа стискався або здавлювався під час процесу формування металу, а фланці з розтягуванням означають, що метал розтягувався і, відповідно, стоншувався під час процесу формування. Для того щоб металевий лист вважався підданим процесу згинання, площа поперечного перерізу зігнутого металевого листа повинна мати таку ж товщину, як і решта листа, з якого його виготовлено [6].

Два важливих чинники суттєво впливають на згинання листового металу. Це радіус вигину та розмір кута вигину. При великому куті вигину багато матеріалів можна зігнути до цієї міри без значних ускладнень, оскільки різниця між плоским матеріалом та вже сформованим незначна. Радіус вигину суттєво впливає на бажані результати згинання. Розмір вигину залежить від товщини матеріалу та його твердості. Найменший радіус, що досягається при згинанні, можна виразити рівнянням [7].

Різні типи виробничих процесів можуть виконувати різні операції згинання. Існують підтримувані та непідтримувані операції згинання. Непідтримуване згинання можна описати як процес, у якому листовий метал розтягується в утримуваній матриці. V-подібна та U-подібна матриці можна вважати непідтримуваним згинанням на початкових етапах [7].

Складні геометричні форми допомогли людству економити простір і забезпечили можливість проектувати конструкції, які можна спостерігати в автомобілях, кораблях, літаках та багатьох інших застосуваннях.

Одна з цих форм — це вигин, і багато конструкцій мають вигнуту геометрію у своєму дизайні. Ця конструктивна форма може заощаджувати простір і надавати красивий вигляд, але також може робити конструкції з матеріалу слабшими, ніж їхня початкова структура [8]. Матеріал може тріскатись, втомлюватись або прогинатись залежно від природи використаного матеріалу. Вигин матеріалу може підвищити його економічну цінність і заощадити простір для специфічних застосувань, які цього потребують. Цей процес використовується для виготовлення конструкцій, таких як фланці, зчеплення та балки для будівництва веж і застосування його безмежні, але вони підвищують економічну цінність початкових заготовок, оскільки вони формуються відповідно до вимог застосування [9].

Заготовка пластично деформується у межах області пластичної деформації на графіку напруження–деформації матеріалу, з якого вона виготовлена. Зменшення радіуса заготовки обмежене пластичністю матеріалу; зазвичай матеріали, які характеризуються високою пластичністю, мають високий радіус кривизни, і навпаки. Одним із найважливіших параметрів згинання у проектуванні є допуск на згин, який моделює точку руйнування на радіусі, де заготовка може почати тріскатись під час згинання і для запобігання цьому у [10, 11] застосовується принцип допуску на згин.

Процес згинання розширився на багато секторів у інженерних галузях і продовжує розвиватися з появою нових технік та методів, що забезпечують кращий економічний ефект завдяки якості, але також без шкоди для інженерної цілісності заготовок, що згинаються. У промисловості існує багато процесів згинання, але в роботі [12] розглянуті лише деякі з них — лінійне згинання штампом та ротаційне згинання штампом. Лінійне згинання штампом є традиційним і простим - на пуансон поступово прикладається сила і він поступово згинає заготовку з постійною швидкістю для отримання бажаного виробу. Ротаційне згинання штампом включає обертальний рух і використовується спеціально виготовлений штамп для процесу згинання. Заготовка розташовується в нижньому штампі, а верхні штампи містять важіль, який контактуючи із заготовкою, згинає її потрібним чином для отримання бажаної форми.

Основні процедури для дослідження операцій згинання листового металу наведені в [5]

і вони включають аналіз процесу, симулятивну процедуру, вимірювання, контроль та тестування. У [13] розроблено ряд стратегій моделювання процесу згинання металу. Моделювання може служити для визначення як важливих параметрів процесу, так і відповідних моментів для виконання коригувальних дій. Потім, на основі цих моделей моделювання, структуруються та досліджуються основні коригувальні процедури. Це дозволяє значно зменшити доходи та трудомісткі випробування на дослідних установках.

Випробувальні установки були структуровані та побудовані у роботі [14] і це робить можливим дослідження проведення процесу за розумних умов, користуючись лабораторною установкою. Вимірювальні пристрої можуть бути випробувані та вдосконалені, при цьому використовується розроблена та впроваджена система керування у сучасній системі управління [15].

Згинання металу є величезною індустрією, особливо для масового виробництва, наприклад, у автомобільній промисловості, де панелі кузова виробляються з листового металу [17]. З розглянутих досліджень можна зробити висновок, що основні типи згинання включають також отримання U-подібних деталей. Інші процеси, які слід враховувати при операціях згинання, включають ребріння, фланцювання та згинання труб [18,19].

У цій роботі далі буде досліджено операція згинання U-подібної деталі, яка може використовуватися для великих складних проектів.

Основною метою дослідження є визначення напружено-деформованого стану при виконанні операції листового штампування згинання при зміні радіусів згинання шляхом комп'ютерного моделювання.

Для досягнення поставленої мети було виконане комп'ютерне моделювання в ліцензованому програмному комплексі QFORM [20], який є на кафедрі комп'ютерного моделювання та інтегрованих технологій обробки тиском Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут» завдяки співпраці з міжнародною компанією «Micas Simulations Ltd.» (Оксфорд, Великобританія).

В результаті підготовки до моделювання процесу виготовлення деталі було розроблено необхідний інструмент та заготовку в програмному забезпеченні SolidWorks, яке використовується як для створення моделей, так і для конструкторської документації.

Було створено заготовку та інструмент, що складається з нижньої та верхньої частини штампу (рис. 1).

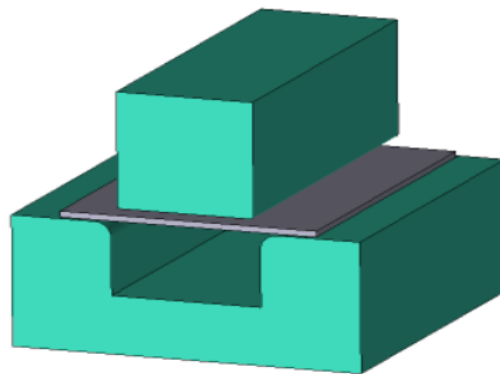


Рис. 1. Побудовані моделі інструменту та заготовки для моделювання

Верхній штамп має закруглення 1 мм, в той час як радіус закруглення нижнього штампу було зроблено в трьох варіантах (2, 3 та 5 мм) для дослідження та подальшого вибору раціональної конфігурації.

Створені деталі було імпортовано в програмне забезпечення QForm для подальшого моделювання.

Було обрано матеріал для інструменту (5ХНМ) та для заготовки (Ст25), відповідну температуру початку штампування (20°C). Також було обрано налаштування для притиску та

пресу з відповідним розрахунком навантаженням (6,3 МН). Умовою зупинки було виставлено відстань між інструментами, яка дорівнює 2 мм, тобто товщині заготовки.

Під час виконання моделювання за трьома варіантами згинання листового матеріалу, які відрізняються радіусом закруглення нижнього штампу (2, 3 та 5 мм) було отримано результати за такими параметрами: інтенсивність напружень (рис. 2), опір деформації (рис. 3), пластична деформація (рис. 4), швидкість деформації (рис. 5), вектор швидкості (рис. 6).

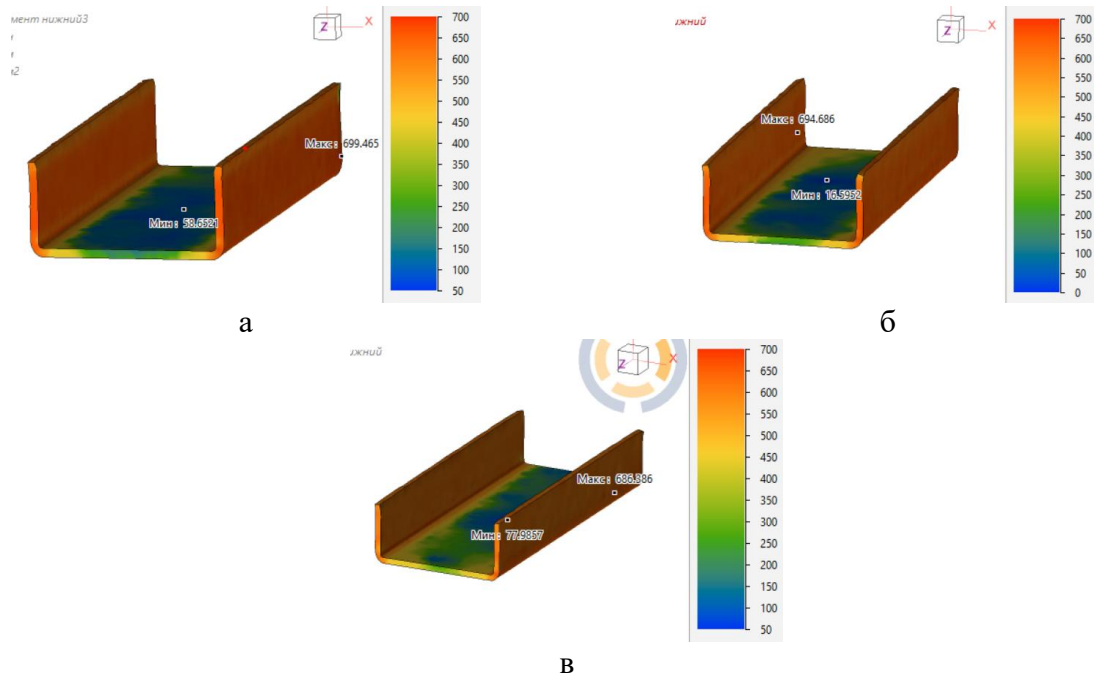


Рис. 2. Значення інтенсивності напружень (МПа) для радіусу закруглення у нижньому штампі 2 мм (а) 3 мм (б) та 5 мм (в)

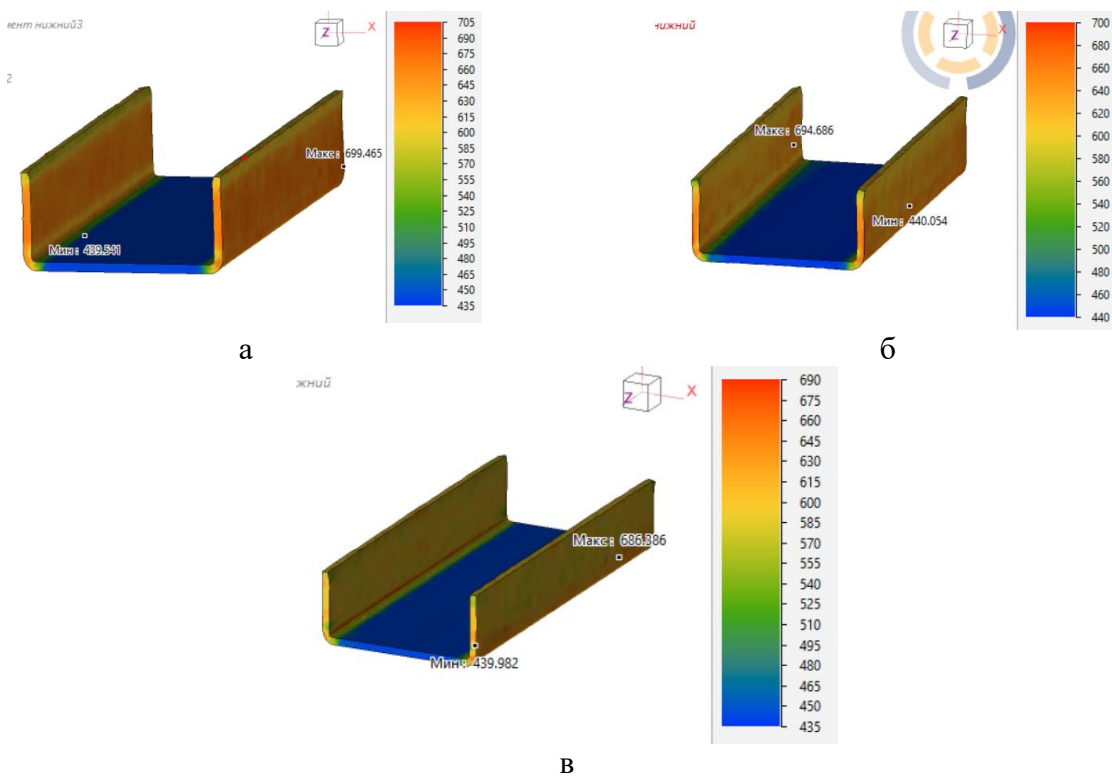


Рис. 3. Значення опору деформації (МПа) для радіусу закруглення у нижньому штампі 2 мм (а) 3 мм (б) та 5 мм (в)

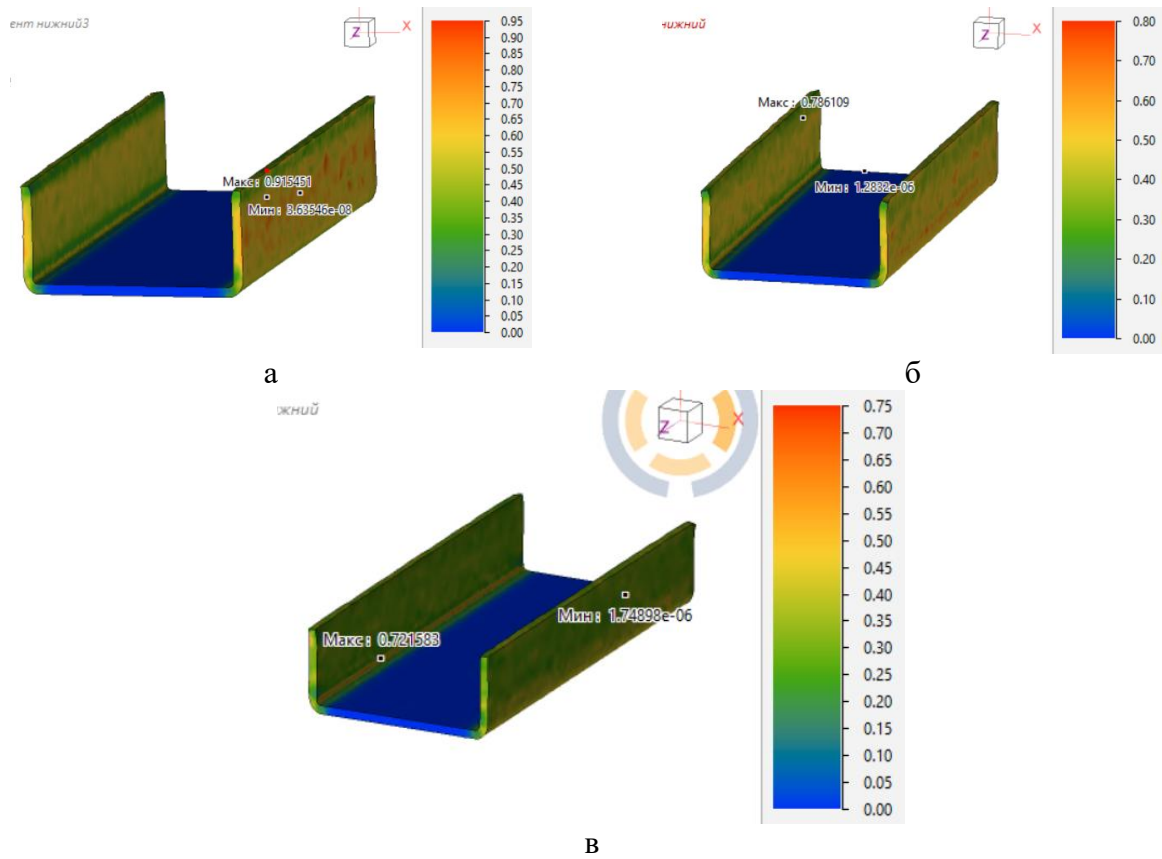


Рис. 4. Величина пластичної деформації для радіусу закруглення у нижньому штампі 2 мм (а) 3 мм (б) та 5 мм (в)

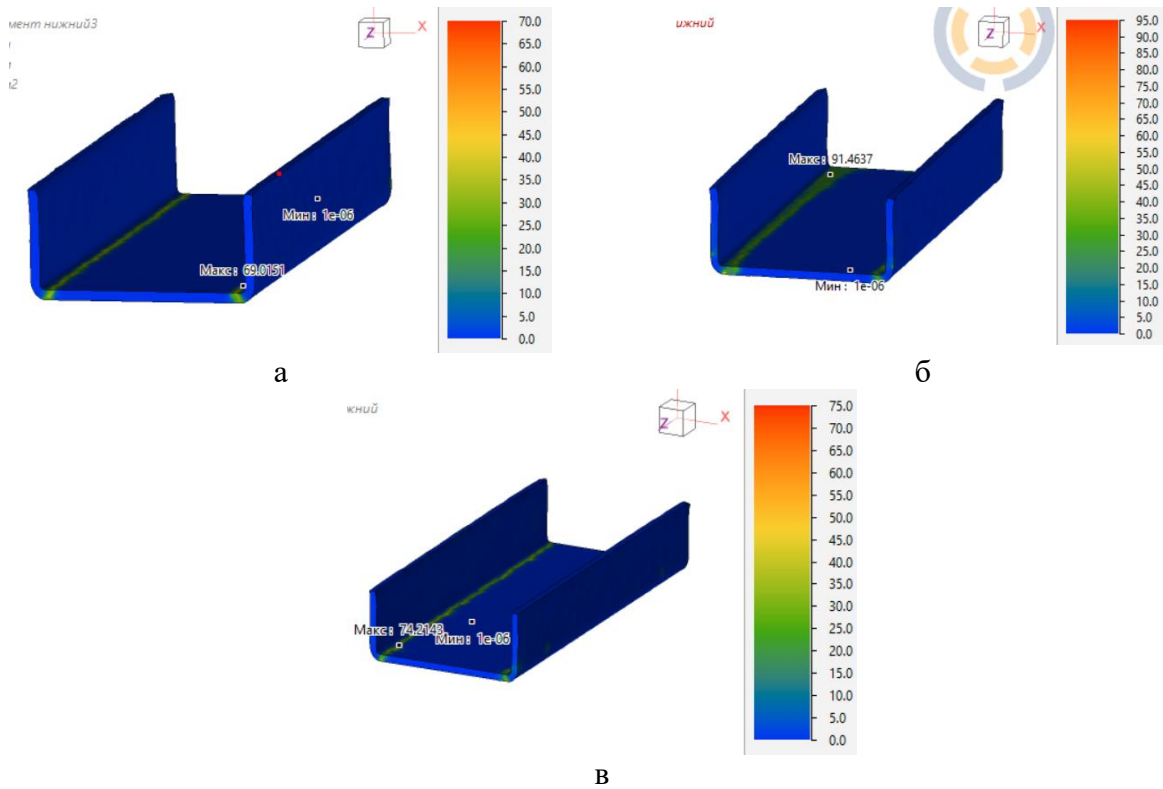


Рис. 5. Значення швидкості деформації (1/с) для радіусі закруглення у нижньому штампі 2 мм (а) 3 мм (б) та 5 мм (в)

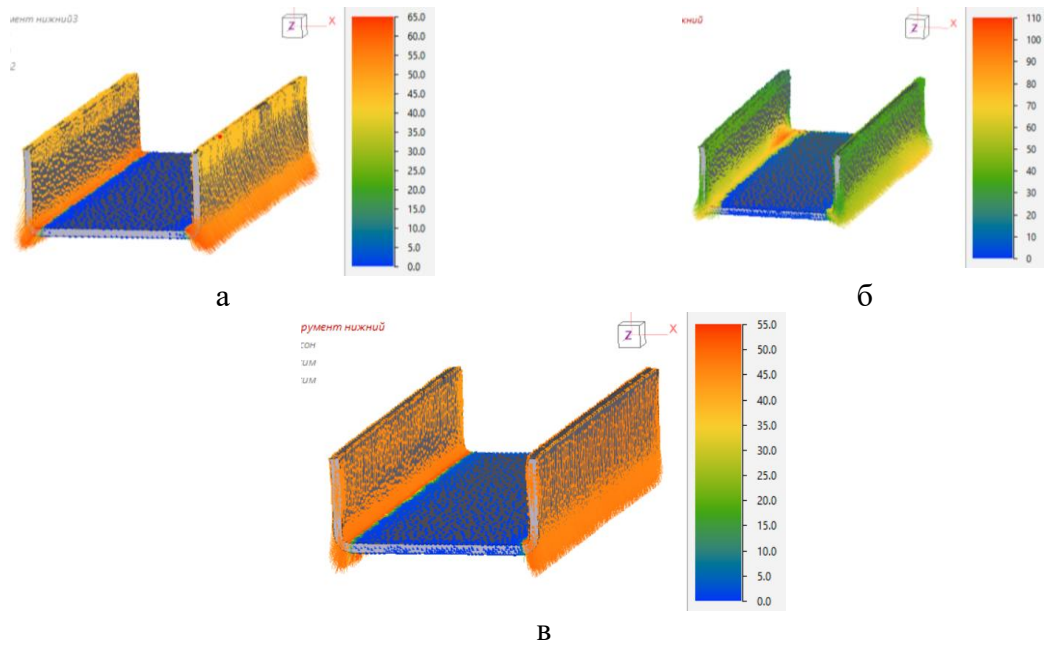


Рис. 6. Напряг та величина вектора швидкості (мм/с) для радіусу закруглення у нижньому штампі 2 мм (а) 3 мм (б) та 5 мм (в)

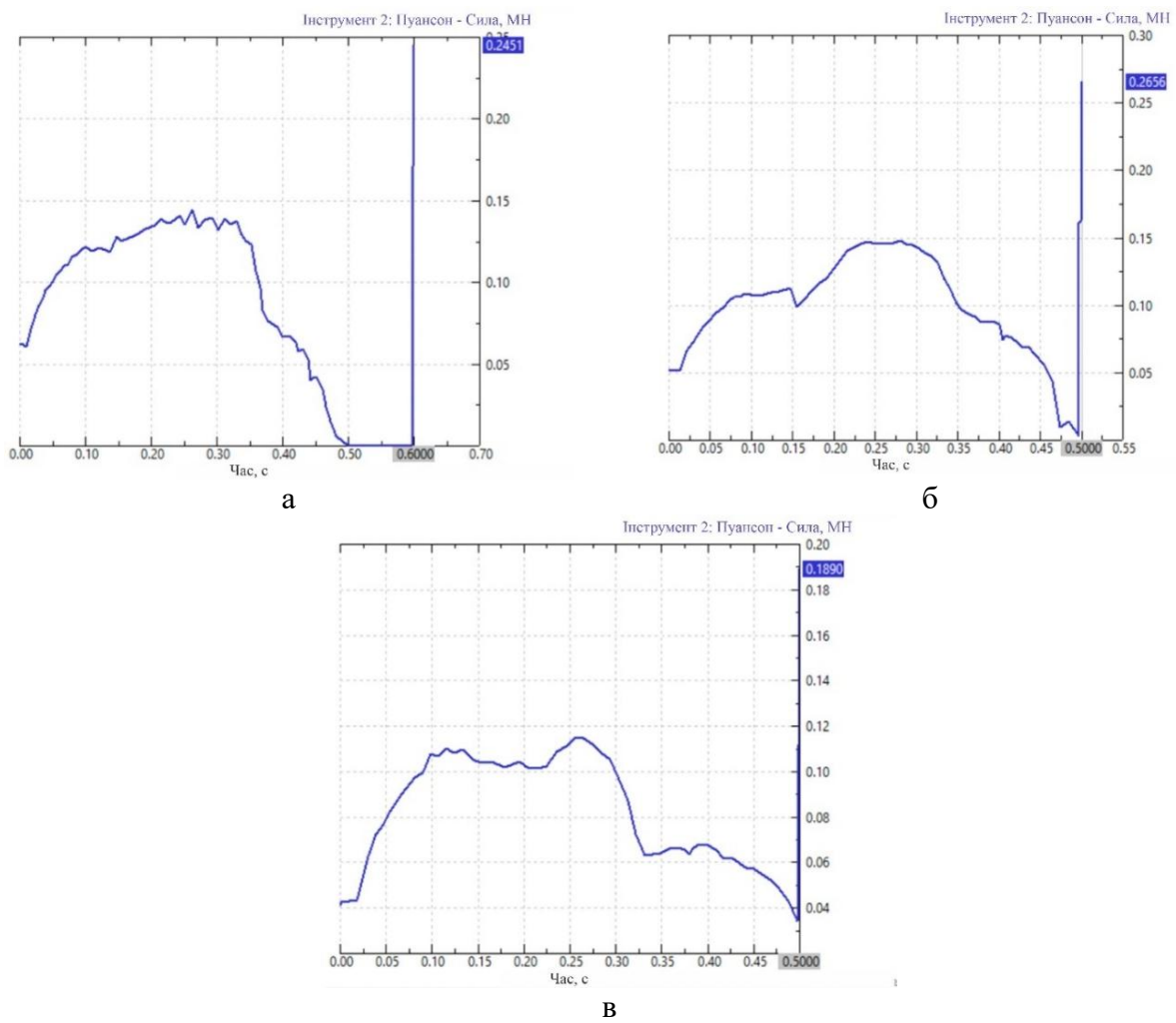


Рис. 7. Зміна силового навантаження (МН) при згинанні з радіусом 2 мм (а) 3 мм (б) та 5 мм (в)

ВИСНОВКИ

Результатом виконаного дослідження є отримання розподілу показників напружено-деформованого стану заготовки при листовому штампуванні U-подібної деталі зі змінним радіусом згинання. При цьому в якості показників напружено-деформованого стану було обрано розподіл показників інтенсивності напружень, опору деформації, швидкості деформації та величини пластичної деформації. Також для можливості оцінки ефективності самого процесу згинання також було визначено силове навантаження під час всього процесу згинання при різних схемах деформування.

Проаналізувавши отримані результати моделювання було виявлено, що збільшення радіуса згинання призводить до наступних результатів: зменшення показників інтенсивності напружень та опору деформації має приблизно однакову величину і складає біля 7 %, а значення пластичної деформації знижуються на 24 %, але саме суттєво при цьому є зниження силового навантаження на 21 %.

Результати моделювання процесу листового штампування при згинанні показали бездефектність виготовлення деталі за вибраними параметрами і перевагу обрання варіанту нижнього штампу з радіусом 5 мм, що підтверджено зниженням показань сили, що потрібна для штампування, а також напружень та пластичної деформації.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ / REFERENCES

1. Tisza M. (2013) Recent development trends in sheet metal forming. *Int J Microstruct Mater Propert* 8(1/2):Pp.125–500.
2. Groover M. (2013) *Principles of modern manufacturing*, 5th edn. Wiley publisher.
3. Wanisevic A., Milutinovi M., Strbac B., Skakum P. (2013) Stress state and spring back in V-bending operations. *J Technol Plast* 39(2):Pp.157–168.
4. Lim Y, Venugopal R, Galip AU (2008) Advances in controls of sheet metal forming. In: *Proceedings of the 17th world congress, the international federation of automatic control Seoul, Korea, July 6–11*, pp.1875–1883. <https://doi.org/10.3182/20080706-5-KR-1001.1201>
5. Damerowa U., Tabakajew D., Borzykh M., Schaermann W., Homberg W., Trächtler A. (2014) Concept for a self-correcting sheet metal bending operation. *Procedia Technol* 15:Pp.439–446.
6. Hosford W., Duncan J. (1999) Sheet metal forming: a review. *JOM* Pp.39–44.
7. Groche P., Fitteshe D. (2007) Incremental bulk forming. *Ann CIRP*.
8. Bressan J. (2008) Influence of thickness size in sheet metal forming. *Int J Mater Form suppl 1*:Pp.117–119.
9. Suchy I. (2006) *Handbook of die design*, 2nd edn. McGraw-Hill, New York.
10. Cai S. (2019) Investigations of sheet metal forming by vaporizing metal foils. *Int J Adv Manuf Technol* 102:Pp.3265–3270.
11. Alexandrov S., Hwang Y. (2009) The bending moment and spring-back in pure bending of anisotropic sheets. *Int J Solids Struct* 46:Pp.4361–4368.
12. Tisza M., Lukacs Z., Gal G. (2008) Integrated process simulation and die-design in sheet metal forming. *Int J Mater Form suppl 1*:Pp.185–188.
13. Oyinbo S., Ikumapayi O., Jen T., Ismail S. (2020) Experimental and numerical prediction of extrusion load at different lubricating conditions of aluminium 6063 alloy in backward cup extrusion. *Eng Solid Mech* 8:Pp.119–130.
14. Atzema E., Abspoel M., Kömmelt P., Lambriks M. (2009) Towards robust simulations in sheet metal forming. *Int J Mater Form 2(Suppl 1)*:Pp.351–354.
15. Kirkhorn L., Frogner K., Andersson M., Ståhl J. (2012) Improved tribotesting for sheet metal forming. *Procedia CIRP* 3:Pp.507–512.
16. Dufloy J., Vancza J., Aereus R. (2005) Computer aided process planning for sheet metal bending: a state of the art. *Comput Ind* 56:Pp.747–771.
17. Adeoti O., Dahunsi O., Awopetu O., Oladosu K., Ikumapayi O. (2019) Optimization of clay-bonded graphite crucible using D-optimal design under mixture methodology. *Int J Sci Technol* 8(7):Pp.455–461.
18. Ikumapayi O., Oyinbo S., Bodunde O., Afolalu S., Okokpuje I., Akinlabi E. (2019) The effects of lubricants on temperature distribution of 6063 aluminium alloy during backward cup extrusion process. *J Mater Res Technol* 8(1):Pp.1175–1187.
19. Azeez T., Ikumapayi O., Bodunde O., Babalola S., Ogundayomi M. (2019) Measurement of surface roughness on a transmission shaft using CNC and conventional lathes machining. *Int J Sci Technol* 8(10):Pp.1626–1633.
20. QForm UK. (2025). <https://www.qform3d.com/>.

Danylets Y., Tkachov V., Chukhlib V., Tymofieiev V., Khodyriev H. Study of the stress-strain state during sheet stamping of a U-shaped part with a variable bending radius.

The article analyses publications on sheet metal bending operations for the manufacture of various parts for different industries, especially in the modern world. In compiling the literature review, the main focus is on the types of bending operations and their application for obtaining U-shaped parts. At the same time, attention is paid to the main parameters of shape change during bending, namely the bending radius of sheet material. As a result, computer modelling of the bending operation with a variable radius on the lower die was selected for the study. The main result of the work is to determine the influence of the bending radius on the change in stress intensity, deformation resistance, plastic deformation, deformation rate and force load of the bending process when obtaining a U-shaped part during sheet metal stamping.

It was found that increasing the bending radius leads to the following results: the decrease in the stress intensity and deformation resistance indicators is approximately the same and is about 7%, and the plastic deformation values are reduced by 24%, but the most significant is the reduction in the force load by 21%. The results of modeling the sheet metal stamping process during bending showed the defect-free manufacturing of the part according to the selected parameters and the advantage of choosing the lower die with a radius of 5 mm, which is confirmed by the decrease in the force required for stamping, as well as stresses and plastic deformation.

Keywords: bending, sheet metal stamping, deformation, stress, operation.

Данилець Юрій Юрійович – магістр НТУ «ХПІ».

Danylets Yurii – master NTU «KhPI».

E-mail: dfjfhggjfbff.com@gmail.com

Ткачов Вячеслав Юрійович – канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПІ».

Tkachov Viacheslav – Candidate of Technical Science, Associate Professor NTU «KhPI».

E-mail: engineer.viacheslav@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-4619-5758>.

Чухліб Віталій Леонідович – д-р техн. наук, проф., завідувач кафедри НТУ «ХПІ».

Chukhlib Vitalii – Doctor of Technical Sciences, Professor, Head of Department NTU «KhPI»

E-mail: prof dnepro@gmail.com

ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6176-0917>.

Тимофєєв Вадим Дмитрович – канд. техн. наук, нач. наук.-досл. лабор. НТУ «ХПІ».

Tymofieiev Vadym – Candidate of Technical Science, Head of the Research Laboratory NTU «KhPI».

Ходирєв Геннадій Павлович – старший викладач НТУ «ХПІ»

Khodyriev Hennadii – Senior Lecturer NTU «KhPI»

E-mail: khodirevgennadiy@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-6347-1286> .

НТУ «ХПІ» – Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», м. Харків.

NTU «KhPI» - National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute», Kharkiv.

Стаття надійшла до редакції 10.10.25 р.

Тітов В. А.
Сохан Д. В.
Балушок К. Б.

ВПЛИВ СКЛАДНОГО ПЕРЕРІЗУ ЗАГОТОВКИ ТА ЗМІЦНЕННЯ МЕТАЛУ НА НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН ПРИ ЗГІНІ

Стаття присвячена теоретичному аналізу процесу гнуття полоси складної форми з металів, що зміцнюються. Основною метою дослідження є визначення величини радіусу нейтральної поверхні у перерізах складної форми. Застосовані припущення про пластичність матеріалу, а також про плоский деформований стан та об'ємний напружений стан, дозволили розглянути процес гнуття в поперечному перерізі заготовки. З урахуванням цих особливостей були запропоновані основні рівняння для визначення нейтральної поверхні. Отримані результати дозволяють описати процеси гнуття, що спрощує аналіз та розрахунок виникнення дефектів при проектуванні процесів виготовлення деталей.

Розглянута структурна науково-прикладна задача ідеально-пластичного згину на ребро в холодному стані з алюмінієвих сплавів системи Al-Mg плоскої штаби на прикладі типової деталі газо-турбінного двигуна лопатка реверса з поперечним аеродинамічним перерізом заготовки типу «крило». Запропонована структура комплексного процесу формоутворення лопатки з штаби з складним перерізом. На основі аналітичного огляду наукових публікацій та поставленої науково-технічної задачі обґрунтована необхідність врахування впливу зміцнення металу та складного перерізу заготовки на положення нейтрального шару для забезпечення точності визначення напружено-деформованого стану в осередку деформації. На основі отриманих гіпотез та припущень отримано рівняння, яке враховує ступеневий коефіцієнт зміцнення, а також параметри поперечного перерізу заготовки.

Ключові слова: нейтральна поверхня, полоса, радіус нейтральної поверхні, складний переріз, метод скінченних елементів, напружено-деформований стан.

В машинобудуванні широко використовуються деталі з складним перерізом, які виготовлені методом гнуття.

При розробленні технологічного процесу виготовлення цих деталей виникають дефекти руйнування та втрати стійкості. Експериментальні дослідження показали, що дані ефекти виникають в залежності від розподілу деформації в регулярному перерізі деталі в місцях згину. Деформації залежать від положення нейтрального шару. Особливо складними являються деталі в конструкції яких є косий згин. Питаннями визначення нейтральної поверхні розглядали в роботах [1-14].

Серед багатьох конструкцій лопаток ГТД технологічно складними являються лопатки реверсу двигуна (рис. 1а). Вони виготовляються процесом холодного деформування зі штаби, що має поперечний переріз, який відповідає перерізу лопатки (рис. 1б). Заготовки лопатки запропоновано виготовляти з нового алюмінієвого сплаву системи Al-Mg-Sc [15-17]. Процес виготовлення заготовки описаний в статті. Основною вимогою до вихідної заготовки - профільованої штаби являється наявність високих характеристик міцності $\sigma_B = 450$ МПа та достатньою пластичністю в холодному стані $\delta_0 \geq 15\%$.

Сплав Al-Mg-Sc відноситься до класу корозійно-стійких сплавів з підвищеними механічними властивостями. В нового сплаву межа міцності перевищує сплав АМг6 на 10-15% при збереженні високої пластичності. Величина межі міцності досягає рівня високоміцних алюмінієвих сплавів.

Формування лопаток (подібної конструкції) з алюмінієвого сплаву АМг6 розглянуто в роботі [18]. Задача вирішена для ідеально пластичного матеріалу заготовки. Таким чином не враховується зміцнення. Позитивним питанням являється вирішення задачі позиціонування заготовки перед штампуванням з умови, що заготовка знаходиться під кутом $22,4^\circ$.

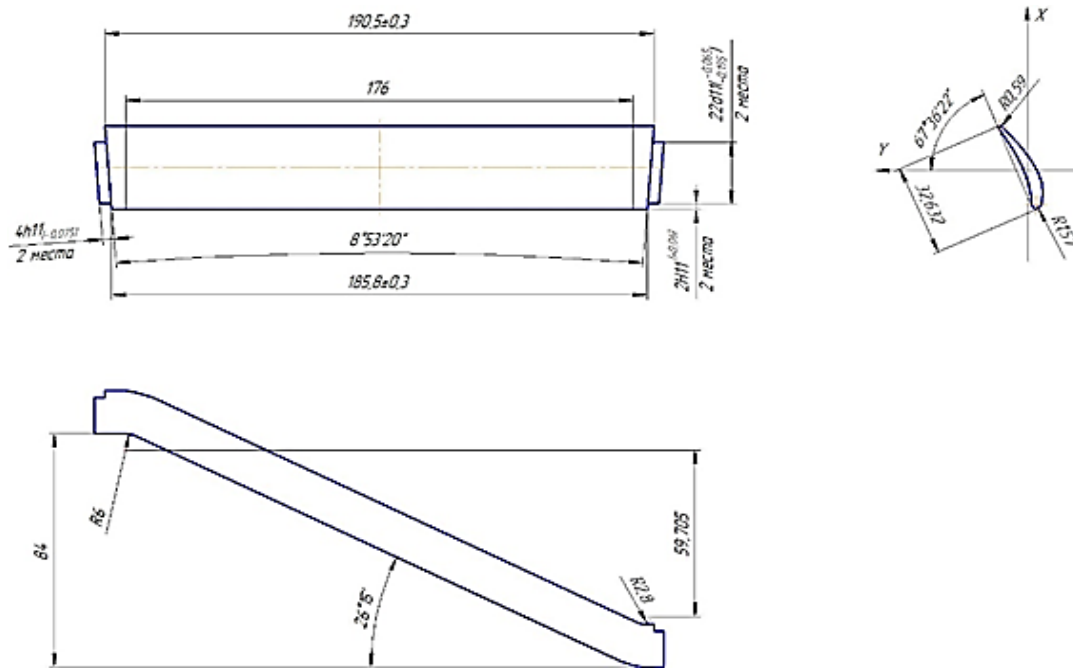


Рис. 1. Креслення деталі

Процес формоутворення лопатки з профільованої штаби можна розглядати як комплексний процес, який складається з основних формоутворювальних операцій:

- гнуття кінцевої частини вихідної заготовки в площині штаби в напрямку тонкої сторони поперечного перерізу;
- гнуття кінцевої частини вихідної заготовки з другого кінця штаби в напрямку потовщеної сторони поперечного перерізу. Відстань між центрами згину кінцевих частин становить $185,8 \pm 0,3$ мм, а в верхньому напрямку - $59,7 \pm 0,5$ мм. Величина цих відстаней уточнюється по комп'ютерній моделі, а забезпечується формою робочої поверхні оснащення і схемою навантаження;
- гнуття кінцевих частин заготовки в напрямку перпендикулярному площині заготовки в різні сторони у відповідності до моделі деталі;
- калібрування поперечного перерізу заготовки в штампі.

Метою роботи є аналітичне обґрунтування впливу зміцнення матеріалу та складного перерізу заготовки на положення нейтрального шару для подальшого визначення напружено-деформованого стану.

Для вирішення поставленої мети в статті вирішені наступні задачі:

1. Отримання рівняння для визначення нейтрального шару заготовки постійної товщини;
2. Апроксимація заготовки змінної товщини;
3. Отримання рівняння для визначення нейтрального шару змінної товщини;
4. Порівняння отриманих даних для аналітичного і числового методів розв'язання.

В роботі розглянуто згин полоси довільного перетину на ребро. Схема згину наведена на рис. 2. Процес згину розглядається в циліндричній системі координат, центр якої співпадає з "центром згину" заготовки. В процесі згину деформований стан заготовки приймаємо плоским - деформаціями в напрямку осі oz нехтуємо ($e_z = 0$). Це припущення не впливає на точність розрахунку деформацій і напружень. Втрата стійкості виникає в процесі згину вже при малих пружно-пластичних деформаціях, які співрозмірні деформаціям межі пропорційності матеріалу заготовки.

Деформований стан, який створюється в тілі, відповідає умові рівноваги внутрішніх сил. Тому для встановлення відношення між радіусом кривизни нейтрального шару і згинаючим моментом M при чистому згині запишемо рівняння рівноваги моментів внутрішніх сил

[19]. Враховуючи, що b і l являються константами, то справедливим є рівняння питомих моментів (питомий момент сил відносно нейтрального шару):

$$M = \int_{R_B}^{R_3} lb\sigma_{\varphi\varphi}(r)rdr = 0 \tag{1}$$

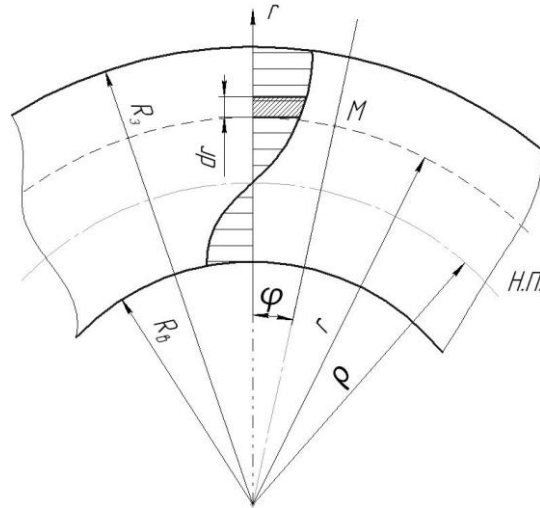


Рис. 2. Розрахункова схема процесу згину

Залежність між інтенсивністю напружень і деформацій прийнято у вигляді:

$$\sigma_i = Ke_i^n, \tag{2}$$

де K – лінійний коефіцієнт зміцнення,
 n – ступеневий коефіцієнт зміцнення.

Для величини відносного радіусу згину можна прийняти з певною похибкою положення щодо справедливості гіпотези плоского перерізу. Тоді плоский деформований стан, можна записати:

$$e_{\varphi\varphi} = -e_{rr}, e_{zz} = 0$$

де $e_{rr}, e_{\varphi\varphi}, e_{zz}$ – компоненти тензору деформацій в циліндричній системі координат

Інтенсивність деформацій:

$$e_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(e_{rr} - e_{\varphi\varphi})^2 + e_{\varphi\varphi}^2 + e_{zz}^2} = \frac{\sqrt{2}}{3} |e_{\varphi\varphi}|$$

Величину розподілу тангенціальних деформацій, враховуючи прийняту гіпотезу плоских перерізів можна представити у такому вигляді:

$$e_{\varphi\varphi} = \frac{y}{\rho} = \frac{r - \rho}{\rho} \tag{3}$$

Підставляючи (3) у (2) отримаємо:

$$\sigma_i = \frac{\sqrt{2}}{3} K \left(\frac{r - \rho}{\rho} \right)^n \tag{4}$$

Підставимо (4) в рівняння рівноваги моментів отримаємо, коли $B(r) = const$:

$$M = \int_{R_B}^{R_3} \frac{\sqrt{2}}{3} K \left(\frac{r - \rho}{\rho} \right)^n (r - \rho) dr = 0 \quad (5)$$

У рівняння (5) підставимо межі інтегрування і отримаємо:

$$M = \frac{\sqrt{2}}{3} \frac{K}{\rho^n} \int_{\rho}^{R_3} (r - \rho)^{n+1} dr - \frac{\sqrt{2}}{3} \frac{K}{\rho^n} \int_{\rho}^{R_B} (\rho - r)^{n+1} dr = 0 \quad (6)$$

Проінтегрувавши отримаємо:

$$\frac{\sqrt{2}}{3} \frac{K}{\rho^n} \left[\frac{(R_3 - \rho)^{n+2}}{n+2} - \frac{(\rho - \rho)^{n+2}}{n+2} \right] - \frac{\sqrt{2}}{3} \frac{K}{\rho^n} \left[\frac{(\rho - R_B)^{n+2}}{n+2} - \frac{(\rho - \rho)^{n+2}}{n+2} \right] = 0 \quad (7)$$

В рівнянні (7) радіус нейтральної поверхні ρ є невідомими. Вирішення рівняння (7) відносно ρ .

$$\rho_0 = \frac{R_3 + R_B}{2} \quad (8)$$

Це рішення є тривіальним і відповідає заготовці постійного поперечного перерізу.

Розглянемо переріз складної форми, який показано на рис. 2. Формулу поперечного перерізу можна спростити функцією $B(r)$. То рівняння (1) має вид:

$$M = \int_{R_B}^{R_3} B(r) \sigma_{\varphi\varphi}(r) r dr = 0 \quad (9)$$

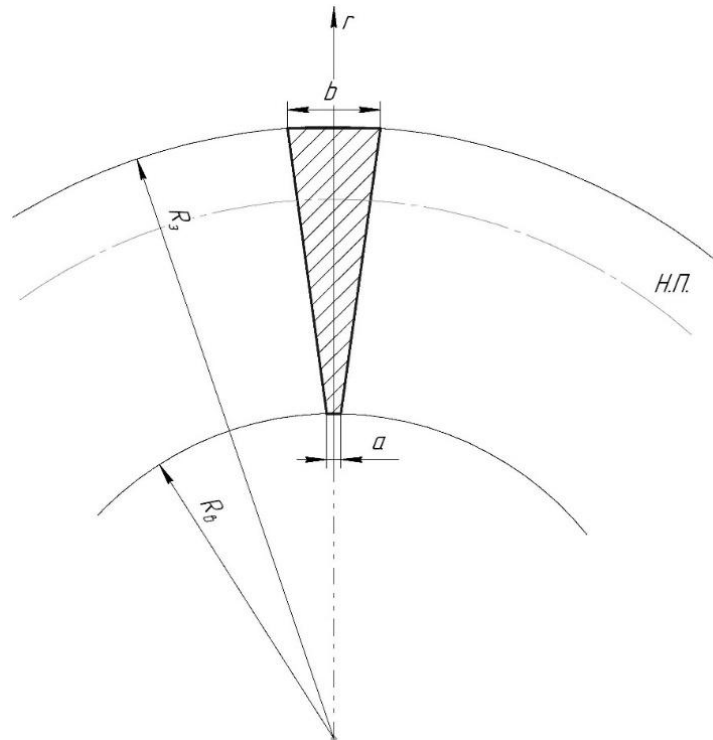


Рис. 3. Апроксимація геометрії заготовки

Припускаємо, що $B(r)$ має обмежені розміри. Тому деформований стан – об’ємний. Але для спрощення оцінки деформування в розрахунках цим нехтуємо.

$$B(r) = Cr + D \quad (10)$$

при $r = R_B, B(r) = a$;

$$B(r) = C \cdot R_B + D = a \quad (11)$$

Звідси:

$$D = a - C \cdot R_B \quad (12)$$

Підставивши це у вираз функції отримаємо:

$$B(r) = Cr + (a - C \cdot R_B) \quad (13)$$

при $r = R_3, B(r) = b$;

$$B(r) = C \cdot R_3 + (a - C \cdot R_B) = b \quad (14)$$

$$C(R_3 - R_B) = b - a \quad (15)$$

Звідси:

$$C = \frac{b - a}{R_3 - R_B} \quad (16)$$

Підставивши це у вираз функції отримаємо:

$$B(r) = \frac{b - a}{R_3 - R_B} r + \left(a - \frac{b - a}{R_3 - R_B} \cdot R_B \right) \quad (17)$$

$$B(r) = \frac{b - a}{R_3 - R_B} (r - R_B) + a \quad (18)$$

$$B(r) = \frac{r - R_B}{R_3 - R_B} (b - a) + a \quad (19)$$

Тепер апроксимовану функцію (19) підставляємо у вираз (6) отримаємо:

$$M = \frac{\sqrt{2}}{3} \frac{K}{\rho^n} \int_{\rho}^{R_3} \left(\frac{r - R_B}{R_3 - R_B} (b - a) + a \right) (r - \rho)^{n+1} dr - \frac{\sqrt{2}}{3} \frac{K}{\rho^n} \int_{\rho}^{R_B} \left(\frac{r - R_B}{R_3 - R_B} (b - a) + a \right) (\rho - r)^{n+1} dr = 0 \quad (20)$$

Введемо позначення:

$$M = I_1 + I_2$$

Розв’яжемо інтеграл першої частини:

$$I_1 = \int_{\rho}^{R_3} \left(\frac{r - R_B}{R_3 - R_B} (b - a) + a \right) (r - \rho)^{n+1} dr \quad (21)$$

Для його розв'язання проведемо деякі операції спрощення.

Розкриємо дужки в чисельнику:

$$I_1 = \int_{\rho}^{R_3} \left(\left(\frac{r - R_B}{R_3 - R_B} \right) * (b - a) * (r - \rho)^{n+1} + a * (r - \rho)^{n+1} \right) dr \quad (22)$$

Розподілимо інтеграл на два доданки:

$$I_1 = \int_{\rho}^{R_3} \left(\frac{r - R_B}{R_3 - R_B} \right) * (b - a) * (r - \rho)^{n+1} dr + \int_{\rho}^{R_3} a * (r - \rho)^{n+1} dr \quad (23)$$

Перший доданок можна записати як добуток двох функцій:

$$\begin{aligned} I_1 &= \int_{\rho}^{R_3} \left(\frac{r - R_B}{R_3 - R_B} \right) * (b - a) * (r - \rho)^{n+1} dr = \\ &= \left(\frac{b - a}{R_3 - R_B} \right) \int_{\rho}^{R_3} (r - R_B) * (r - \rho)^{n+1} dr \end{aligned} \quad (24)$$

Для розв'язання цього доданку використаємо формулу інтегрування за частинами:

$$\int u dv = u * v - \int v du \quad (25)$$

Задамо:

$$\begin{aligned} u &= (r - R_B), \\ dv &= (r - \rho)^{n+1} dr \end{aligned} \quad (26)$$

Обчислимо du і v :

$$\begin{aligned} du &= dr, \\ v &= \frac{(r - \rho)^{n+2}}{n + 2} \end{aligned} \quad (27)$$

Застосуємо формулу інтегрування за частинами:

$$\begin{aligned} &\left(\frac{b - a}{R_3 - R_B} \right) \int_{\rho}^{R_3} (r - R_B) * (r - \rho)^{n+1} dr = \left(\frac{b - a}{R_3 - R_B} \right) * \\ &* \left[(r - R_B) * \left(\frac{1}{n + 2} \right) * (r - \rho)^{n+2} - \int_{\rho}^{R_3} \left(\frac{1}{n + 2} \right) * (r - \rho)^{n+2} dr \right] \end{aligned} \quad (28)$$

Спростимо вираз:

$$\begin{aligned} &\left(\frac{b - a}{R_3 - R_B} \right) * \\ &* \left[\left(\frac{1}{n + 2} \right) * (r - R_B) * (r - \rho)^{n+2} - \left(\frac{1}{n + 2} \right) * \int_{\rho}^{R_3} (r - \rho)^{n+2} dr \right] \end{aligned} \quad (29)$$

Другий доданок $\int_{\rho}^{R_3} a * (r - \rho)^{n+1} dr$ просто інтегрується:

$$\int_{\rho}^{R_3} a * (r - \rho)^{n+1} dr = a * \left(\frac{1}{n+2}\right) * (r - \rho)^{n+2} \quad (30)$$

Таким чином, остаточне розв'язання має вигляд:

$$\begin{aligned} & \left(\frac{b-a}{R_3 - R_B}\right) * \\ & * \left[\left(\frac{1}{n+2}\right) * (r - R_B) * (r - \rho)^{n+2} - \left(\frac{1}{n+2}\right) * \int_{\rho}^{R_3} (r - \rho)^{n+2} dr \right] + \\ & + a * \left(\frac{1}{n+2}\right) * (r - \rho)^{n+2} \end{aligned} \quad (31)$$

Для продовження розв'язання, спростимо вираз далі.

$\int_{\rho}^{R_3} (r - \rho)^{n+2} dr$ можна обчислити за допомогою формули інтегрування степеневої функції. Враховуючи, що $n + 2 \neq -1$, маємо:

$$\int_{\rho}^{R_3} (r - \rho)^{n+2} dr = \left(\frac{1}{n+3}\right) * (r - \rho)^{n+3} \quad (32)$$

Підставимо це значення у попередній вираз:

$$\begin{aligned} I_1 &= \left(\frac{b-a}{R_3 - R_B}\right) * \\ & * \left[\left(\frac{1}{n+2}\right) * (r - R_B) * (r - \rho)^{n+2} - \left(\frac{1}{n+2}\right) * \left(\frac{1}{n+3}\right) * (r - \rho)^{n+3} \right] + \\ & + a * \left(\frac{1}{n+2}\right) * (r - \rho)^{n+2} \end{aligned} \quad (33)$$

Зараз можна спростити вираз, виконати обчислення та згрупувати подібні члени, а також замінити константи надані в умові:

$$\begin{aligned} I_1 &= \left(\frac{b-a}{R_3 - R_B}\right) * \left[\left(\frac{1}{n+2}\right) * (r - R_B) * (r - \rho)^{n+2} - \left(\frac{1}{n+2}\right) * \left(\frac{1}{n+3}\right) * (r - \rho)^{n+3} \right] + \\ & + a * \left(\frac{1}{n+2}\right) * (r - \rho)^{n+2} = \\ & = \left(\frac{b-a}{R_3 - R_B}\right) * \left[\frac{r - R_B}{n+2} * (r - \rho)^{n+2} - \left(\frac{1}{(n+2)(n+3)}\right) * (r - \rho)^{n+3} \right] + \frac{a}{n+2} * \\ & * (r - \rho)^{n+2} = \\ & = \left(\frac{b-a}{R_3 - R_B}\right) * \left(\frac{r - R_B}{n+2} - \left(\frac{1}{(n+2)(n+3)}\right) \right) * (r - \rho)^{n+2} + \frac{a}{n+2} * (r - \rho)^{n+2} = \\ & = \left(\frac{b-a}{R_3 - R_B}\right) * \left((r - R_B) - \frac{n+3}{n+2} \right) * \frac{(r - \rho)^{n+2}}{(n+2)} + \frac{a}{n+2} * (r - \rho)^{n+2} = \\ & = \left(\frac{b-a}{R_3 - R_B}\right) * \left((r - R_B) - \frac{n+3}{n+2} \right) * \frac{(r - \rho)^{n+2}}{(n+2)} + a * \frac{(r - \rho)^{n+2}}{(n+2)} \end{aligned} \quad (34)$$

Окремими доданками вираз можна представити так:

$$I_1 = \left[\left(\frac{b-a}{R_3 - R_B} \right) * \left((r - R_B) - \frac{n+3}{n+2} \right) + a \right] * \frac{(r-\rho)^{n+2}}{(n+2)} \quad (35)$$

Таким чином, остаточний результат має вигляд:

$$I_1 = \left[\left(\frac{b-a}{R_3 - R_B} \right) * \left((r - R_B) - \frac{n+3}{n+2} \right) + a \right] * \frac{(r-\rho)^{n+2}}{(n+2)} \quad (36)$$

Тепер розв'яжемо інтеграл другої частини:

$$I_2 = \int_{\rho}^{R_B} \left(\frac{r - R_B}{R_3 - R_B} (b-a) + a \right) (\rho - r)^{n+1} dr \quad (37)$$

Для його розв'язання проведемо деякі операції спрощення.

Розкриємо дужки в чисельнику:

$$I_2 = \int_{\rho}^{R_B} \left(\left(\frac{r - R_B}{R_3 - R_B} \right) * (b-a) * (\rho - r)^{n+1} + a * (\rho - r)^{n+1} \right) dr \quad (38)$$

Розподілимо інтеграл на два доданки:

$$I_2 = \int_{\rho}^{R_B} \left(\frac{r - R_B}{R_3 - R_B} \right) * (b-a) * (\rho - r)^{n+1} dr + \int_{\rho}^{R_B} a * (\rho - r)^{n+1} dr \quad (39)$$

Перший доданок можна записати як добуток двох функцій:

$$\begin{aligned} I_2 &= \int_{\rho}^{R_B} \left(\frac{r - R_B}{R_3 - R_B} \right) * (b-a) * (\rho - r)^{n+1} dr = \\ &= \left(\frac{b-a}{R_3 - R_B} \right) \int_{\rho}^{R_B} (r - R_B) * (\rho - r)^{n+1} dr \end{aligned} \quad (40)$$

Для розв'язання цього доданку використаємо формулу інтегрування за частинами.

Задамо:

$$\begin{aligned} u &= (r - R_B), \\ dv &= (\rho - r)^{n+1} dr \end{aligned} \quad (41)$$

Обчислимо du і v :

$$\begin{aligned} du &= dr, \\ v &= \frac{(\rho - r)^{n+2}}{n+2} \end{aligned} \quad (42)$$

Застосуємо формулу інтегрування за частинами:

$$\left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) \int_{\rho}^{R_B} (r-R_B) * (\rho-r)^{n+1} dr = \left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left[(r-R_B) * \left(\frac{1}{n+2}\right) * (\rho-r)^{n+2} - \int_{\rho}^{R_B} \left(\frac{1}{n+2}\right) * (\rho-r)^{n+2} dr \right] \quad (43)$$

Спростимо вираз:

$$\left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left[\left(\frac{1}{n+2}\right) * (r-R_B) * (\rho-r)^{n+2} - \left(\frac{1}{n+2}\right) * \int_{\rho}^{R_B} (\rho-r)^{n+2} dr \right] \quad (44)$$

Другий доданок $\int_{\rho}^{R_B} a * (\rho-r)^{n+1} dr$ просто інтегрується:

$$\int_{\rho}^{R_B} a * (\rho-r)^{n+1} dr = a * \left(\frac{1}{n+2}\right) * (\rho-r)^{n+2} \quad (45)$$

Таким чином, остаточне розв'язання має вигляд:

$$\left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left[\left(\frac{1}{n+2}\right) * (r-R_B) * (\rho-r)^{n+2} - \left(\frac{1}{n+2}\right) * \int_{\rho}^{R_B} (\rho-r)^{n+2} dr \right] + a * \left(\frac{1}{n+2}\right) * (\rho-r)^{n+2} \quad (46)$$

Для продовження розв'язання, спростимо вираз далі.

$\int_{\rho}^{R_B} (\rho-r)^{n+2} dr$ можна обчислити за допомогою формули інтегрування степеневі функції. Враховуючи, що $n+2 \neq -1$, маємо:

$$\int_{\rho}^{R_B} (\rho-r)^{n+2} dr = \left(\frac{1}{n+3}\right) * (\rho-r)^{n+3} \quad (47)$$

Підставимо це значення у попередній вираз:

$$I_2 = \left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left[\left(\frac{1}{n+2}\right) * (r-R_B) * (\rho-r)^{n+2} - \left(\frac{1}{n+2}\right) * \left(\frac{1}{n+3}\right) * (\rho-r)^{n+3} \right] + a * \left(\frac{1}{n+2}\right) * (\rho-r)^{n+2} \quad (48)$$

Зараз можна спростити вираз, виконати обчислення та згрупувати подібні члени, а також замінити константи надані в умові:

$$\begin{aligned}
 I_2 &= \left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left[\left(\frac{1}{n+2}\right) * (r-R_B) * (\rho-r)^{n+2} - \left(\frac{1}{n+2}\right) * \left(\frac{1}{n+3}\right) * (\rho-r)^{n+3}\right] + \\
 &\quad + a * \left(\frac{1}{n+2}\right) * (\rho-r)^{n+2} = \\
 &= \left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left[\frac{r-R_B}{n+2} * (\rho-r)^{n+2} - \left(\frac{1}{(n+2)(n+3)}\right) * (\rho-r)^{n+3}\right] + \frac{a}{n+2} * (\rho-r)^{n+2} = \\
 &= \left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left(\frac{r-R_B}{n+2} - \left(\frac{1}{(n+2)(n+3)}\right)\right) * (\rho-r)^{n+2} + \frac{a}{n+2} * (r-\rho)^{n+2} = \\
 &= \left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left((r-R_B) - \frac{n+3}{n+2}\right) * \frac{(\rho-r)^{n+2}}{(n+2)} + \frac{a}{n+2} * (\rho-r)^{n+2} = \\
 &= \left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left((r-R_B) - \frac{n+3}{n+2}\right) * \frac{(\rho-r)^{n+2}}{(n+2)} + a * \frac{(\rho-r)^{n+2}}{(n+2)} \tag{49}
 \end{aligned}$$

Окремими доданками вираз можна представити так:

$$I_2 = \left[\left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left((r-R_B) - \frac{n+3}{n+2}\right) + a\right] * \frac{(\rho-r)^{n+2}}{(n+2)} \tag{50}$$

Таким чином, остаточний результат має вигляд:

$$I_2 = \left[\left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left((r-R_B) - \frac{n+3}{n+2}\right) + a\right] * \frac{(\rho-r)^{n+2}}{(n+2)} \tag{51}$$

Об'єднуємо вирази (36) і (51), і додаємо межі:

$$\begin{aligned}
 M &= \frac{\sqrt{2} K}{3 \rho^n} \left[\left[\left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left((R_3-R_B) - \frac{n+3}{n+2}\right) + a \right] * \frac{(R_3-\rho)^{n+2}}{n+2} \right. \\
 &\quad \left. - \left[\left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left((\rho-R_B) - \frac{n+3}{n+2}\right) + a \right] * \frac{(\rho-\rho)^{n+2}}{n+2} \right] \\
 &\quad - \frac{\sqrt{2} K}{3 \rho^n} \left[\left[\left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left((R_B-R_B) - \frac{n+3}{n+2}\right) + a \right] * \frac{(\rho-R_B)^{n+2}}{(n+2)} \right. \\
 &\quad \left. - \left[\left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left((\rho-R_B) - \frac{n+3}{n+2}\right) + a \right] * \frac{(\rho-\rho)^{n+2}}{(n+2)} \right] = 0 \tag{52}
 \end{aligned}$$

Рівняння рівноваги внутрішніх сил:

$$\begin{aligned}
 M &= \frac{\sqrt{2} K}{3 \rho^n} \left[\left[\left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left((R_3-R_B) - \frac{n+3}{n+2}\right) + a \right] * \frac{(R_3-\rho)^{n+2}}{n+2} \right] - \\
 &\quad - \frac{\sqrt{2} K}{3 \rho^n} \left[\left[\left(\frac{b-a}{R_3-R_B}\right) * \left(-\frac{n+3}{n+2}\right) + a \right] * \frac{(\rho-R_B)^{n+2}}{(n+2)} \right] = 0 \tag{53}
 \end{aligned}$$

Прийнявши, що $\rho^n \neq 0$ ми отримаємо:

$$M = \left[\left[\left(\frac{b-a}{R_3 - R_B} \right) * \left((R_3 - R_B) - \frac{n+3}{n+2} \right) + a \right] * \frac{(R_3 - \rho)^{n+2}}{n+2} \right] - \left[\left[\left(\frac{b-a}{R_3 - R_B} \right) * \left(-\frac{n+3}{n+2} \right) + a \right] * \frac{(\rho - R_B)^{n+2}}{(n+2)} \right] = 0 \quad (54)$$

Структура рівняння (54) показує, що положення нейтрального шару залежить від ступеневого коефіцієнту зміцнення (n).

Рівняння (54) було розв'язано методом послідовних наближень. За результатами розв'язку побудовані графіки, які представлені на рис. 4.

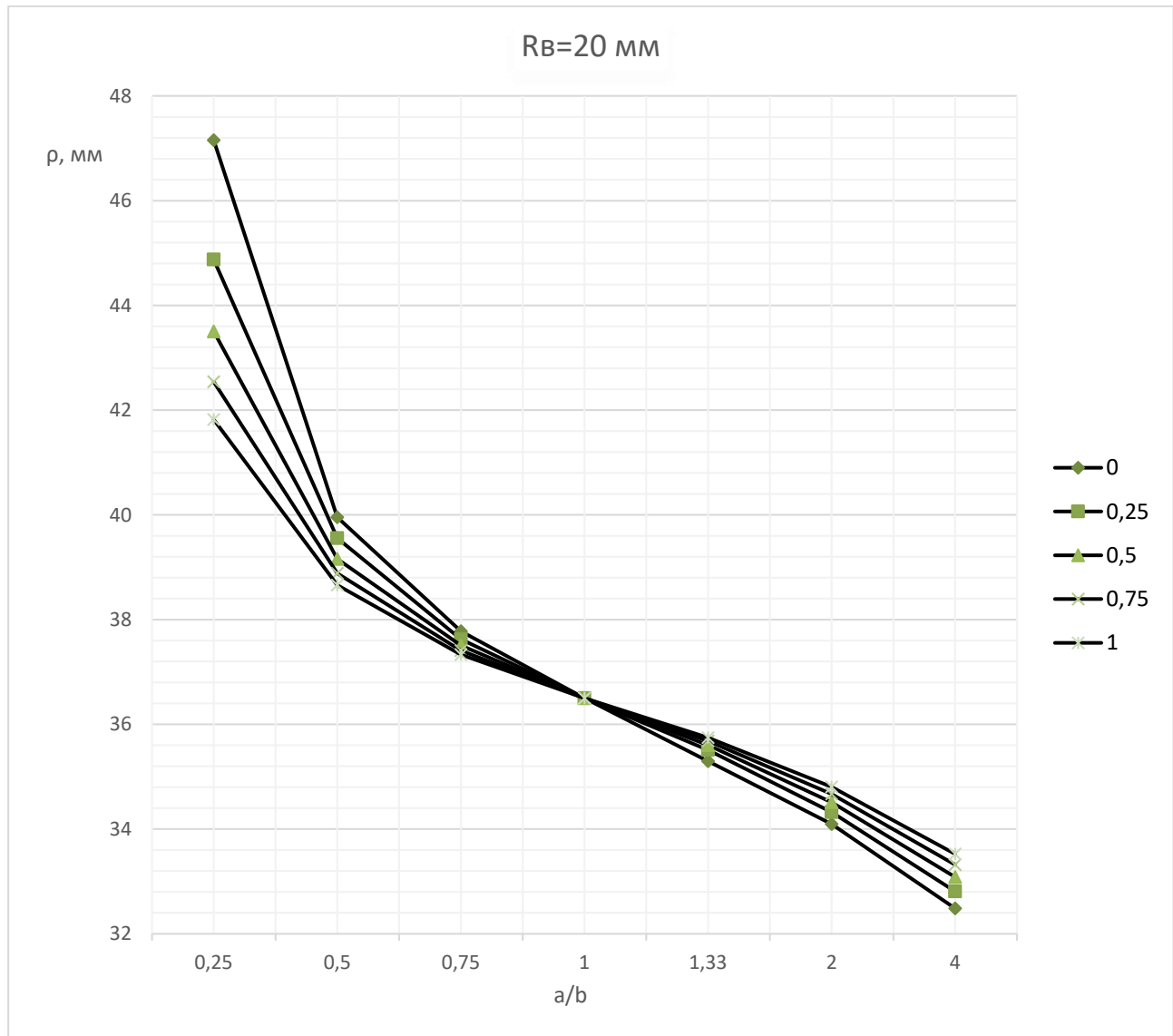


Рис. 4. Залежність радіуса нейтральної поверхні від відносного периметру складного перерізу ($\frac{a}{b}$) та залежність ступеневого коефіцієнту зміцнення металу для радіуса згину полоси 20 мм.

Аналіз кривих на рис. 4 показує:

1) Величина зміцнення нейтрального шару змінюється в межах від $n = 0$ до $n = 1$, що відповідає ($n = 0$) ідеально пластичному металу, а ($n=1$) пружньо-деформованому стану, при $0 < n < 1$ відбувається зміцнення металу.

2) Зі зменшенням показника $\frac{a}{b}$ та збільшенням ступеневого коефіцієнта збільшується величина зміщення нейтрального шару відносно його положення для ідеально-пластичного стану.

3) Для алюмінієвих сплавів величина ступеневого коефіцієнту зміщення знаходиться, як правило, в інтервалі від 0,150 до 0,550, що відповідає збільшенню деформації на тонкій кромці заготовки при згині на 4,4 – 7,8 %.

Таким чином врахуванням факторів зміщення та форми поперечного перерізу дозволяють отримати реальні показники деформовано-напруженого стану в крайових зонах заготовки, з використанням відомих співвідношень щодо граничного ступеня деформацій при розтязі, або втрати стійкості при деформаціях стиску.

ВИСНОВКИ

Розглянута структурна науково-прикладна задача ідеально-пластичного згину на ребро в холодному стані з алюмінієвих сплавів системи Al-Mg плоскої штаби на прикладі типової деталі газо-турбінного двигуна лопатка реверса з поперечним аеродинамічним перерізом заготовки типу «крило». Запропонована структура комплексного процесу формоутворення лопатки з штаби з складним перерізом.

На основі аналітичного огляду наукових публікацій та поставленої науково-технічної задачі обґрунтована необхідність врахування впливу зміщення металу та складного перерізу заготовки на положення нейтрального шару для забезпечення точності визначення напружено-деформованого стану в осередку деформації.

На основі отриманих гіпотез та припущень отримано рівняння (54), яке враховує ступеневий коефіцієнт зміщення (n), а також параметри поперечного перерізу заготовки. Рівняння вирішено відносно радіусу нейтральної поверхні (ρ) заготовки.

За результатами розрахунку побудована графічна залежність радіусу нейтральної поверхні від відносного параметру перерізу ($\frac{a}{b}$) та ступеневого коефіцієнту зміщення металу для радіусу згину 20 мм. Показано, що зі зменшенням показника ($\frac{a}{b}$) збільшується величина зміщення нейтрального шару відносно його положення для ідеально-пластичного матеріалу. Ця величина для алюмінієвих сплавів системи Al-Mg збільшується на 4,4 – 7,8% на тонкій кромці лопатки.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Weijie Ren, Ilaji Li, Enlong Xin. Texture dependent shifting behavior of neutral layer in bending of magnesium alloys. *Scripta Materialia*. Vol. 170, 2019, pp. 6–10. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2019.05.028>
2. Frank Vollertsen, Axel Springer, Horst Arnet. Extrusion, channel, and profile bending: latest findings and results. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 87, 1999, pp. 1 – 27. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00339-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00339-2)
3. M. Reigl, H. Lippmann, P. Mann, Air bending as a numerically controlled forming process to produce U-shaped bars, *J. Metals Sci. Technol.* Vol. 45, 1994, pp. 389 – 394.
4. M. Reigl, H. Lippmann, P. Mann, Endgestuetztes freies Biegen von Staben-ein neues Verfahrensprinzip und seine Anwendungen, *Blech Rohre Profile*. Vol. 39, 1994, pp. 54 – 58.
5. H. Arnet, M. Geiger, Controlled section bending by using a neural network, In: *Proceedings of the 29th CIRP International Seminar on Manufacturing Systems*, Osaka, Japan, 1997, pp. 108–113
6. H. Arnet, M. Geiger, F. Vollertsen, Section bending of a rigid roller on an elastic pad, in: U.P. Reissner, M. Muller-Duysing, Determining the bendability of aluminum alloy shapes for section forming, *Journal of Materials Science*, University of Ulster, 1997, pp. 451–461.
7. O. Hasegawa, H. Nishimura, Enhancement of flowability of aluminum alloy extruded shapes in press bending, in: T. Altan (Ed.), *Advanced Technology of Plasticity*. Vol. I, 1996, pp. 5091–5102.
8. O. Hasegawa, H. Nishimura, Formability of extruded square tubes in bending process, in: T. Altan (Ed.), *Advanced Technology of Plasticity*. Vol. I, 1996, pp. 623–626.
9. A. Adelhof, Development of workability of extruded square tubes in bending process, in: T. Altan (Ed.), *Advanced Technology of Plasticity*. Vol. I, 1996, pp. 509–514.
10. J. Reigl, Controlled section bending using neural networks, U.P. Reissner. *Journal of Applied Manufacturing Science*, 1998, pp. 405–413.
11. A. Adelhof, M. Kleiner, M. Liewald, Flexibles Rundbiegen von Rechteck- und Profilquerschnitten um elastische Bauteile, *Blech Rohre Profile*. Vol. 39, 1998, pp. 620–625.

12. W. Spa"th, Automatisches Profilbiegen. *Werkstatt Ber.* Vol. 1205, 1998, pp. 375–378.
13. H. Arnet, Controlled section bending using a neural network, in: Proc. of the 29th CIRP International Seminar on Manufacturing Systems, Osaka, Japan, 1997.
14. U. Heissner, M. Mu"ller-Duysing, Determining the bendability of aluminum alloy shapes for section forming. *Journal of Materials Science.* University of Ulster, 1997, pp. 451–461.
15. Осташ О.П., Чепіль Р.В., Тітов В.А., Полівода С.Л., Подгурська В.Я. Міцність і циклічна тріщиностійкість термомодифікованих сплавів систем Al-Mg-Sc. *Фізико-хімічна механіка матеріалів.* 2021. 57 №3. С. 118-125.
16. Осташ О.П., Полівода С.Л., Чепіль С.Л., Тітов Р.В., Ворон В.А.І., Головчук М.М. Influence of Rare-Earth Metals on the Structure and Properties of Cast and Deformed Alloys of the Al-Mg-Cr-Sc-Zr System. *Materials Science.* 2022. P. 846-857.
17. Осташ О.П., Чепіль Р.В., Тітов В.А., Полівода С.Л., Ворон М.М., Podhrushar Ya. Strength and Cyclic Crack-Growth Resistance of Thermally Deformed Alloys of the Al-Mg-Sc System. *Materials Science.* Volume 57, pages 413–421 (2021).
18. Орлюк М. В. Дослідження вільного згину лопатки турбіни реверса. *Обработка материалов давлением.* 2015. № 1 (40)
19. Тітов В.А., Гараненко Т.Р. Метод експериментально-аналитического построения кривых деформирования материалов при испытаниях на гибку. Сообщение 1. *Обработка металлов давлением.* 2015. № 2. С. 74-80.

REFERENCES

1. Weijie Ren, Paji Li, Enlong Xin. Texture dependent shifting behavior of neutral layer in bending of magnesium alloys. *Scripta Materialia.* Vol. 170, 2019, pp. 6–10. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2019.05.028>
2. Frank Vollertsen, Axel Springer, Horst Arnet. Extrusion, channel, and profile bending: latest findings and results. *Journal of Materials Processing Technology.* Vol. 87, 1999, pp. 1 – 27. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00339-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00339-2)
3. M. Reigl, H. Lippmann, P. Mann, Air bending as a numerically controlled forming process to produce U-shaped bars, *J. Metals Sci. Technol.* Vol. 45, 1994, pp. 389 – 394.
4. M. Reigl, H. Lippmann, P. Mann, Endgestuetztes freies Biegen von Staben-ein neues Verfahrensprinzip und seine Anwendungen, *Blech Rohre Profile.* Vol. 39, 1994, pp. 54 – 58.
5. H. Arnet, M. Geiger, Controlled section bending by using a neural network, In: *Proceedings of the 29th CIRP International Seminar on Manufacturing Systems*, Osaka, Japan, 1997, pp. 108–113
6. H. Arnet, M. Geiger, F. Vollertsen, Section bending of a rigid roller on an elastic pad, in: U.P. Reissner, M. Muller-Duysing, Determining the bendability of aluminum alloy shapes for section forming, *Journal of Materials Science*, University of Ulster, 1997, pp. 451–461.
7. O. Hasegawa, H. Nishimura, Enhancement of flowability of aluminum alloy extruded shapes in press bending, in: T. Altan (Ed.), *Advanced Technology of Plasticity.* Vol. I, 1996, pp. 5091–5102.
8. O. Hasegawa, H. Nishimura, Formability of extruded square tubes in bending process, in: T. Altan (Ed.), *Advanced Technology of Plasticity.* Vol. I, 1996, pp. 623–626.
9. A. Adelhof, Development of workability of extruded square tubes in bending process, in: T. Altan (Ed.), *Advanced Technology of Plasticity.* Vol. I, 1996, pp. 509–514.
10. J. Reigl, Controlled section bending using neural networks, U.P. Reissner. *Journal of Applied Manufacturing Science*, 1998, pp. 405–413.
11. A. Adelhof, M. Kleiner, M. Liewald, Flexibles Rundbiegen von Rechteck- und Profilquerschnitten um elastische Bauteile, *Blech Rohre Profile.* Vol. 39, 1998, pp. 620–625.
12. W. Spa"th, Automatisches Profilbiegen. *Werkstatt Ber.* Vol. 1205, 1998, pp. 375–378.
13. H. Arnet, Controlled section bending using a neural network, in: Proc. of the 29th CIRP International Seminar on Manufacturing Systems, Osaka, Japan, 1997.
14. U. Heissner, M. Mu"ller-Duysing, Determining the bendability of aluminum alloy shapes for section forming. *Journal of Materials Science.* University of Ulster, 1997, pp. 451–461.
15. Strength and Cyclic Fracture Toughness of Thermo-Deformed Al-Mg-Sc System Alloys / O.P. Ostash, R.V. Chepil, V.A. Titov, S.L. Polivoda, V.Ya. Podhurska // Physical and Chemical Mechanics of Materials – 2021. – Vol. 57, No. 3. – pp. 118–125 (in Ukrainian).
16. Ostash O.P., Polivoda S.L., Chepil S.L., Titov R.V., Voron V.A.I., Golovchuk M.M. Influence of Rare-Earth Metals on the Structure and Properties of Cast and Deformed Alloys of the Al-Mg-Cr-Sc-Zr System. *Materials Science.* 2022. P. 846-857
17. Ostash O.P., Chepil R.V., Titov V.A., Polivoda S.L., Voron M.M., Podhrushar Ya. Strength and Cyclic Crack-Growth Resistance of Thermally Deformed Alloys of the Al-Mg-Sc System. *Materials Science.* Vol. 57, pp. 413–421 (2021).
18. Orlyuk M.V. Investigation of the Free Bending of a Reversing Turbine Blade. *Materials working by pressure.* 2015. No. 1 (40) (in Ukrainian).
19. Titov V.A., Garanenko T.R. Experimental–Analytical Method for Constructing. Material Deformation Curves in Bending Tests. Part 1. *Materials working by pressure.* 2015. No. 2. pp. 74–80 (in Ukrainian).

Titov V., Sokhan. D., Balushok K. Influence of the complex cross-section of the workpiece and metal hardening on the stress–strain state during bending.

The article is devoted to the theoretical analysis of the bending process of a complex-shaped metal strip made of strain-hardening materials. The main objective of the study is to determine the radius of the neutral surface in cross-sections of complex geometry. The assumptions regarding material plasticity, as well as the plane strain state and the volumetric stress state, made it possible to analyze the bending process in the transverse cross-section of the workpiece. Taking these features into account, fundamental equations for determining the neutral surface were proposed. The obtained results make it possible to describe bending processes, which simplifies the analysis and calculation of defect formation during the design of part-manufacturing processes.

The structural scientific and applied problem of ideally plastic bending on an edge in the cold state from aluminum alloys of the Al-Mg system of a flat staff is considered using the example of a typical part of a gas turbine engine, a reverse blade with a transverse aerodynamic cross-section of a workpiece of the “wing” type. The structure of a complex process of forming a blade from a staff with a complex cross-section is proposed. Based on an analytical review of scientific publications and the scientific and technical problem, the need to take into account the influence of metal strengthening and a complex cross-section of the workpiece on the position of the neutral layer is justified to ensure the accuracy of determining the stress-strain state in the deformation center. Based on the obtained hypotheses and assumptions, an equation is obtained that takes into account the step strengthening coefficient, as well as the parameters of the cross-section of the workpiece.

Keywords: neutral surface, strip, radius of the neutral surface, Deform-3D, complex cross-section, finite element method, stress–strain state.

Тітов Вячеслав Андрійович – д-р техн. наук, проф., НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»
Titov Viacheslav – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, NTUU "Igor Sikorsky KPI"
E-mail: vat.kpi@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4234-6961>

Сохан Дмитро Володимирович – асистент НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»
Sokhan Dmytro – assistant NTUU "Igor Sikorsky KPI"
E-mail: sokhan.dima@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0009-0008-4951-8755>

Балушок Костянтин Броніславович – канд. техн. наук, доц., АТ «Мотор Січ»
Balushok Kostiantyn – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, JSC "MOTOR SICH"
E-mail: vat.kpi@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-8212-9275>

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

АТ «Мотор Січ» – Акціонерне Товариство «Мотор Січ», м. Запоріжжя
JSC “Motor Sich” – Joint-stock company “Motor Sich”, Zaporizhzhia

Стаття надійшла до редакції 15.10.25 р.

Савелов Д. В.
Кулинич С. А.

ВИЗНАЧЕННЯ ЗБУРЮЮЧОГО НАВАНТАЖЕННЯ, НЕОБХІДНОГО ДЛЯ УЩІЛЬНЕННЯ МЕТАЛЕВОГО ПОРОШКУ

На підставі аналізу науково-технічної літератури встановлено, що на сьогоднішній день для виробництва виробів з металевих порошків застосовують технологію вібраційного ущільнення металевих порошків, яка не враховує специфічні особливості та властивості порошкової суміші та не дозволяє отримувати з неї якісні та надійні порошкові вироби. Виходячи з аналізу поведінки матеріалів та існуючих реологічних моделей ущільнюваних середовищ визначено, що для опису дисперсної суміші з металевого порошку, яка піддається вібрації, запропонована узагальнена реологічна модель, яка одночасно враховує пружні властивості та внутрішню тертя між металевими частинками, яке пов'язує дотичні напруження (в'язкість) та зміну швидкості порошкового середовища. Встановлено, що у існуючих дослідженнях ця реологічна модель не застосовувалась для опису поведінки металевих порошків, як суцільного середовища, а їх коливання під дією вібраційного навантаження, не описувались хвильовим рівнянням коливань. Для запропонованої реологічної моделі ущільнювального порошкового середовища, яка враховує його пружні, в'язкі та пластичні властивості, складено хвильове рівняння коливань, для теоретичного аналізу якого застосований метод розв'язання у комплексних функціях. У результаті проведених теоретичних досліджень визначено фазову швидкість поширення збудження у порошковому середовищі, знайдено розв'язання хвильового рівняння коливань та виведено нові аналітичні вирази для визначення амплітудного напруження, яке виникає на поверхні та в основі ущільнюваного шару металевого порошку залежно від координати. На підставі умови, яка описує ущільнюваність, отримано аналітичний вираз для визначення амплітуди збудження поверхні металевого порошку, яка необхідна для досягнення його повного ущільнення. За визначеним значенням амплітуди збудження визначається амплітудне значення збуджуючої сили вібраторів для оснащення ними вібраційного робочого органу.

Ключові слова: реологічна модель, металевий порошок, напруження, деформація, амплітуда коливань.

Технологічний процес вібраційного ущільнення металевого порошку реалізується шляхом взаємодії робочого вібраційного органу з порошковим середовищем. При цьому ефективність ущільнення порошкової суміші суттєво залежить від технологічних режимів вібраційної дії – амплітуди та частоти коливань вібраційного робочого органу, а також тривалості вібраційної дії.

Під час виробництва виробів з металевих порошків використовують певні вібраційні методи, у яких для робочих органів формувального обладнання застосовується амплітуда коливань робочого органу 0,4 мм і частоти коливань в діапазоні від 10000 до 20000 кол/хв. Однак усі ці дані різняться щодо металевих порошків та їх можливих композицій з різними фізико-механічними характеристиками та структурним складом. Крім того, копіювання відомих технологічних режимів вібрації та операцій без належного обліку специфічних особливостей та властивостей порошкових матеріалів та композицій не дозволяє проявитися належним чином позитивним якостям виробів з металевих порошків. Усе це дозволяє зробити висновок про те, що можливості теоретичного аналізу процесів вібраційного ущільнення металевих порошків і точність отримуваних результатів значною мірою залежать від прийнятої реологічної моделі, якою моделюється порошкове середовище, а дослідження цих процесів і сьогодні є актуальними.

Існує багато теоретичних досліджень, у яких розглядається процес взаємодії вібраційного робочого органу з середовищем. Ущільнюване середовище, як правило, моделюється реологічними моделями, які є різним поєднанням пружного, пластичного елемента та елемента тертя. У цих дослідженнях поведінка деформованих середовищ моделювалася пружною моделлю Гука [1], в'язкого (моделі Ньютона) [2] чи в'язкопружного (моделі Кельвіна – Фогта) тіла [3], моделлю Бінгама [4], моделлю Зінера [5], яка поряд з зворотною і незворотною деформацією описує оборотну високоеластичну деформацію, що найбільш наочно проявляється у полімерів, та іншими. Процес релаксації напружень у деформованих середовищах в елементарному поданні описувався моделлю Максвелла з послідовним поєднанням пружного та в'язкого елементів, а також багатоелементними моделями Куна [6] та Шкловського де Дружина [7]. У деяких випадках деформувальне середовище уявляли математичними кривими [8, 9].

На сьогодні встановлено, що найточніше ущільнюваний вібрацією металевий порошок можна уявити реологічною моделлю, яка одночасно враховує пружні властивості та внутрішнє тертя між металевими частинками, яке пов'язує дотичні напруження (в'язкість) та зміну швидкості порошкового середовища [10]:

$$\sigma(x,t) = E \cdot \frac{\partial u(x,t)}{\partial x} + \eta \cdot \frac{\partial u(x,t)}{\partial t}, \quad (1)$$

де u і x – ейлерова та лагранжева координати; σ – напруження, яке виникає в ущільнюваному об'ємі металевому порошку; E – динамічний модуль пружної деформації металевому порошку; η – коефіцієнт динамічної в'язкості, який враховує внутрішнє тертя в металевому порошку.

Саме ця модель є цікавою в контексті аналізу згасання амплітуди збудження, яке виникає внаслідок внутрішнього тертя (в'язкості).

Однак у існуючих дослідженнях така реологічна модель не застосовувалась для опису поведінки порошкового середовища, а його коливання, під дією вібрації, не описувалися хвильовим рівнянням коливань.

Отже, проведення теоретичних досліджень, спрямованих на науково-обґрунтоване визначення збурюючого вібраційного навантаження, необхідного для ефективного ущільнення порошкового середовища, є досить актуальним завданням.

Мета роботи полягає у аналітичному визначенні амплітуди коливань робочого органу та відповідного їй збурюючого вібраційного навантаження, необхідних для ефективного ущільнення металевих порошоків вібраційним методом.

У цій роботі для теоретичного визначення амплітуди коливань та відповідного вібраційного навантаження, необхідних для ущільнення металевому порошку, застосовано метод розв'язання у комплексних функціях [5, 10].

Для розв'язання поставленої задачі металевий порошок розглядається як суцільне порошкове середовище, на яке діє збудження $u(t)$ від пуансону 5 вібраційного робочого органу 2, яке з достатньою точністю описується виразом [5]:

$$u(0,t) = A \cdot \sin(\omega \cdot t), \quad (2)$$

де A – амплітуда зміщення; ω – частота збудження; t – поточний час.

Для виявлення закону поширення хвиль напружень порошкове середовище, яке знаходиться під пуансоном 5 вібраційного робочого органу 2, умовно розділимо на ряд елементарних об'ємів (рис. 1а). Пружно-в'язкі властивості порошкового середовища уявімо реологічною моделлю (рис. 1б).

Розглянемо процес деформування шару металевому порошку (рис. 1). Вважатимемо, що щільність ρ в елементарному об'ємі металевому порошку постійна, а її зміни відбуваються стрибкоподібно під час переходу від одного елементарного об'єму до іншого. Рух ущільнюваного середовища розглядатимемо лише у напрямку елементарного об'єму та в часі.

Отже, для цього одновимірному випадку диференціальне рівняння руху порошкового середовища матиме вигляд:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial x} = \rho \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}, \quad (3)$$

або з урахуванням (1):

$$E \cdot \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial x^2} + \eta \cdot \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial x \partial t} = \rho \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}. \quad (4)$$

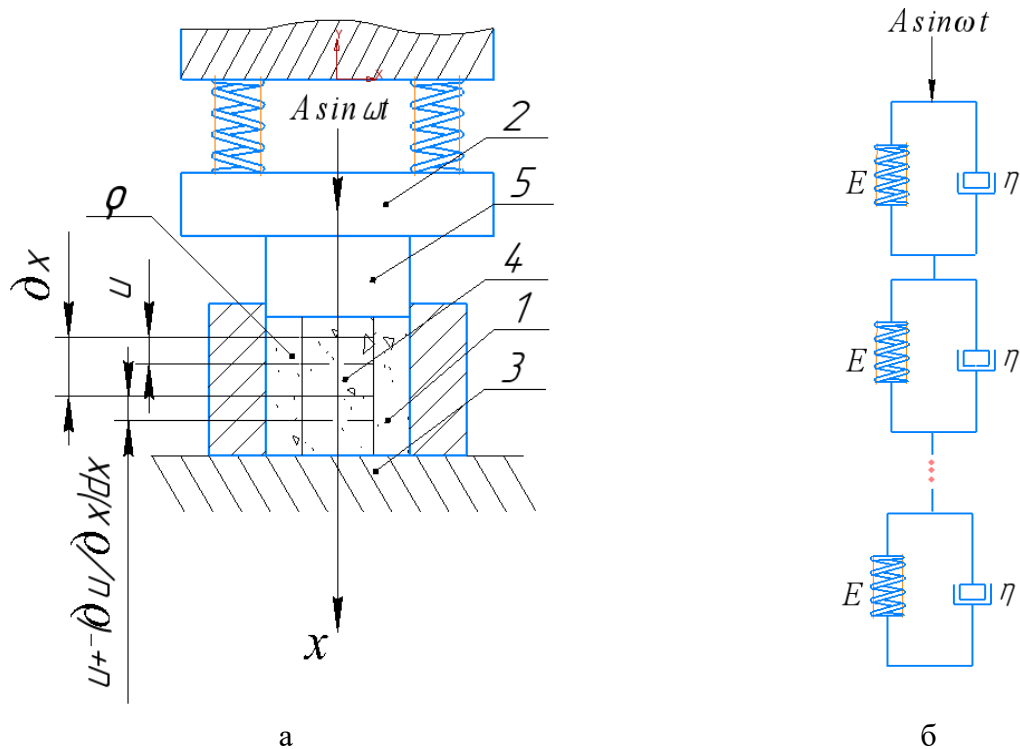


Рис. 1. Схема деформування шару металевго порошку а) та реологічна модель ущільнюваного порошкового середовища б) під дією навантаження $A \cdot \sin(\omega \cdot t)$:

1 – металевий порошок; 2 – вібраційний робочий орган; 3 – основа шару металевго порошку; 4 – елементарний стовп металевго порошку з n елементів

Розв’язання хвильового рівняння (4) будемо відшукувати за таких граничних умов [5]: за $x = 0$:

$$u(0, t) = A \cdot \sin(\omega \cdot t); \tag{5}$$

за $x = h$:

$$u(h, t) = 0, \tag{6}$$

де h – висота ущільнюваного шару металевго порошку.

Розв’язання рівняння (4) представимо як уявну частину комплексного числа [5]:

$$u(x, t) = \text{Im} \cdot [u(x) \cdot e^{i\omega t}], \tag{7}$$

Знак Im при співмножнику надалі для зручності будемо відкидати. Підставивши залежність (7) до виразу (4), отримаємо рівняння для визначення комплексної амплітуди коливань:

$$\frac{\partial^2 u(x)}{\partial x^2} + \frac{i\eta\omega}{E} \cdot \frac{\partial u(x)}{\partial x} + \frac{\rho \cdot \omega^2}{E} \cdot u(x) = 0. \tag{8}$$

Під час розв’язання характеристичного рівняння, складеного для рівняння (8), знайдемо його корені:

$$k_{1,2} = \frac{i\omega}{2 \cdot E} \cdot \left(-\eta \pm \sqrt{4 \cdot E \cdot \rho + \eta^2} \right). \tag{9}$$

Використовуючи рівняння (9), запишемо розв’язання так:

$$u(x) = D_1 \cdot \cos(k_1 \cdot x) + D_2 \cdot \sin(k_2 \cdot x), \quad (10)$$

де D_1 і D_2 – постійні інтегрування (комплексні амплітуди), які визначаються граничними умовами (5) і (6); k_1 і k_2 – хвильові числа.

Відомо, що хвильове число k можна записати так:

$$k = \frac{\omega}{c}, \quad (11)$$

де c – фазова швидкість поширення збурення у металевому порошку.

Для теоретичного визначення c порівняємо праві частини виразів (10) і (11), зведемо ліву та праву частини у квадрат, та отримаємо вираз для визначення швидкостей c розповсюдження збурення у металевому порошку у вигляді:

$$c_{1,2} = \frac{2 \cdot E \cdot \omega}{\sqrt{\eta^2 \cdot (\omega^2 + 1) + 4 \cdot E \cdot \rho} \mu 2 \cdot \omega \cdot \eta \cdot \sqrt{4 \cdot E \cdot \rho + \eta^2}}. \quad (12)$$

На підставі розв'язання (10) перетворимо вираз (7):

$$u(x, t) = (D_1 \cdot \cos(k_1 \cdot x) + D_2 \cdot \sin(k_2 \cdot x)) \cdot e^{i\omega t}. \quad (13)$$

Підставляючи (13) до граничної умови (6), знайдемо співвідношення між постійними інтегруваннями D_1 і D_2 :

$$D_2 = -D_1 \cdot \frac{\cos(k_1 \cdot h)}{\sin(k_2 \cdot h)}. \quad (14)$$

З урахуванням (14) вираз (13) перетвориться до вигляду:

$$u(x, t) = D_1 \cdot \left[\frac{\cos(k_1 \cdot x) \sin(k_2 \cdot h) - \cos(k_1 \cdot h) \sin(k_2 \cdot x)}{\sin(k_2 \cdot h)} \right] \cdot e^{i\omega t}. \quad (15)$$

Шляхом підстановки виразу (15) до граничної умови (4), знайдемо постійну інтегрування D_1 у вигляді:

$$D_1 = A. \quad (16)$$

Підставляючи знайдене значення постійної інтегрування D_1 з (16) до виразу (15), знайдемо розв'язання рівняння (3), яке задовольняє граничним умовам (5) і (6) у комплексній формі:

$$u(x, t) = A \cdot \left[\frac{\cos(k_1 \cdot x) \sin(k_2 \cdot h) - \cos(k_1 \cdot h) \sin(k_2 \cdot x)}{\sin(k_2 \cdot h)} \right] \cdot e^{i\omega t}. \quad (17)$$

Враховуючи, що $e^{i\omega t} = \cos(\omega t) + i \sin(\omega t)$ знайдемо розв'язання рівняння (4), яке задовольняє граничним умовам (5) і (6):

$$u(x, t) = \frac{A}{\sin(k_2 \cdot h)} \cdot [\cos(k_1 \cdot x) \sin(k_2 \cdot h) + \cos(k_1 \cdot h) \sin(k_2 \cdot x)] \cdot \sin(\omega \cdot t). \quad (18)$$

Підставляючи розв'язання (18) до рівняння (1), визначимо напруження, яке виникає в ущільнюваному шарі, залежно від координати x :

$$\sigma(x, t) = \frac{A}{\sin(k_2 h)} \cdot [E \cdot (-k_1 \sin(k_1 x) \cdot \sin(k_2 h) + k_2 \cos(k_2 x) \cdot \cos(k_1 h)) \cdot \sin(\omega t) + 2 \cdot \eta \cdot \omega \cdot \cos(k_1 h) \cdot \sin(k_2 x) \cdot \cos(\omega t)]. \quad (19)$$

Підставляючи до виразу (19) значення координати $x = 0$ і $x = h$, визначимо зміну напружень, які виникають на поверхні:

$$\sigma(0, t) = \frac{A \cdot \sqrt{(E k_2 \cos(k_1 h))^2 + (\eta \omega \sin(k_2 h))^2}}{\sin(k_2 h)} \cdot \sin(\omega t - \varphi_1), \quad (20)$$

$$\text{де} \quad \varphi_1 = \arctg\left(\frac{\eta \cdot \omega \cdot \sin(k_2 h)}{E \cdot k_2 \cdot \cos(k_1 h)}\right); \quad (21)$$

та в основі шару металевго порошку:

$$\sigma(h, t) = \frac{A}{\sin(k_2 h)} \cdot [E \cdot (-k_1 \sin(k_1 h) \cdot \sin(k_2 h) + k_2 \cos(k_2 h) \cdot \cos(k_1 h)) \cdot \sin(\omega t) + 2 \cdot \eta \cdot \omega \cdot \cos(k_1 h) \cdot \sin(k_2 h) \cdot \cos(\omega t)]. \quad (22)$$

З виразу (19) витікає, що напруження, які виникають в ущільнюваному шарі металевго порошку, залежать від динамічного модуля пружної деформації E та коефіцієнту динамічної в'язкості η металевому порошку, його щільності ρ , товщини шару h , хвильових чисел k_1 і k_2 , амплітуди A і кутової частоти вимушених коливань ω .

Амплітудне напруження прямо пропорційне амплітуді збурення A . Отже, для того, щоб отримати потрібну щільність порошкового виробу по всій товщині ущільнюваного шару, необхідно вибрати значення величини A з умови ущільнюваності [5]:

$$\sigma(h, t) \geq \sigma_{oi}, \quad (23)$$

де σ_{oi} – мінімальне напруження, яке забезпечує граничне руйнування структури порошкової суміші та найбільш ефективно ущільнення.

Отже:

$$A = \frac{\sigma_{oi} \cdot \sin(k_2 h)}{E \cdot Z_1 \cdot \sin(\omega t) + \eta \cdot \omega \cdot Z_2 \cdot \cos(\omega t)}, \quad (24)$$

$$\text{де } Z_1 = -k_1 \sin(k_1 h) \sin(k_2 h) + k_2 \cos(k_2 h) \cdot \cos(k_1 h); \quad Z_2 = 2 \cos(k_1 h) \cdot \sin(k_2 h).$$

Теоретичні положення перевірялися на лабораторному вібраційному столі з такими основними параметрами: амплітуди коливань рухливої рами в режимі холостого ходу $A_{x,x}$ становили 0,4; 0,5; 0,8 і 1 мм; кутова частота вимушених коливань $\omega = 1674$ рад/с. Як матеріал для експериментальних досліджень використовувався тонкодисперсний порошок вольфраму марки ВЧ з насипною щільністю $\rho_0 = 4300$ кг/м³ з середнім розміром частинок 3,35 мкм. Порошок з такою насипною щільністю отримано змішуванням 70 % дрібнозернистого та 30 % крупнозернистого порошку. Як поверхнево-активну речовину до металевого порошку додавали суміш гліцерину та спирту у співвідношенні 1:1.

В результаті досліджень визначено необхідні оптимальні амплітуди напружень на поверхні $\sigma(0)$ та в основі $\sigma(h)$ порошкового шару при значеннях амплітуди коливань рухливої рами в режимі холостого ходу $A_{x,x} = 0,8 \dots 1$ мм під час ущільнення порошкових шарів товщиною від 10 до 40 мм.

На рис. 2 і 3 показано зміну амплітуди напружень на поверхні $\sigma(0)$ і в основі $\sigma(h)$ шару, що ущільнюється, залежно від відносної щільності ε металевого порошку при $A_{x,x} = 1$ мм.

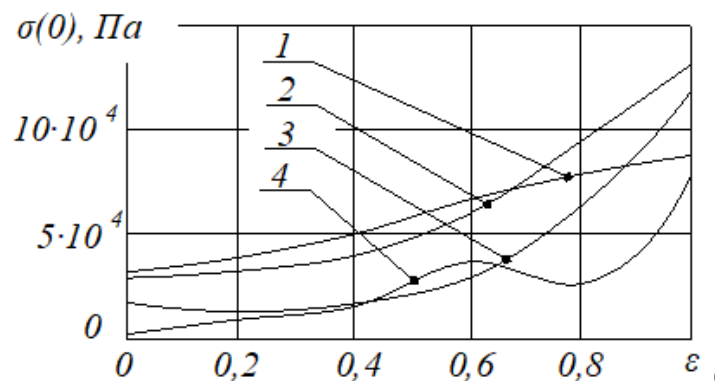


Рис. 2. Зміна напружень на поверхні $\sigma(0)$ шару металевого порошку залежно від відносної щільності ε і висоти h шару, що ущільнюється:

1 – при $h = 10$ мм; 2 – при $h = 20$ мм; 3 – при $h = 30$ мм; 4 – при $h = 40$ мм

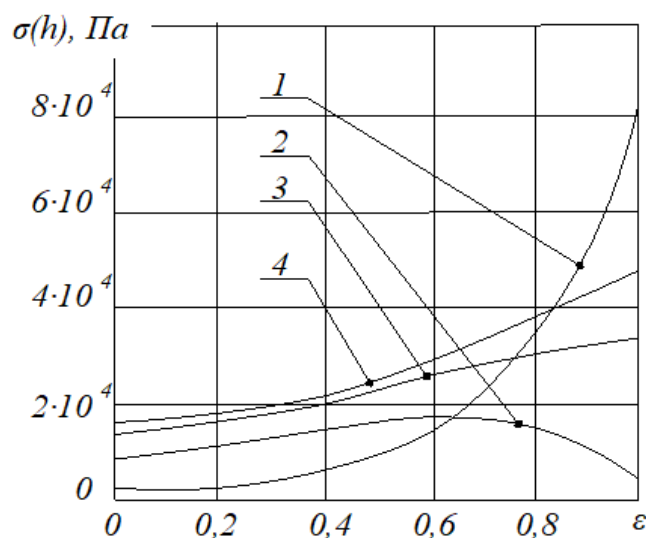


Рис. 3. Зміна напружень в основі $\sigma(h)$ шару металевого порошку залежно від відносної щільності ε і висоти h шару, що ущільнюється:

1 – при $h = 10$ мм; 2 – при $h = 20$ мм; 3 – при $h = 30$ мм; 4 – при $h = 40$ мм

Встановлено, що напруження залежать від типу металевого порошку та висоти ущільнюваного шару h . При менших висотах порошкового шару потрібні підвищені напруження. Це пояснюється тим, що при малих висотах ущільнюваність металевого порошку гірше ніж для більших висот порошкового шару, оскільки переміщення та переорієнтація металевих частинок є більш ускладненою.

Представлені на рис. 2 і 3 графічні результати показують, що для вибраного вібраційного режиму при ущільненні шарів висотою h , що дорівнює 10, 30 і 40 мм зі збільшенням відносної щільності ε амплітуда напружень збільшується як на поверхні $\sigma(0)$, так і в основі $\sigma(h)$ шару металевого порошку.

При висоті h шару 20 мм на кінцевій стадії процесу ущільнення відбувається зменшення амплітуди напружень з 16000 Па до 3500 Па в основі шару, що ущільнюється (рис. 3). Отже, тривалість процесу вібраційного ущільнення буде збільшуватися.

ВИСНОВКИ

1. Для запропонованої реологічної моделі металевого порошку складено хвильове рівняння коливань, в результаті розв'язання якого виведено нові аналітичні вирази для визначення амплітудного напруження, яке виникає на поверхні та в основі ущільнюваного шару металевого порошку залежно від координати.

2. Для порошку вольфраму марки ВЧ прийнятої консистенції аналітично визначені та експериментально доведені чисельні значення ефективних амплітуд коливань пуансону вібраційного робочого органу, які становлять 0,8...1 мм при кутовій частоті вимушених коливань $\omega = 1674$ рад/с.

3. На підставі знайденого значення амплітуди коливань пуансону вібраційного робочого органу, необхідної для його повного ущільнення, визначається амплітудне значення збуджуючої сили збудників вібрації для розробки вібраційного збудника робочого органу ущільнювальної установки.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Chen X., Wu S., Zhou J. Experimental study and analytical formulation of mechanical behavior of concrete. *Construction and Buildings Materials*. 2013. Vol. 47. P. 662–670.
2. Tattersall G. H. Effect of Vibration on the Rheological Properties of Fresh Cement Pastes and Concretes. *Rheology of Fresh Cement and Concrete, Proceedings of the International Conference*, P. F. G. Banfill, ed., University of Liverpool, UK, Mar. 16-29, Chapman and Hall, London. 1990. P. 323–338.
3. Kakuta S., Kojima T. Rheology of Fresh Concrete under Vibration. *Rheology of Fresh Cement and Concrete, Proceedings of the International Conference*, P. F. G. Banfill, ed., University of Liverpool, UK, Mar. 16-29, Chapman and Hall, London. 1990 P. 339–342.
4. P. F. G. Banfill, et al. Rheology and vibration of fresh concrete: Predicting the radius of action of poker vibrators from wave propagation. *Cement and Concrete Research*. 2011. Vol. 41, № 9. P. 932–941.
5. Маслов О.Г., Савелов Д.В. Визначення збуджуючого навантаження, необхідного для ущільнення полімерного бетону. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського*. 2019. №2 (115). С. 141–145. <https://doi.org/10.30929/1995-0519.2019.2.140-145>
6. Hu C., Larrard F. The Rheology of Fresh High-Performance Concrete. *Cement and Concrete Research*. 1996. Vol. 26, №. 2. P. 283–294.
7. Szwabowski J. Influence of Three-Phase Structure on the Yield Stress of Fresh Concrete. *Rheology of Fresh Cement and Concrete, Proceedings of the International Conference*, P. F. G. Banfill, ed., University of Liverpool, UK, Mar. 16-29, 1990, Chapman and Hall, London. 1990. P. 241–248.
8. Kłosiński J., Trąbka A. Frequency analysis of vibratory device model. *Pneumatyka*. 2010. Vol. 1. P. 46–49 [in Polish].
9. Żółtowski B. Research of machine dynamics. *Wyd. MARKAR, Bydgoszcz*. 2002. [in Polish].
10. Савелов Д.В., Кобильська О.Б., Соколов М. Аналітичне визначення амплітуди коливань, необхідної для ущільнення металевого порошку при його моделюванні реологічною моделлю. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського*. Випуск 2 / 2024. С. 86–91. <https://doi.org/10.32782/1995-0519.2024.2.12>.

REFERENCES

1. Chen X., Wu S., Zhou J. Experimental study and analytical formulation of mechanical behavior of concrete. *Construction and Buildings Materials*. 2013. 47, pp. 662–670.
2. Tattersall G.H. Effect of vibration on the rheological properties of fresh cement pastes and concretes. *Rheology of Fresh Cement and Concrete, Proceedings of the International Conference*. University of Liverpool. UK. Mar. 16-29. Chapman and Hall. London, 1990, pp. 323–338.
3. Kakuta S., Kojima T. Rheology of fresh concrete under vibration. *Rheology of Fresh Cement and Concrete, Proceedings of the International Conference*. University of Liverpool UK Mar. 16-29 Chapman and Hall London. 1990, pp. 339–342.
4. Banfill P.F. G *et al.* Rheology and vibration of fresh concrete: Predicting the radius of action of poker vibrators from wave propagation. *Cement and Concrete Research*. 2011. 41, pp. 932–941.
5. Maslov O.G., Savielov D.V. Determination of the exciting load necessary for the compaction of polymer concrete. *Transactions of Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University*. 2019. 2 (115), pp. 141–145 (in Ukrainian). <https://doi.org/10.30929/1995-0519.2019.2.140-145>
6. Hu C., Larrard F. The rheology of fresh high-performance concrete. *Cement and Concrete Research*. 1996. 26. 2, pp. 283–294.
7. Szwabowski, J. Influence of three-phase structure on the yield stress of fresh concrete. Rheology of fresh cement and concrete. *Proceedings of the International Conference*. University of Liverpool. UK. Mar. 16-29. 1990. Chapman and Hall. London. 1990, pp. 241–248.
8. Kłosiński J., Trąbka A. Frequency analysis of vibratory device model. 2010. *Pneumatyka*. 1. pp. 46–49. (in Polish).
9. Żółtowski B. Research of machine dynamics. *Wyd. MARKAR*. Bydgoszcz. 2002. pp. 124–127. (in Polish).
10. Savielov D., Kobylska O., Sokolov M. The analytical determination of the amplitude of oscillations necessary for the compensation of metal powder when its simulation by a rheological model. *Transactions of Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University*. 2024. 2(24), pp. 86–91. (in Ukrainian). <https://doi.org/10.32782/1995-0519.2024.2.12>

Savielov D., Kulynych S. Determination of the disturbing load required for the compaction of metal powder.

The main goal of these studies is to determine the amplitude of vibrations of the working body and the corresponding vibration load necessary for the compaction of metal powders. On the basis of a thorough analysis of the scientific and technical literature, it was established that today, for the production of products from metal powders, the technology of vibration compaction of metal powders is used, which does not take into account the specific features and properties of the powder mixture and does not allow obtaining high-quality and reliable powder products from it. Based on the analysis of the behavior of materials and existing rheological models of compacted media, it was determined that a generalized rheological model is proposed for a dispersed mixture of metal powder that is subject to vibration, in which internal friction is taken into account under the action of an external load. It was established that in the existing studies, the rheological model was not used to describe the behavior of the polymer concrete mixture as a continuous medium, and its oscillations, under the influence of vibration, were not described by the wave equation of oscillations. For the proposed rheological model of compacting polymer concrete mixture, which takes into account its elastic, viscous and plastic properties, a wave equation of oscillations was developed, for the theoretical analysis of which the solution method in complex functions was applied. As a result of the conducted theoretical studies, the phase speed of excitation propagation and the absorption coefficient, which characterizes the decrease of excitation when moving away from the source of excitation, were determined, the solution of the wave equation of oscillations was found, and analytical expressions were derived for determining the amplitude stress that occurs on the surface and at the base of the compacted layer of polymer concrete depending on from the coordinate. On the basis of the condition that describes compaction, an analytical expression was obtained for determining the excitation amplitude of the polymer concrete surface, which is necessary for its complete compaction. Based on the determined value of the excitation amplitude, the amplitude value of the excitation force of the vibrators for equipping the vibrating working body with them is determined.

Keywords: rheological model, metal powder, stress, deformation, amplitude of oscillations.

Савелов Дмитро Володимирович – канд. техн. наук, доцент каф. «Машинобудування» КрНУ

Savielov Dmitry – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor at the Department of Mechanical Engineering KrNU

E-mail: dvsavelov@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5170-9621>

Кулинич Сергій Анатолійович – аспірант кафедри «Машинобудування» КрНУ

Kulynych Serhii – PhD student at the Department of Mechanical Engineering KrNU

E-mail: xlstrn@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-6450-6690>

КрНУ – Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, м. Кременчук

KrNU – Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University, Kremenchuk

Стаття надійшла до редакції 15.07.25 р.

Сивак Р. І.
Поліщук Л. К.
Бочковой Д. О.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-РОЗРАХУНКОВИЙ МЕТОД ВИЗНАЧЕННЯ ФУНКЦІЙ ПОРИСТОСТІ ПРИ ПЛАСТИЧНОМУ ДЕФОРМУВАННІ ПОРОШКОВИХ ЗАГОТОВОК НА ОСНОВІ ЗАЛІЗА

Потреба промисловості в отриманні виробів з необхідними експлуатаційними характеристиками привела до появи і розвитку нових технологічних процесів обробки тиском попередньо спечених пористих матеріалів. При дослідженні процесів пластичної деформації пористих тіл велике значення надається визначенню функцій пористості. В статті представлена методика описання механічних характеристик пористих тіл єдиними функціями. Дана методика базується на основних положеннях механіки пластичної деформації пористих тіл і дозволяє отримувати достовірні функції пористості для даного матеріалу, шляхом уточнення теоретичних функцій експериментальними дослідженнями. При цьому експериментальні дані отримували в дослідах на осесиметричну осадку циліндричних зразків без тертя на торцях. Грунтуючись на проведених теоретичних дослідженнях отримано функції пористості для матеріалів на основі заліза. Для досліджень застосовували зразки на основі заліза п'яти різних початкових пористостей. В результаті обробки експериментальних даних отримані остаточні вирази для функцій пористості матеріалу заготовки на основі залізного порошку. Також в статті представлена методика розрахунку накопиченої деформації матеріалу основи. Побудовано криві течії для порошкових матеріалів на основі заліза.

Ключові слова: пористе тіло, формозмінення, функція пористості, обробка тиском, холодна пластична деформація, крива течії, напруження, деформації.

Для оцінки пластичності пористих тіл необхідно розробити критерії руйнування, які враховують вплив фізико-механічних властивостей заготовок на їх деформовність [1, 2]. Для розв'язку технологічних задач обробки тиском пористих тіл найбільш широко використовуються модельні уявлення основані на континуальному підході [3]. В цьому випадку локально-неоднорідне середовище розглядається як безперервне, стан якого може бути описаний за допомогою силових і кінематичних параметрів, що підкорюються законам суцільного середовища. При математичному моделюванні процесу незворотного формозмінення пористого тіла необхідною умовою є формування реологічних властивостей пористих матеріалів. В наш час отримали поширення теорії, основані на завданні поверхонь пластичності різного виду і використанні асоційованого з ними закону течії. Такий підхід дозволяє врахувати вплив зміцнення, викликаного величиною формо- і об'ємозмінення, а також виду напруженого стану. В той же час розвиток процесів пластичної деформації пористих матеріалів ставить задачу врахування історії деформування, яка чинить значний вплив на реологічні властивості в реальних процесах обробки тиском.

Метою роботи є розробка нових, більш досконалих методів прогнозування експлуатаційних характеристик виробів для розвитку нових технологічних процесів, які потребують обробки тиском попередньо спресованих і спечених порошкових матеріалів.

Розвитку математичних методів теорії пластичності пористих тіл суттєво сприяли роботи Р. Гріна [4], в яких запропонована гіпотеза про існування поверхні пластичності пористого тіла в вигляді:

$$3I_2(D_\sigma) + \alpha I_1^2(T_\sigma) - \beta k^2 = 0, \quad (1)$$

де k – границя текучості матеріалу основи, α, β – функції пористості, $I_2(D_\sigma)$ – другий інваріант девіатора напружень, $I_1(T_\sigma)$ – перший інваріант тензора напружень.

Умова пластичності, запропонована Г. Куном [5], дещо відрізняється і має вигляд:

$$3I_2(D_\sigma) - (1 - 2\nu)I_1(T_\sigma) + \varphi^2 k^2 = 0, \quad (2)$$

де ν – коефіцієнт поперечної деформації, φ – функція пористості.

Аналіз відомих експериментальних і теоретичних результатів показує, що умови пластичності (1) і (2) якісно добре описують механізм пластичного деформування пористих матеріалів.

В роботах [6, 7] при формулюванні визначальних рівнянь використовується підхід, пов'язаний із встановленням властивостей дисипативної функції. Умова пластичності матеріалу, що ущільнюється зазвичай записується у вигляді [8]:

$$\frac{p^2}{f_2(\theta)} + \frac{\tau^2}{f_1(\theta)} = (1-\theta)k^2, \quad (3)$$

де $k = \sqrt{\frac{3}{2}}\sigma_T$, σ_T – границя текучості твердої фази при одноосному розтягу;

$f_1(\theta), f_2(\theta)$ – функції пористості.

Умови пластичності (1), (2), (3) симетричні відносно площини $p = 0$. Однак ця вимога не є обов'язковою. В роботі [9] експериментально встановлено, що умова пластичності пористих тіл при об'ємному напруженому стані має вигляд:

$$\frac{(p-p^*)^2}{f_2(\theta)} + \frac{\tau^2}{f_1(\theta)} = (1-\theta)k^2, \quad (4)$$

де p^* – функція внутрішніх напружень і пористості.

Якщо $p=0$, то асоційований з даною умовою пластичності закон течії приводить до того, що швидкість об'ємної деформації:

$$e = -\frac{f_1(\theta)\gamma}{f_2(\theta)\tau} p^*. \quad (5)$$

З (5) випливає, що при пластичній деформації пористого тіла має місце зміна об'єму при відсутності сферичної компоненти тензора напружень.

В роботах [10, 11] для дослідження екструзії порошкових матеріалів через осесиметричні матриці запропонована модель нелінійного в'язко-пружного середовища, що дозволило сформулювати та розв'язати крайову задачу.

Основні рівняння теорії течії пористого тіла мають вид [3]:

$$\tau_0^2 = \frac{p^2}{f_2(\theta)(1-\theta)} + \frac{\tau^2}{f_1(\theta)(1-\theta)}, \quad (6)$$

$$pf_1(\theta)\gamma = \tau f_2(\theta)e, \quad (7)$$

$$\gamma_0^2 = \frac{f_2(\theta)e^2}{(1-\theta)} + \frac{f_1(\theta)\gamma^2}{(1-\theta)}, \quad (8)$$

де $p = \frac{1}{3}\sigma_{ij}\delta_{ij}$ – середнє напруження, σ_{ij} – компоненти тензора напружень, τ_0 – інтенсивність девіатора напружень в матеріалі основи, γ_0 – інтенсивність девіатора швидкостей деформацій в матеріалі основи, e_{ij} – компоненти тензора швидкостей деформацій, $e = \delta_{ij}e_{ij}$ – швидкість відносної зміни об'єму, $f_1(\theta), f_2(\theta)$ – функції пористості, θ – пористість.

Накопичена деформація матеріалу основи:

$$\Gamma_0 = \int_0^t \gamma_0 d\tau. \quad (9)$$

Інтенсивність девіатора напружень:

$$\tau = \sqrt{(\sigma_{ij} - p\delta_{ij})(\sigma_{ij} - p\delta_{ij})}. \quad (10)$$

Інтенсивність девіатора швидкостей деформацій:

$$\gamma = \sqrt{\left(e_{ij} - \frac{1}{3}e\delta_{ij}\right)\left(e_{ij} - \frac{1}{3}e\delta_{ij}\right)} = \sqrt{\frac{2}{3}}\varepsilon_u. \quad (11)$$

В роботі [12] із теоретичних посилань отримані наступні вирази для функцій пористості:

$$f_{10}(\theta) = (1-\theta)^2, \quad (12)$$

$$f_{20}(\theta) = \frac{2}{3} \frac{(1-\theta)^3}{\theta}. \quad (13)$$

Теоретичні залежності (12), (13) для функцій пористості будемо уточнювати за [13] через коефіцієнти m і n , які визначаються експериментально і різні для кожного пористого матеріалу [14]:

$$f_1(\theta) = (f_{10}(\theta))^{n+1} = (1-\theta)^{2n+2}. \quad (14)$$

Введемо функцію:

$$\alpha(\theta) = \frac{1}{6} \frac{f_1(\theta)}{f_2(\theta)}. \quad (15)$$

Будемо шукати функцію $\alpha(\theta)$ в вигляді:

$$\alpha(\theta) = \alpha_0^m(\theta) = \left(\frac{\theta}{4(1-\theta)}\right)^m. \quad (16)$$

Експериментальні значення m і n будемо шукати в дослідах на осесиметричну осадку циліндричних зразків без тертя на торцях. Оскільки деформація осесиметрична, то $e_\varphi = e_r$.

Швидкість зміни об'єму:

$$e = e_z + 2e_\varphi, \quad (17)$$

а інтенсивність девіатора швидкостей деформацій:

$$\gamma = \sqrt{\left(e_z - \frac{e_z + 2e_\varphi}{3}\right)^2 + 2\left(e_\varphi - \frac{e_z + 2e_\varphi}{3}\right)^2} = \sqrt{\frac{2}{3}}(e_\varphi - e_z). \quad (18)$$

Крім того, при осадці без тертя $\sigma_r = \sigma_\varphi = 0$, $\sigma_z = -\sigma$,

$$p = \frac{\sigma_r + \sigma_\varphi + \sigma_z}{3} = -\frac{\sigma}{3}, \quad (19)$$

$$\tau = \sqrt{(\sigma_z - p)^2 + 2(0 - p)^2} = \sqrt{\frac{2}{3}}\sigma. \quad (20)$$

Приведемо співвідношення (7) до вигляду:

$$\frac{\gamma}{e} = \frac{f_2(\theta)}{f_1(\theta)} \frac{\tau}{p} = \frac{1}{6\alpha(\theta)} \frac{\tau}{p}. \quad (21)$$

Підставимо в (21) співвідношення (19) і (20), тоді:

$$\frac{\gamma}{e} = \frac{1}{6\alpha(\theta)} \frac{\sqrt{\frac{2}{3}}\sigma}{-\frac{\sigma}{3}} = -\frac{1}{\sqrt{6}\alpha(\theta)}. \quad (22)$$

Після підстановки в (22) виразів (17) і (18) отримаємо:

$$\frac{e_\varphi}{e_z} = -\frac{1-2\alpha}{2(1+\alpha)} = -\frac{1}{2} + \frac{3}{2} \frac{\alpha}{1+\alpha}. \quad (23)$$

З (23) випливає, що:

$$e_\varphi = -e_z \frac{1-2\alpha}{2(1+\alpha)}. \quad (24)$$

Підставимо (24) в (17):

$$e = e_z - \frac{1-2\alpha}{2(1+\alpha)} e_z = \frac{3\alpha}{1+\alpha} e_z. \quad (25)$$

З іншої сторони швидкість об'ємної деформації дорівнює:

$$e = \frac{1}{V} \frac{dV}{dt} = -\frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt}. \quad (26)$$

Враховуючи те, що:

$$\rho = \rho_0(1-\theta), \quad (27)$$

з (26) і (27) знаходимо

$$e = \frac{\theta}{1-\theta}, \quad (28)$$

де ρ – густина пористого тіла, ρ_0 – густина матеріалу основи.

З (25) і (28) з урахуванням (16) випливає, що

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{3(1-\theta)\alpha_0^m(\theta)de_z}{1+\alpha_0^m(\theta)dt}. \quad (29)$$

За параметр часу приймаємо $t = |e_z| = \ln(h_0/h)$, де h_0 і h – початкова і поточна висота зразка, що осаджується, тоді:

$$\frac{de_z}{dt} = -1. \quad (30)$$

Підставимо (30) в (29) і отримуємо диференціальне рівняння:

$$\frac{dt}{d\theta} = -\frac{1+\alpha_0^m}{3(1-\theta)\alpha_0^m} \quad (31)$$

розв'язуючи яке, знаходимо:

$$t = -\int_0^{\theta} \frac{1 + \alpha_0^m(\theta_*)}{3(1 - \theta_*)\alpha_0^m(\theta_*)} d\theta_* \quad (32)$$

Розв'язок рівняння (32) дозволяє визначити значення параметра m , при якому розрахункові криві співпадають з експериментальними.

Виразимо інтенсивність швидкостей деформацій матеріалу основи γ_0 через швидкість об'ємної деформації e при осадці без тертя. Для цього приведемо вираз (8) до вигляду:

$$\gamma_0^2 = \frac{f_1(\theta)e^2}{1-\theta} \left(\frac{f_2(\theta)}{f_1(\theta)} - \frac{\gamma^2}{e^2} \right) \quad (33)$$

підставимо в (33) вираз (15) і (22) отримаємо:

$$\gamma_0^2 = \frac{f_1(\theta)e^2}{1-\theta} \left(\frac{1}{6\alpha} + \frac{1}{6\alpha^2} \right). \quad (34)$$

З урахуванням (25), (30), співвідношення (34) приводиться до вигляду:

$$\gamma_0 = \sqrt{\frac{3}{2}} \sqrt{\frac{f_1(\theta)}{(1-\theta)(1+\alpha)}}. \quad (35)$$

Оскільки накопичена деформація матеріалу основи Γ_0 залежить від часу і пористості, то можна записати:

$$\frac{d\Gamma_0}{dt} = \frac{d\Gamma_0}{d\theta} \frac{d\theta}{dt}. \quad (36)$$

Підставимо в (36) вираз (31) і (35), з урахуванням того, що $\tilde{\gamma}_0 = d\Gamma_0/dt$, $f_1(\theta) = f_{10}^{1+n}(\theta) = (1-\theta)^{2+2n}$, знаходимо:

$$\frac{d\Gamma_0}{d\theta} = -\frac{1}{\sqrt{6}} (1-\theta)^{n-0.5} \frac{\sqrt{1+\alpha_0^m}}{\alpha_0^m}. \quad (37)$$

Виразимо еквівалентну інтенсивність напружень в матеріалі основи τ_0 через напруження при осадці $\sigma = |\sigma_z| = P/A$, де P – зусилля осадки, A – площа поперечного перерізу зразка.

Перетворимо (6) з урахуванням (15), (19) і (17), в результаті еквівалентна інтенсивність напружень матеріалу основи при осадці без тертя визначається співвідношенням:

$$\tau_0 = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\sqrt{1+\alpha}}{\sqrt{f_1(\theta)(1-\theta)}} \sigma = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\sqrt{1+\alpha_0^m(\theta)}}{(1-\theta)^{n+1.5}} \sigma. \quad (38)$$

Значення параметра n можна визначити з (38) методом ітерацій, виходячи з умови, що при цьому залежність $\tau_0 = f(\Gamma_0)$ повинна бути єдиною для будь-якої початкової пористості.

Використовуючи отримані вище співвідношення для визначення функцій пористості необхідно провести досліді по осесиметричній осадці циліндричних зразків із порошкового матеріалу на основі заліза з малим тертям на торцях [15-20] і різними початковими пористостями.

Експериментальне значення щільності визначали за формулою $\rho = (G_c / (G_n - G_j)) \rho_{ж}$, де $\rho_{ж}$ – щільність води при температурі заміру.

Експериментальне значення пористості знаходили із співвідношення $\theta = 1 - (\rho / \rho_0)$, де $\rho_0 = 7.85 \text{ г/см}^3$ - щільність заліза, яке є матеріалом основи пористого тіла.

За результатами осадки визначали наступні параметри.

Напруження стиску:

$$\sigma = \frac{4P}{\pi d^2}. \quad (39)$$

Деформації:

$$e_z = -\ln \frac{h_0}{h}; \quad e_r = e_\varphi = \ln \frac{d}{d_0} \quad (40)$$

Зміна пористості визначалась за зміною середнього розрахункового об'єму:

$$V = \frac{\pi d^2}{4} h.$$

Із умови зберігання маси $\rho V = \rho_0 V_0$; $\rho(1-\theta)V = \rho_0(1-\theta_0)V_0$ знаходимо:

$$\theta = 1 - \frac{V_0}{V} (1 - \theta) = 1 - \frac{d_0^2 h_0}{d^2 h} (1 - \theta_0), \quad (41)$$

де $\rho_0 = 7.85 \text{ г/см}^3$ густина матеріалу основи.

Графіки залежностей $e_\varphi(t)$, $\sigma_z(t)$, $\theta(t)$ отримані за рівняннями (39), (40), (41) приведені на рис. 1–2. Тут $t = \ln(h_0/h) = -e_z$ - параметр часу.

Параметр m визначали чисельно шляхом розв'язку рівняння (31) для різних початкових пористостей θ . Аналізуючи залежність $t(\theta)$ при різних m знайшли в результаті таке $m = 0.86$, при якому експериментальна крива виявилась близькою до розрахункової при початковій пористості $\theta_0 = 0.208$. Наступні розрахунки показали, що при $m = 0.86$ розрахункові криві $\theta(t)$ співпали з експериментальними і для решти початкових пористостей.

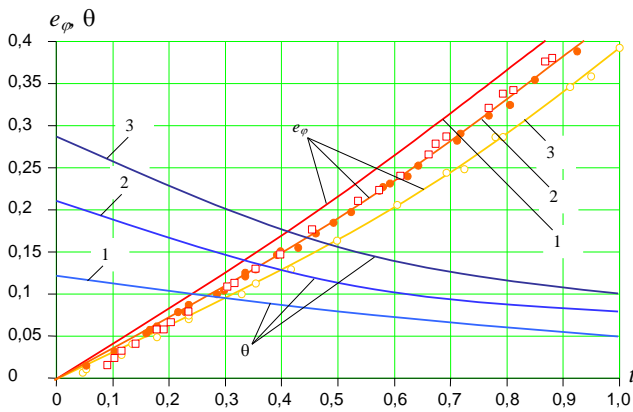


Рис. 1. Залежність деформації e_φ та пористості θ від ступеня осадки (залізо):
 1 – $\theta_0 = 0,126$; 2 – $\theta_0 = 0,208$; 3 – $\theta_0 = 0,283$

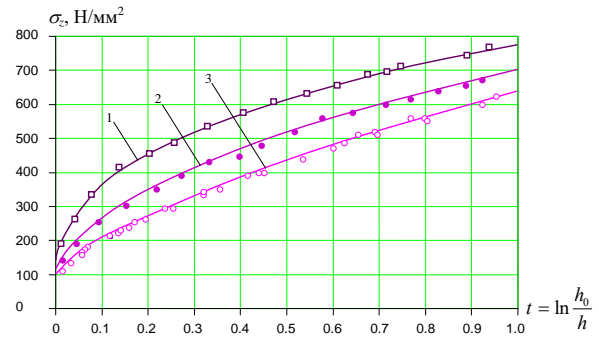


Рис. 2. Осьове напруження при осадці зразків з різною початковою пористістю θ_0 (залізо) ($t \geq 0,01$):

1 – $\theta_0 = 0,126$; $\sigma_z = -3 + 79,93 t^{0,314}$;
 2 – $\theta_0 = 0,208$; $\sigma_z = 7,5 + 62,58 t^{0,510}$;
 3 – $\theta_0 = 0,284$; $\sigma_z = 7 + 54,11 t^{0,571}$

Інтегрування системи диференціальних рівнянь (31), (37), а також обчислення відповідних значень τ_0 по (38) при довільній початковій пористості і параметрі n проводилось також з використанням чисельних методів. При цьому в якості вихідних даних вводився коефіцієнт $m = 0.86$, а також криві $\sigma_z(t)$ (рис. 2). При цьому криві $\sigma_z(t)$ апроксимували степеневою залежністю:

$$\sigma_z(t) = a_0 + a_1 t^{a_2} \tag{42}$$

Коефіцієнти апроксимації в (42) визначали методом найменших квадратів. В результаті встановлено, що прийнята залежність є достатньо прийнятним наближенням для опису експериментальної залежності $\sigma_z(t)$. При розв’язку системи рівнянь (31), (37) і обчислення (38) одночасно застосовували дані для двох початкових пористостей θ_0 . Отримані неявні залежності $\tau_0 = f(\Gamma_0)$ апроксимували степеневими функціями

$$\tau_0 = b_0 + b_1 \Gamma_0^{b_2} \tag{43}$$

за допомогою методу найменших квадратів. Криві (43) для обох початкових пористостей виводились при різних значеннях параметра n , починаючи з $n = 0$. При $n = 0.75$ криві $\tau_0 = f(\Gamma_0)$ співпали для обох початкових пористостей.

Застосування отриманого значення $n = 0.75$ в програмі для інших початкових пористостей підтвердило єдиність кривої $\tau_0 = f(\Gamma_0)$.

Таким чином, в результаті обробки експериментальних даних отримані значення m та n , які входять в функції пористості пористої заготовки на основі залізного порошку.

Остаточно для функцій пористості отримуємо наступні вирази:

$$f_1(\theta) = f_{10}^{1+n}(\theta) = ((1-\theta)^2)^{1+1.75} = (1-\theta)^{3.5}, \tag{44}$$

$$f_2(\theta) = \frac{1}{6\alpha(\theta)} f_1(\theta) = \frac{1}{6\alpha_0^m(\theta)} f_2(\theta) = 0.546 \frac{(1-\theta)^{4.36}}{\theta^{0.86}} \tag{45}$$

Для кривої течії, при $\Gamma_0 \geq 0.01$ отримано вираз:

$$\tau_0 = -15 + 83.73 \Gamma_0^{0.186} \tag{46}$$

Залежності (44–46) застосовуються для розрахунків напружень при пластичних деформаціях пористих заготовок в процесах обробки тиском. Функції $f_1(\theta)$, $f_2(\theta)$ та $\alpha(\theta)$ приведені на рис. 3, крива течії $\tau_0(\Gamma_0)$ – на рис. 4.

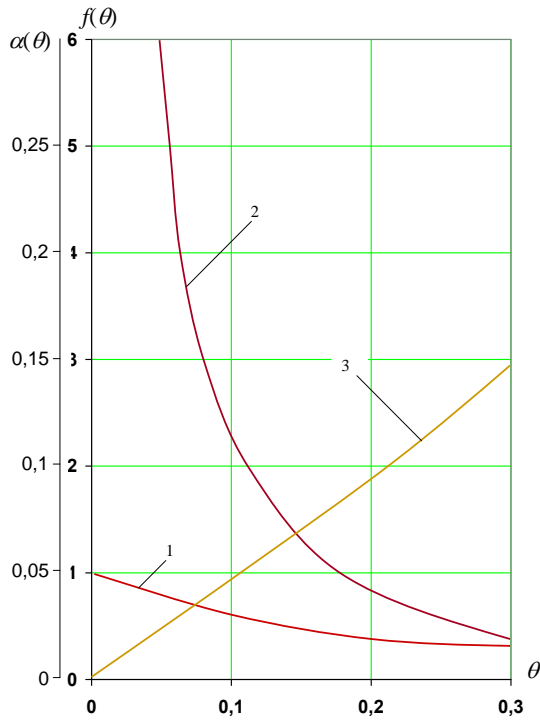


Рис. 3. Функції пористості $f_1(\theta)$, $f_2(\theta)$, $\alpha(\theta)$ для пористого тіла на основі заліза:

$$1 - f_1(\theta) = (1 - \theta)^{3,5};$$

$$2 - f_2(\theta) = 0,546 \frac{(1 - \theta)^{4,36}}{\theta^{0,86}};$$

$$3 - \alpha(\theta) = \frac{1}{6} \frac{f_1(\theta)}{f_2(\theta)} = \left[\frac{\theta}{4(1 - \theta)} \right]^{0,86}$$

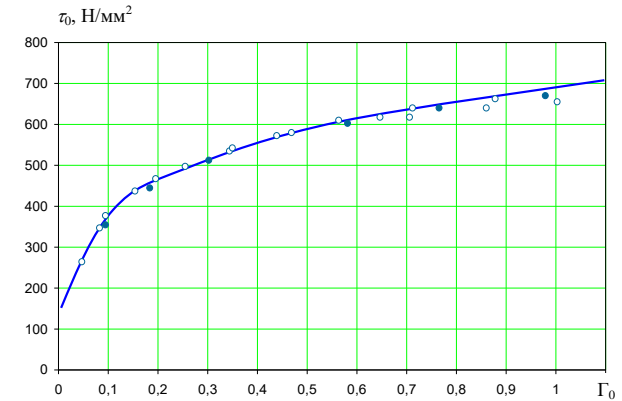


Рис. 4. Крива течії матеріалу основи пористого тіла на основі заліза

$$\tau_0 = -15 + 83,73 \Gamma_0^{0,186}; (\Gamma_0 \geq 0,01):$$

○ – $\theta = 0,286$; ● – $\theta = 0,208$

ВИСНОВКИ

Використовуючи основні положення механіки пластичної деформації пористих тіл розроблено методику описання механічних характеристик пористих тіл єдиними функціями, характер яких визначається властивостями матеріалу, з якого виготовлена пориста заготовка, і не залежить від початкової пористості. Розглянутий підхід дозволяє отримувати достовірні функції пористості для даного матеріалу, шляхом уточнення теоретичних функцій експериментальними дослідженнями. Отримано функції пористості для матеріалів на основі заліза. Розроблено методику розрахунку накопиченої деформації матеріалу основи. Побудована крива течії для матеріалів на основі заліза, які незалежно від початкової пористості описують єдиною кривою залежність інтенсивності напружень від накопиченої деформації матеріалу основи.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Sivak, R. I., Polishchuk, L. K., & Xianan, G. (2025). Modeling of mechanical characteristics of copper-based powder materials under their plastic forming to control porosity. *Materials Science*, 1-9.
2. Edalati, K., Ahmed, A. Q., Akrami, S., Ameyama, K., Aptukov, V., Asfandiyarov, R. N., ... & Zhu, Y. T. (2024). Severe plastic deformation for producing superfunctional ultrafine-grained and heterostructured materials: an interdisciplinary review. *Journal of Alloys and Compounds*, 1002, 174667.
3. Shtern, M. B., Mikhailov, O. V., Mikhailov, A. O. Generalized Continuum Model of Plasticity of Powder and Porous Materials. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2021, 60(1-2), pp. 20–34.
4. R. G. Greene, "Theory of plasticity of porous bodies", *Mekhanika*, No. 4, 109–120 (1973).
5. Kuhn H. A., Downey C.L. Deformation characteristics and plasticity theory. *Powder Mech.* 1971. 1. P. 15-25.
6. Shtern, M. B., Kartuzov, E. V. Formation and Propagation of Shock Waves in Highly Porous Materials. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2016, 55(3-4), pp. 134–140.

7. Kuzmov, A. V., Shtern, M. B., Kirkova, O. G. The Effect of Additional Shear Strains Induced by Die Rotation on the Radial Pressing of Metal Powder Billets. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2020, 59(3-4), pp. 127–133.
8. Skorokhod, V. V., Shtern, M. B. Rheological Model of Sintering and Viscous Flow of Porous Materials with 2D Defects. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2019, 58(7-8), pp. 399–405.
9. Midukov, V. Z. Effect of internal stresses on the plasticity criterion of porous metals. *Soviet Powder Metallurgy and Metal Ceramics*, 1991, 30(1), pp. 1–6.
10. Gogaev, K. A., Voropaev, V. S., Podrezov, Y. N., Koval, A. Y., Yevych, Y. I. Mechanical and fatigue properties of powder titanium strips, obtained by asymmetric rolling. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2017, 56(1-2), pp. 69–77.
11. Prikhod'ko, I. Y., Dedic, M. A., Gogaev, K. A., Voropaev, V. S., Itsenko, A. I. Finite-Element Optimization of the Asymmetric Rolling Process for Titanium Powder. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2016, 55(1-2), pp. 12–18.
12. Olevsky, E., Skorokhod, V. Deformation aspects of anisotropic-porous bodies sintering. *Journal De Physique*, 1993, 3(7 pt 1), pp. 739–742.
13. Петросян Г. Л. Пластическое деформирование порошковых материалов. М. : Металлургия, 1988. 225 с.
14. Sivack I. O., Sakharov D. V., Babjuck T. I., Sivack R. I. The Determination of Prouosity Functions for Sintering Powder Materials. *Optimum Technologies, Technologic Systems and Materials in the Machines Building Field*. 1998, TSTM-4. P. 170-175.
15. Sivac I. O. The evaluation of Deformability of the Porous Bodeis. *The Bulletin of Politehnic Institute of Jassi*. 1996. XLII(XLVI), N 3-4. P. 607–611.
16. Veselovska, N., Sivak, R., Paladiychuk, Y., Bandura, V., Telyatnik, I., Bohatiuk, M., ... & Edl, M. (2024). Kinematic characteristics of deformed porous structures. *Journal of Engineering Sciences (Ukraine)*. Vol. 11 (1): D44–D53.
17. Edalati, K., Bachmaier, A., Beloshenko, V. A., Beygelzimer, Y., Blank, V. D., Botta, W. J., ... & Zhu, X. (2022). Nanomaterials by severe plastic deformation: review of historical developments and recent advances. *Materials Research Letters*, 10(4), 163-256.
18. Sivak, R., Kulykivskiy, V., Savchenko, V., Minenko, S., & Borovskiy, V. (2023). Determination of porosity functions in the pressure treatment of iron-based powder materials in agricultural engineering. *Scientific Horizons*. 26 (3): 124-134.
19. Son, S., Lee, J., Asghari-Rad, P., Kim, R. E., Park, H., Jang, J. I., ... & Kim, H. S. (2023). Hierarchically heterogeneous microstructure and mechanical behavior of the multi-materials prepared by powder severe plastic deformation. *Materials Research Letters*, 11(11), 915-924.
20. Ternero, F., Rosa, L. G., Urban, P., Montes, J. M., & Cuevas, F. G. (2021). Influence of the total porosity on the properties of sintered materials—a review. *Metals*, 11(5), 730.

REFERENCES

1. Sivak, R. I., Polishchuk, L. K., & Xianan, G. (2025). Modeling of mechanical characteristics of copper-based powder materials under their plastic forming to control porosity. *Materials Science*, 1-9.
2. Edalati, K., Ahmed, A. Q., Akrami, S., Ameyama, K., Aptukov, V., Asfandiyarov, R. N., ... & Zhu, Y. T. (2024). Severe plastic deformation for producing superfunctional ultrafine-grained and heterostructured materials: an interdisciplinary review. *Journal of Alloys and Compounds*, 1002, 174667.
3. Shtern, M. B., Mikhailov, O. V., Mikhailov, A. O. Generalized Continuum Model of Plasticity of Powder and Porous Materials. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2021, 60(1-2), pp. 20–34.
4. R. G. Greene, “Theory of plasticity of porous bodies”, *Mekhanika*, No. 4, 109–120 (1973).
5. Kuhn H. A., Downey C.L. Deformation characteristics and plasticity theory. *Powder Mech.* 1971. N1. P. 15-25.
6. Shtern, M. B., Kartuzov, E. V. Formation and Propagation of Shock Waves in Highly Porous Materials. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2016, 55(3-4), pp. 134–140.
7. Kuzmov, A. V., Shtern, M. B., Kirkova, O. G. The Effect of Additional Shear Strains Induced by Die Rotation on the Radial Pressing of Metal Powder Billets. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2020, 59(3-4), pp. 127–133.
8. Skorokhod, V. V., Shtern, M. B. Rheological Model of Sintering and Viscous Flow of Porous Materials with 2D Defects. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2019, 58(7-8), pp. 399–405.
9. Midukov, V. Z. Effect of internal stresses on the plasticity criterion of porous metals. *Soviet Powder Metallurgy and Metal Ceramics*, 1991, 30(1), pp. 1–6.
10. Gogaev, K. A., Voropaev, V. S., Podrezov, Y. N., Koval, A. Y., Yevych, Y. I. Mechanical and fatigue properties of powder titanium strips, obtained by asymmetric rolling. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2017, 56(1-2), pp. 69–77.
11. Prikhod'ko, I. Y., Dedic, M. A., Gogaev, K. A., Voropaev, V. S., Itsenko, A. I. Finite-Element Optimization of the Asymmetric Rolling Process for Titanium Powder. *Powder Metallurgy and Metal Ceramicsthis link is disabled*, 2016, 55(1-2), pp. 12–18.
12. Olevsky, E., Skorokhod, V. Deformation aspects of anisotropic-porous bodies sintering. *Journal De Physique*, 1993, 3(7 pt 1), pp. 739–742.
13. Петросян Г. Л. Пластическое деформирование порошковых материалов. М. : Металлургия, 1988. 225 с.

14. Sivack I. O., Sakharov D. V., Babjuck T. I., Sivack R. I. The Determination of Porosity Functions for Sintering Powder Materials. *Optimum Technologies, Technologic Systems and Materials in the Machines Building Field*. 1998, TSTM-4. P. 170-175.
15. Sivac I. O. The evaluation of Deformability of the Porous Bodeis. *The Bulletin of Politehnic Institute of Jassi*. 1996. XLII(XLVI), N3 - 4. P. 607 - 611.
16. Veselovska, N., Sivak, R., Paladiychuk, Y., Bandura, V., Telyatnik, I., Bohatiuk, M., ... & Edl, M. (2024). Kinematic characteristics of deformed porous structures. *Journal of Engineering Sciences (Ukraine)*. Vol. 11 (1): D44–D53.
17. Edalati, K., Bachmaier, A., Beloshenko, V. A., Beygelzimer, Y., Blank, V. D., Botta, W. J., ... & Zhu, X. (2022). Nanomaterials by severe plastic deformation: review of historical developments and recent advances. *Materials Research Letters*, 10(4), 163-256.
18. Sivak, R., Kulykivskyi, V., Savchenko, V., Minenko, S., & Borovskyi, V. (2023). Determination of porosity functions in the pressure treatment of iron-based powder materials in agricultural engineering. *Scientific Horizons*. 26 (3): 124-134.
19. Son, S., Lee, J., Asghari-Rad, P., Kim, R. E., Park, H., Jang, J. I., ... & Kim, H. S. (2023). Hierarchically heterogeneous microstructure and mechanical behavior of the multi-materials prepared by powder severe plastic deformation. *Materials Research Letters*, 11(11), 915-924.
20. Ternero, F., Rosa, L. G., Urban, P., Montes, J. M., & Cuevas, F. G. (2021). Influence of the total porosity on the properties of sintered materials –a review. *Metals*, 11(5), 730.

Sivak R., Polishchuk L. Experimental-column method for determining porosity functions during plastic deformation of powder preparations based on iron.

The need of industry to obtain products with the required operational characteristics has led to the emergence and development of new technological processes for pressure treatment of pre-sintered porous materials. When studying the processes of plastic deformation of porous bodies, great importance is attached to the determination of porosity functions. The article presents a method for describing the mechanical characteristics of porous bodies by single functions. This method is based on the basic principles of the mechanics of plastic deformation of porous bodies and allows obtaining reliable porosity functions for a given material by refining theoretical functions by experimental studies. At the same time, experimental data were obtained in experiments on axisymmetric settlement of cylindrical samples without friction at the ends. Based on the theoretical studies conducted, porosity functions for iron-based materials were obtained. Iron-based samples of five different initial porosities were used for the studies. As a result of processing the experimental data, final expressions for the porosity functions of the workpiece material based on iron powder were obtained. The article also presents a method for calculating the accumulated deformation of the base material. Flow curves for iron-based powder materials have been constructed.

Keywords: porous body, deformation, porosity function, pressure treatment, cold plastic deformation, flow curve, stresses, deformations.

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;
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-7459-2585>

Поліщук Леонід Клавдійович – д-р техн. наук, професор, зав. кафедри галузевого машинобудування ВНТУ, заслужений діяч науки і техніки України
Polishchuk Leonid – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Head of the Department of Industrial Mechanical Engineering of VNTU, Honored Worker of Science and Technology of Ukraine
E-mail: leo.polishchuk@gmail.com;
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5916-2413>

Бочковой Дмитро Олександрович – аспірант, ДДМА
Bochkovoi Dmytro – Graduate student DSEA
E-mail: bochkovoi.dmytriy@gmail.com;
ORCID: <https://orcid.org/0009-0005-4596-7201>

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.

Бабай Ю. В.
Губський С. О.
Явтушенко А. В.
Кошкарів Ю. Ю.
Натаров М. В.

ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ АНАЛІТИЧНИХ ТА ЧИСЕЛЬНИХ МЕТОДІВ ПРОГНОЗУВАННЯ ДЕФЕКТІВ ПРИ ВАЛКОВОМУ ФОРМУВАННІ ШВЕЛЕРІВ

Метою даної роботи є підвищення точності прогнозування та попередження дефектів форми (втрати стійкості кромки) при виробництві гнутих профілів відкритого типу шляхом удосконалення методики аналізу напружено-деформованого стану. На підставі порівняльного дослідження аналітичних та чисельних методів моделювання обґрунтована необхідність врахування реальних фізичних факторів процесу, таких як контактне тертя та енергія надлишкових деформацій. Встановлено, що геометричні методи розрахунку схильні занижувати рівень реальних напружень, прогнозуючи деформування в пружній зоні, тоді як скінченно-елементний аналіз виявляє критичні зони пластичності. Теоретичні дослідження виконувалися для процесу формування швелера зі сталі 10 із використанням САЕ-систем. Розроблено скінченно-елементні моделі поведінки металу в клітках, які дозволили дослідити динаміку накопичення поздовжніх деформацій на кромці профілю. На основі аналізу отриманих моделей визначено вплив геометричних параметрів формувального стану на якість продукції. Доведено доцільність збільшення міжклітьової відстані як ефективного методу боротьби з хвилюваннями. Порівняльний аналіз результатів моделювання для різних кінематичних схем показав, що раціоналізація бази деформування з 1000 мм до 1400 мм забезпечує зниження пікових значень поздовжньої деформації з 3,5 % до 1,2 %, що гарантує стабільність технологічного процесу та відсутність браку.

Ключові слова: валкове формування, швелер, напружено-деформований стан, метод скінченних елементів, поздовжня деформація, кліть, калібрування валків.

Традиційні методи обробки листового металу, такі як різання, штампування та гнуття, часто передбачають багатостадійність технологічного процесу, що неминуче призводить до зниження виробничої ефективності та точності готових виробів. У відповідь на ці виклики технологія валкового формування зарекомендувала себе як ефективна альтернатива, що базується на використанні послідовності формувальних валків для безперервного згинання металевих смуг та штаб у виробі з необхідним поперечним перерізом [1].

Актуальність використання та виробництва гнутих профілів цим методом зумовлена поєднанням високої продуктивності з суттєвою економією матеріальних та енергетичних ресурсів [2]. Технологія дозволяє реалізувати поступове деформування металу як у горизонтальному, так і у вертикальному напрямках, що відкриває можливості для створення тонкостінних профілів зі складною геометрією [3]. При цьому забезпечується максимальна міцність і жорсткість готових деталей за умови мінімізації витрат металу, що робить валкове формування незамінним методом для масового виробництва у сфері обробки тиском листових металів. Завдяки таким перевагам, як висока точність, стабільність геометричних параметрів та оптимізація використання матеріалів, цей метод є основним і поширеним виробничим процесом у сучасній промисловості [4].

Мета даної роботи – підвищення точності прогнозування та попередження дефектів форми (втрати стійкості кромки) при виробництві гнутих профілів відкритого типу шляхом удосконалення методики аналізу напружено-деформованого стану.

Попри значні переваги технології, процес валкового формування відкритих профілів, зокрема швелерів (U-подібних перерізів), супроводжується підвищеним ризиком втрати стійкості кромки порівняно із замкнутими профілями. Тому в сучасних дослідженнях значна увага приділяється аналізу поздовжніх деформацій кромки, оскільки саме вони є основним чинником утворення хвилі.

Технологія виготовлення швелерів є критично залежною від геометричних параметрів налаштування обладнання. Аналіз причин виникнення дефектів форми представлено в роботі [5]. Автори встановили ієрархію впливу технологічних факторів та довели, що збільшення

відстані між клітьми дозволяє ефективно зменшити пікові поздовжні деформації та мінімізувати ризик втрати стійкості. Це узгоджується з дослідженнями [6], де зазначено, що ключовими факторами, які визначають величину розтягнення кромки, є висота полиці профілю та міжклітьова відстань. Поєднання значних кутів підгинання з недостатньою базою деформування призводить до стрімкого досягнення критичної межі деформацій.

Вплив цих параметрів також детально розглянуто в роботах [7, 8]. Зокрема, використовуючи серію ортогональних експериментів, автори [7] виявили, що домінуючим фактором є товщина заготовки: зі збільшенням товщини стійкість кромки зростає, тоді як збільшення висоти полиці провокує зростання пікових деформацій. У роботі [8] підтверджено, що пікові значення поздовжньої деформації є індикатором дефекту типу «поздовжній вигин», а оптимізація (збільшення) міжклітьової відстані сприяє зниженню їх амплітуди.

Окрім налаштування стана, важливу роль відіграє стратегія калібрування. У дослідженні [9] на прикладі високоміцного алюмінієвого сплаву AA7075 доведено, що традиційна стратегія подвійного радіуса ($2R$) провокує появу різких піків деформації (до 0,0198), що викликає хвилеутворення. Натомість застосування W -подібної стратегії методом «Downhill» ($W2$) знижує максимальну деформацію до безпечного рівня. Аналогічні висновки отримано в роботі [10] при формуванні труб з титанового сплаву, де визначено критичний поріг деформації на рівні 0,9 % та підтверджено ефективність стратегії зі зниженням рівня піків деформації.

Важливим аспектом проектування є вибір інструментарію для розрахунків. У роботах [11] та [12] піднімається проблема обмеженості традиційних аналітичних методів. Досліджуючи формування профілів зі сталі Q235, автори [11] дійшли висновку, що аналітичні формули дають лише наближену оцінку і не здатні точно спрогнозувати пікові деформації в зоні захоплення. У роботі [12] зазначено, що спрощені математичні моделі розраховують деформації для «ідеальної форми», ігноруючи фізичний факт втрати стійкості. У реальному процесі виникнення дефектів хвилястого типу суттєво змінює розподіл напружень, що робить аналітичні прогнози некоректними. Це підтверджує необхідність використання повноцінного скінченно-елементного моделювання для точної верифікації технології.

Критичним аспектом проектування технологічних процесів виготовлення гнутих профілів є контроль поздовжніх деформацій на кромці смуги. Саме ця зона зазнає найбільшого розтягнення, що створює ризик втрати стійкості заготовки та виникнення дефектів типу «хвилястість». Математично поздовжня деформація ε_{xx} визначається як градієнт переміщення вздовж осі прокатки X (1):

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad (1)$$

де u – вектор переміщення вздовж осі X ; x – координата точки в напрямку прокатки.

Повний напружено-деформований стан матеріалу в будь-якій точці описується тензором деформацій другого порядку. У декартовій системі координат він представлений матрицею, що містить дев'ять компонентів (2):

$$\varepsilon_{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_{zz} \end{bmatrix}, \quad (2)$$

де ε_{xx} , ε_{yy} , ε_{zz} – нормальні деформації (розтягнення/стискання) вздовж відповідних осей; ε_{xy} , ε_{yz} , ε_{zx} – компоненти зсувних деформацій.

Враховуючи властивість симетрії тензора деформацій ($\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji}$), кількість незалежних компонентів зменшується до шести, що спрощує розрахунки в системах чисельного моделювання (зокрема QForm). При цьому додатне значення поздовжньої деформації ($\varepsilon_{xx} > 0$) вказує

на розтягнення волокон матеріалу, від'ємне ($\varepsilon_{xx} < 0$) – на їх стискання, а нульове значення відповідає нейтральній лінії деформації.

Специфіка процесу безперервного валкового формування полягає в тому, що величина поздовжніх деформацій не є постійною. Вона змінюється циклічно, досягаючи пікових значень безпосередньо в зоні деформації (у валках) та частково релаксуючи (зменшуючись за модулем) під час проходження металу через міжклітьові проміжки. Саме амплітуда цих пікових значень та залишкова деформація після релаксації є головними критеріями оцінки якості профілю.

Ключовим параметром при розробці технології формотворення є гранична деформація втрати стійкості (англ. *Buckling Limit Strain*, далі – BLS). Це критичне значення поздовжньої деформації, досягнення якого в одній формувальній клітці призводить до незворотної втрати стійкості кромки [13]. Величина BLS залежить від товщини матеріалу, ширини полиці та механічних властивостей заготовки. Критично важливо, щоб пікові значення нормальної деформації вздовж осі профілювання не перевищували BLS для конкретного матеріалу.

Визначальним фактором виникнення геометричних дефектів (зокрема, хвилястості кромки) є характер розподілу поздовжніх деформацій у полиці профілю. У дослідженні [14] зазначено, що існуючі спрощені аналітичні моделі часто не здатні коректно передбачити пікові значення та розподіл деформацій, особливо у зонах переходу. Аналітичні розрахунки, що припускають «ідеальну» форму без дефектів, мають низьку кореляцію з реальними фізичними процесами у випадках значних деформацій. Це обґрунтовує необхідність використання повноцінного скінченно-елементного моделювання для верифікації результатів.

У нашому дослідженні аналітичний модуль UBECO PROFIL використовувався лише для попереднього розрахунку траєкторії (калібровки). Детальний аналіз напружено-деформованого стану та оцінку ризику хвилеутворення проведено в середовищі QForm, що дозволило виявити критичні зони, які не враховуються аналітичними алгоритмами.

Об'єктом дослідження обрано процес валкового формування гнучого профілю типу «швелер» (U-channel) розмірами $120 \times 60 \times 6$ мм з кінцевим радіусом згину 10 мм. Матеріалом заготовки слугує конструкційна вуглецева Сталь 10. У налаштуваннях моделювання задано наступні механічні властивості: межа плинності $\sigma_T = 210$ МПа, тимчасовий опір $\sigma_B = 340$ МПа, відносне видовження $\delta = 30$ %.

Дослідження проводилося у два етапи:

- перший етап - геометричне проектування (CAD);
- другий етап - чисельне моделювання (CAE).

На першому етапі в програмному комплексі UBECO PROFIL було розроблено схему калібрування валків та створено квіткову модель (flower pattern) формотворення профілю (рис. 1), що складається з 12 технологічних переходів, міжклітьова відстань 1000 мм. Причому, для уникнення пруження останні 4-рі переходи мають наступні кути підгинання $88^\circ \rightarrow 80^\circ \rightarrow 88^\circ \rightarrow 90^\circ$, передостанній перехід має поверхні валків не циліндричної форми, а з радіусом 1718 мм.

Для зменшення впливу різниці окружних швидкостей по висоті робочих ділянок верхнього та нижнього валків було застосовано кути або ділянки звільнення. Ці елементи калібрування необхідні також для зменшення відносного ковзання – різниці швидкостей між поверхнею валка та металевою штабою в зоні контакту. Це дозволяє знизити енергетичні втрати на тертя та запобігти пошкодженню поверхні виробу. Наявність ділянок звільнення є особливо важливою при профілюванні високих профілів, де формування відбувається поетапно, а різниця швидкостей є найбільш суттєвою.

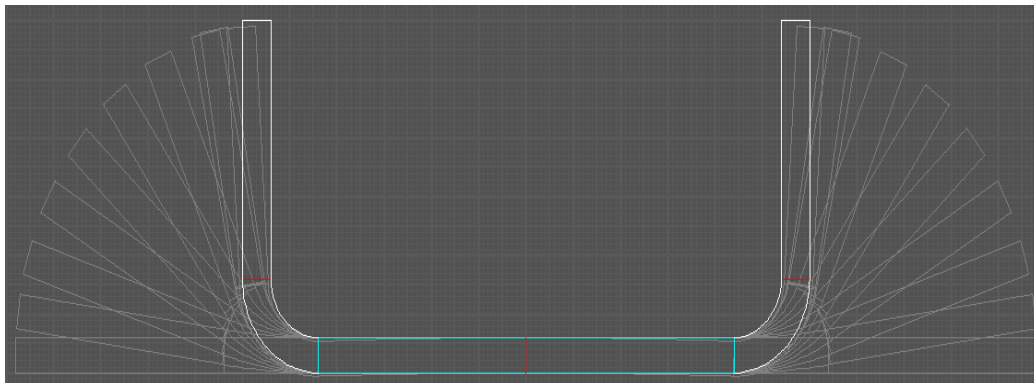


Рис. 1. Квіткова модель (flower pattern) формотворення профілю типу «швелер» за 12 переходів: $0^\circ \rightarrow 8^\circ \rightarrow 18^\circ \rightarrow 30^\circ \rightarrow 42^\circ \rightarrow 54^\circ \rightarrow 66^\circ \rightarrow 78^\circ \rightarrow 88^\circ \rightarrow 80^\circ \rightarrow 88^\circ \rightarrow 90^\circ$

Для попередньої оцінки якості калібрування виконано аналіз напружень за допомогою модуля Profile Stress Analysis (далі PSA). Результати розрахунку в UBECO PROFIL (рис. 2) показали, що теоретичні поздовжні напруження на кромці смуги не перевищують 11 % від границі плинності матеріалу. Це свідчить про геометричну коректність розробленої траєкторії руху металу («ідеальний потік») без врахування фізичних нелінійностей.

Stress related to the yield stress:

Band edge only Material Сталь 10 Re = 210 MPa

Center Line Forming

	%	Ps	%
1	1	1	1
3	2	3	3
3	3	3	3
5	4	5	5
10	5	10	10
11	6	11	11
10	7	10	10
11	8	11	11
11	9	11	11
7	10	7	7
5	11	5	5
0	12	0	0

Рис. 2. Розрахунковий розподіл відносних поздовжніх напружень на кромці смуги для Сталі 10 (аналіз PSA в UBECO PROFIL) при міжклітьовій відстані 1000 мм

На другому етапі, для врахування реальних фізичних факторів, таких як пружно-пластичні властивості матеріалу, контактне тертя та надлишкові деформації, геометрію інструменту було експортовано до середовища скінченно-елементного аналізу QForm.

В середовищі QForm було проведено серію симуляцій процесу формування з метою дослідження впливу геометричних параметрів стану на напружено-деформований стан заготовки. Для моделювання формотворення було застосовано методикку запропоновану в [15]. В якості змінного параметра було обрано міжклітьову відстань. Моделювання виконувалося для трьох варіантів відстані: 1000, 1200 та 1400 мм. При чому, як правило, для таких діаметрів поверхні кочення верхнього та нижнього валків (582,5 мм та 250 мм відповідно) міжклітьова відстань обирається 1200–1400 мм.

Основним критерієм оцінки якості профілю та ризику виникнення дефектів (хвилястості кромки) в даному аналізі симуляції було обрано величину та характер розподілу поздовжньої деформації ϵ_{xx} на кромці профілю вздовж осі профілювання X. Динаміку накопичення цих деформацій під час проходження смугою технологічних переходів при різних міжклітьових відстанях показано на рисунку 3.

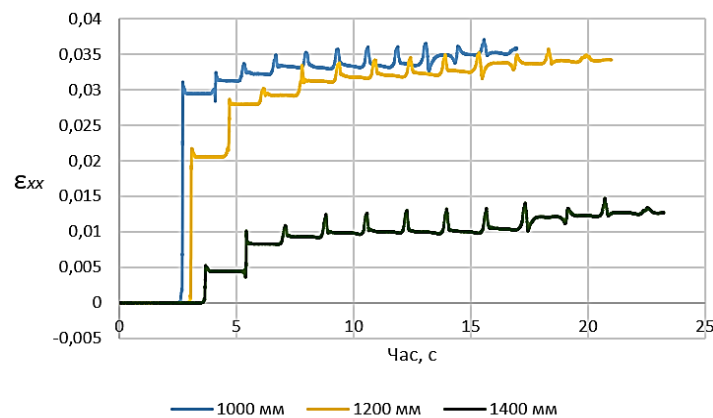


Рис. 3. Залежність поздовжньої деформації (ϵ_{xx}) на кромці профілю від часу формування для різних міжклітьових відстаней

Аналіз графічних залежностей, наведених на рис. 3, демонструє, що кінематика процесу та характер накопичення деформацій критично залежать від обраної геометричної схеми стана, зокрема від відстані між клітьми. При аналізі режиму з мінімальною відстанню 1000 мм (синя крива) фіксується різке, стрибкоподібне зростання амплітуди поздовжніх деформацій, яке швидко досягає критичного рівня 0,035 (3,5 %). Таке значення свідчить не просто про пружне напруження, а про глибоке пластичне перерозтягнення волокон кромки, оскільки воно значно перевищує межу плинності матеріалу. Це створює передумови для незворотного видо-вження кромки та появи дефекту «хвилястості» ще на ранніх етапах формування. Водночас, збільшення бази деформації до 1400 мм (зелена крива) дозволяє перетворити процес у більш «м'який» режим. Завдяки подовженню траєкторії руху металу пікові значення деформації знижуються майже втричі – до рівня 0,012 (1,2 %). Таке зниження інтенсивності навантаження забезпечує значно плавніший перехід смуги між калібрами, мінімізує накопичення залишкових напружень та гарантує стабільне формування профілю без ризику втрати стійкості полиць.

Окремої уваги заслуговує порівняння отриманих результатів із даними попереднього аналізу в модулі PSA (UBECO PROFIL). Як зазначалося вище, геометричний розрахунок прогнозував максимальні напруження на рівні 11 % від границі плинності, що передбачало роботу виключно в пружній зоні. Натомість чисельне моделювання в QForm зафіксувало наявність значних пластичних деформацій.

Така суттєва розбіжність пояснюється фундаментальними відмінностями в алгоритмах. Модуль PSA базується на моделі «ідеального потоку», розраховуючи теоретичну різницю довжин траєкторій без урахування силових факторів. Цей метод ігнорує енергію, витрачену на надлишкові деформації – викривлення металу, які не є геометрично необхідними, але виникають через опір матеріалу та ефекти зворотної натяжки між клітьми. Моделювання методом скінченних елементів в QForm враховує ці фізичні аспекти, а також контактне тертя, демонструючи, що в реальних умовах кромка профілю зазнає значно більшого розтягнення. Це підтверджує, що розробка технології профілювання валковим формуванням гнутих профілів, що базується виключно на аналітичних розрахунках не забезпечує необхідної точності.

Важливо також зазначити, що виявлені в ході моделювання методом скінченних елементів флуктуації (коливання) напружено-деформованого стану кромки є джерелом динамічної нестабільності смуги в калібрі. Фізично ці періодичні зміщення кромки та зміна сил тертя генерують механічні вібрації технологічної системи «валки–смуга». Оскільки амплітуда цих вібрацій корелює з величиною поздовжньої деформації, це відкриває можливість використання вібраційного моніторингу для непрямого контролю технологічного процесу. Відстежуючи параметри вібрації на станині кліті, кромці заготовки під час профілювання, стає можливим виявляти початок втрати стійкості (хвилеутворення) в режимі реального часу та оперативно коригувати налаштування стана.

ВИСНОВКИ

Встановлено розбіжність між результатами аналітичного та чисельного підходів при моделюванні валкового формування швелера зі Сталі 10. Доведено, що геометричний метод (реалізований в UBECO PROFIL) схильний ідеалізувати процес, прогнозуючи роботу матеріалу переважно в пружній зоні. Натомість скінченно-елементний аналіз (QForm) виявляє значні пластичні деформації, що виникають внаслідок дії факторів тертя та надлишкових деформацій, які ігноруються спрощеними моделями.

Підтверджено значну роль величини міжклітьової відстані у забезпеченні геометричної точності профілю. Чисельне моделювання показало, що збільшення бази деформування з 1000 мм до 1400 мм дозволяє знизити пікові значення поздовжньої деформації з критичного рівня 3,5 % до безпечних 1,2 %. Це забезпечує стабільність процесу формування та усуває ризик виникнення дефекту «хвилястість кромки».

На основі отриманих даних сформульовано рекомендацію застосовувати комбіновану стратегію розробки технології валкового формування гнутих профілів:

- використання аналітичних інструментів (типу UBECO PROFIL) для швидкого синтезу калібрування та розрахунку траєкторії;
- обов'язкова верифікація кінематичних параметрів за допомогою скінченних елементів (типу QForm) для виявлення прихованих зон ризику та перевірки напружено-деформованого стану.

Перспективи подальших досліджень Моделювання виявило наявність локальних піків поздовжньої деформації, які є передвісниками втрати стійкості, але не фіксуються аналітичними методами. Це обґрунтовує необхідність подальших досліджень, спрямованих на:

- встановлення кореляції між розрахунковими піками деформацій та параметрами вібрації клітей стану для створення системи оперативного вібромоніторингу;
- розробку методики раціоналізації калібрування для «згладжування» епюру деформацій, що стане базою для впровадження систем адаптивного керування процесом.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ / REFERENCES

1. Wang J., Liu H. M., Li S. F., Chen W. J. Cold roll forming process design for complex stainless-steel section based on COPRA and orthogonal experiment. *Materials*. 2022. 15(22). 8023, <https://doi.org/10.3390/ma15228023>.
2. Simonetto E., Ghiotti A., Bruschi S. Agile manufacturing of complex shaped bent profiles by incremental deformation. *Manufacturing Letters*. 2023. 36. pp. 40–43, <https://doi.org/10.1016/j.mfglet.2023.01.004>.
3. Sun Y., Sedlmaier A., Guo Q., Zhang D., Xia H., Cu S., Dong J., Ren Y. Flexible 3D Profile Roll Forming Technology. Flexible Metal Forming Technologies. *Springer Nature Singapore*. 2022. pp. 161–225, https://doi.org/10.1007/978-981-19-1348-8_5.
4. Ren Y., Rubaiee S., Ahmed A., Othman A. M., Arora S. K. Multi-objective optimization design of steel structure building energy consumption simulation based on genetic algorithm. *Nonlinear Engineering*. 2022. 11(1). pp. 20–28, <https://doi.org/10.1515/nleng-2022-0012>.
5. Mohammadi Najafabadi H., Moslemi Naeini H., Safdarian R., Kasaei M. M., Akbari D., Abbaszadeh B. Effect of forming parameters on edge wrinkling in cold roll forming of wide profiles. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2885-x>.
6. Halmos G. T. Roll forming handbook. Boca Raton: CRC Press, Taylor & Francis Group. 2006. 584 p., <https://doi.org/10.1201/9781420030693>.
7. Liang J., Chen C., Liang C., Li Y., Chen G., Wang A. One-time roll-forming technology for high-strength steel profiles with section. *Advances in Materials Science and Engineering*. 2019. Article ID 6505914. 10 p., <https://doi.org/10.1155/2019/6505914>.
8. Safdarian R., Moslemi Naeini H. The effects of forming parameters on the cold roll forming of channel section. *Thin-Walled Structures*. 2015. 92. pp. 130–136, <https://doi.org/10.1016/j.tws.2015.03.002>.
9. Suckow T., Schroeder J., Groche P. Roll forming of a high strength AA7075 aluminum tube. *Production Engineering*. 2021. 15(5). pp. 573–586, <https://doi.org/10.1007/s11740-021-01046-2>.
10. Yue M., Zhang J., Xiao B., et al. Numerical and experimental analysis of edge wave defect control during TA2 circular tube cold roll forming. *Engineering Reports*. 2024. 6(11). e12913, <https://doi.org/10.1002/eng2.12913>.
11. Hui X., Wang X. Forming quality analysis on the cold roll forming C-channel steel. *Materials*. 2018. 11(10). 1911, <https://doi.org/10.3390/ma11101911>.
12. Sreenivas A., Abeyrathna B., Rolfe B., Weiss M. Longitudinal strain and wrinkling analysis of variable depth flexible roll forming. *Journal of Manufacturing Processes*. 2022. 81. pp. 414–432, <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2022.06.063>.

13. Farzin M., Salmani Tehrani M., Shameli E. Determination of buckling limit of strain in cold roll forming by the finite element analysis. *Journal of Materials Processing Technology*. 2002. 125–126. pp. 626–632, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00357-6](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00357-6).

14. Soyaslan M. The effects of roll forming pass design on edge stresses. *Sigma Journal of Engineering and Natural Sciences*. 2018. 36(3). pp. 677–691.

15. Babai Yu. V., Yavtushenko A. V., Hubskeyi S. O., Kulyk H. H. Simulation of roll forming for U-shaped bent profiles. *Theory and Practice of Metallurgy*. 2025. (2). pp. 75–79, <https://doi.org/10.15802/tpm.2.2025.11>.

Babai Y., Hubskeyi S., Yavtushenko A., Koshkarov Y., Natarov M. Comparative analysis of analytical and numerical methods for defect prediction in u-channel roll forming.

The aim of this study is to improve the accuracy of prediction and prevention of shape defects (specifically edge buckling) in the production of open-type roll-formed profiles by refining the methodology for stress-strain state analysis. Based on a comparative study of analytical and numerical modeling methods, the necessity of considering real physical factors of the process, such as contact friction and redundant deformation energy, is substantiated. It is established that geometric calculation methods tend to underestimate actual stress levels by predicting deformation within the elastic zone, whereas finite element analysis reveals critical zones of plasticity. Theoretical studies were conducted on the roll forming process of a U-channel made of Steel 10 using CAE systems. Finite element models of metal behavior in the forming stands were developed, allowing for an investigation into the dynamics of longitudinal strain accumulation at the profile edge. Based on the analysis of the obtained models, the influence of the roll forming mill's geometric parameters on product quality was determined. The feasibility of increasing the inter-stand distance as an effective method for mitigating wave formation has been proven. A comparative analysis of simulation results for various kinematic schemes showed that rationalizing the deformation base from 1000 mm to 1400 mm ensures a reduction in peak longitudinal strain values from 3.5 % to 1.2 %, thereby guaranteeing process stability and the absence of defects.

Keywords: roll forming, U-channel, stress-strain state, finite element method, longitudinal strain, forming stand, roll pass design.

Бабай Юрій Володимирович – аспірант НТУ «ХПІ»

Babay Yuriy – Graduate student NTU «KhPI»

E-mail: urababay@gmail.com

ORCID: <http://orcid.org/0009-0002-1882-0472>

Губський Сергій Олександрович – канд. техн. наук, доцент НТУ «ХПІ»

Hubskeyi Serhii – Candidate of Technical Science, Associate Professor NTU «KhPI»

E-mail: gubskiyso@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7797-9139>

Явтушенко Андрій Володимирович – аспірант НТУ «ХПІ»

Yavtushenko Andrii – Graduate student NTU «KhPI»

E-mail: andrii.yavtushenko@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0009-0007-9829-5482>

Кошкарів Юрій Юрійович – канд. техн. наук, ст. науковий співробітник, НТУ «ХПІ»

Koshkarov Yuriy – Candidate of Technical Science, Senior Researcher NTU «KhPI»

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-1430-0154>

Натаров Микита Вячеславович – аспірант НТУ «ХПІ»

Natarov Mykyta – Graduate student NTU «KhPI»

E-mail: nikitanatarov@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0009-0009-3409-3376>.

НТУ «ХПІ» – Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», м. Харків
NTU «KhPI» – National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute», Kharkiv

Стаття надійшла до редакції 05.05.2025

Тітов В. А.
Лаврінєнков А. Д.
Власюк І. А.

АНАЛІТИЧНИЙ ОПИС ПРОЦЕСУ ГАРЯЧОГО ПРОКАТУВАННЯ МЕТОДОМ ПЛАСТИЧНОЇ ТЕЧІЇ

Аналiтичним та чисельним методами досліджено напружено-деформований стан металу в осередку деформації при гарячому прокатуванні. Актуальність роботи зумовлена необхідністю підвищення точності інженерних розрахунків параметрів прокатування багатошарових і товстих заготовок, для яких класичні одновимірні моделі не відображають реальної неоднорідності пластичної течії металу по товщині. Метою дослідження є розробка аналітичного методу оцінювання середніх і нормальних напружень в осередку деформації на основі теорії пластичної течії з використанням наперед заданого кінематично допустимого поля швидкостей. У роботі виконано аналітичний огляд сучасних підходів до моделювання процесу прокатування, зокрема методу балансу сил та методу верхньої оцінки. Запропоновано плоску модель течії металу з нелінійним розподілом компонент швидкостей переміщень у зоні контакту з валками. На основі рівняння нерозривності отримано швидкості деформацій та визначено інтенсивність швидкостей деформацій у всьому об'ємі осередку. Положення нейтрального перерізу встановлено з умови балансу зовнішніх сил, що діють на штабу. Для ідеально пластичного матеріалу визначено коефіцієнт жорсткості, середні та нормальні напруження шляхом інтегрування рівнянь пластичної течії з урахуванням граничних умов на вході в осередок деформації. Для перевірки достовірності аналітичних результатів виконано чисельне моделювання процесу прокатування методом скінченних елементів у середовищі Abaqus CAE. Отримано розподіли середніх напружень та порівняно їх із аналітичними залежностями в площині симетрії штаби. Встановлено кількісне співвідношення напружень на вході та виході з осередку деформації та якісну відповідність характеру їх розподілу по довжині осередку. Отримані результати можуть бути використані для інженерного аналізу процесів гарячого прокатування багатошарових зразків та зразків в оболонках, а перспективи подальших досліджень пов'язані з урахуванням впливу контактної тертя на кінематичне поле, температурної неоднорідності, реальних законів зміцнення матеріалу та розширенням методу на задачі багатошарового прокатування.

Ключові слова: гаряче прокатування, осередок деформації, пластична течія, напружено-деформований стан, поле швидкостей, аналітичне моделювання, метод скінченних елементів, середні напруження.

В останні роки все більше уваги приділяється аналітичним методам пластичної течії металу, який ґрунтується на загальних рівняннях механіки суцільного середовища з використанням полів швидкості переміщень матеріальних частинок в осередку деформації.

В даній роботі проаналізовано існуючі підходи визначення технологічних параметрів та напружено-деформованого стану металу при процесах прокатування листового металу та тонких штаб. Процесу прокатки присвячено велику кількість наукових публікацій вітчизняних та закордонних авторів. Фундаментальний внесок у розробку теорії та технології листового прокатування зробили науковці В. Л. Мазур, А. В. Ноговіцин, А. П. Грудєв, К.О. Гогаєв та інші [1–4]. У їхніх працях, що базуються на теоріях Кармана та Целікова, глибоко опрацьовано питання енергосилових параметрів, удосконалення розрахункових методик з урахуванням умов тертя та мастила, а також аналізу стійкості процесу тонколистового прокатування. Особлива увага в цих дослідженнях приділялася адаптації аналітичних рішень до реальних виробничих умов та ресурсозбереженню.

Паралельно, як зазначається в оглядах Р. Montmitonnet [5] та J.G. Lenard [6], у світовій науці поряд з класичними методами балансу сил розвивалися методи аналізу, засновані на енергетичних принципах. Широкого застосування набув метод верхньої оцінки (Upper Bound Method). Низка дослідників [7–16] незалежно розробили варіацію підходів для моделювання процесу прокатування.

На сучасному етапі, як у вітчизняних, так і в закордонних дослідженнях, спостерігається тенденція використання чисельних підходів (зокрема МСЕ), які дозволяють враховувати неоднорідність розподілу температур та ефекти розвитку деформації у товстих плитах. Однак, наявні аналітичні методи часто дають лише усереднену оцінку і не дозволяють

повною мірою описати НДС при прокатуванні специфічних багатошарових систем, що обумовлює необхідність подальших досліджень.

Метою даної роботи є спроба розробки аналітичної моделі на основі теорії пластичної течії, який опирається на попередньо побудований розподіл швидкостей. Використання методу пластичної течії дозволяє визначити переміщення фізичних матеріальних точок, оцінити нормальні та відповідно середні напруження в осередку деформацій досліджуваного матеріалу при пластичній деформації. Це забезпечує ефективність використання при аналізі процесів структурно-неоднорідних суцільних середовищ – композиційних матеріалів.

При побудові розподілу розглянуто плоску задачу. Прийняті позначення та координатна система позначені на рис. 1.

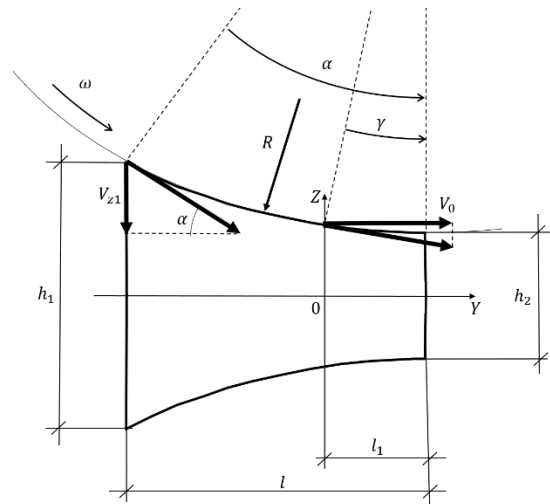


Рис. 1. Розрахункова схема осередку деформації при прокатці:

Y, Z – координатні осі, R – радіус валків, ω – кутова швидкість валків, α – кут захоплення, γ – нейтральний кут, l – довжина осередку деформації, l_1 – відстань від нейтрального перерізу до виходу з осередку, V_{z1} – вертикальна компонента швидкості на початку контакту, V_0 – лінійна швидкість валків, h_1 – товщина штаби перед прокатуванням, h_2 – товщина штаби після прокатування.

Розподіл вертикальної компоненти швидкості металу на контакті вибрано лінійним та рівним нулю на виході з осередку (рис. 2):

$$v_z(y, z) = -\frac{V_{z1}}{l}(l_1 - y).$$

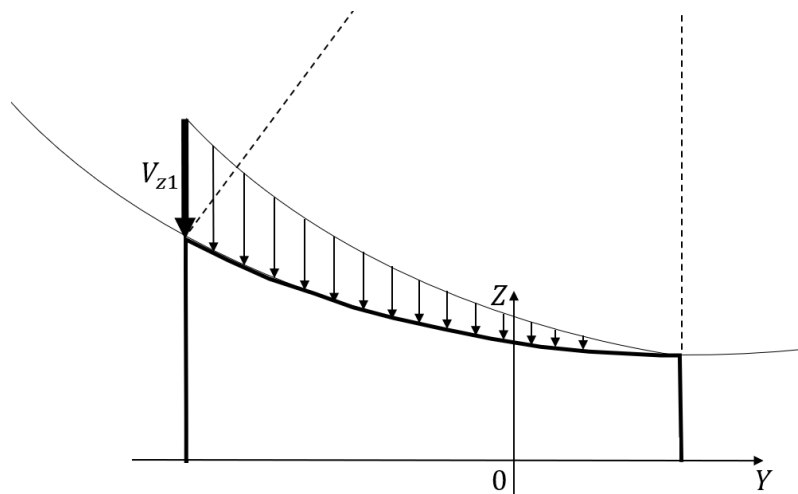


Рис. 2. Розподіл вертикальної компоненти швидкості металу на контакті

Очевидною є умова рівності нулю вертикальної компоненти швидкості в площині симетрії штаби (вісь Y на Рис. 2). Оскільки штаба є дзеркальною відносно цієї площини, затухання компоненти v_z від контакту до площини симетрії має задаватися непарною функцією $\Psi(z)$, при чому $\Psi(0) = 0, \Psi(\pm h_1/2) = \pm 1$. Таким чином залежність $v_z(y, z)$ вибрано наступною:

$$v_z(y, z) = -\frac{V_{z1}}{l} (l_1 - y) \cdot \Psi(z) = -\frac{V_{z1}}{l} (l_1 - y) \cdot \left(3 \frac{z}{h_1} - 4 \frac{z^3}{h_1^3} \right),$$

де кубічний член є необхідним для утворення залежності v_y не тільки від координати y , а й від z . Використовуючи рівняння нерозривності, отримано

$$v_y(y, z) = \frac{V_{z1}}{l} \left(y l_1 - \frac{y^2}{2} \right) \left(\frac{3}{h_1} - 12 \frac{z^2}{h_1^3} \right) + V_0$$

Схематично, графіки розподілу швидкостей переміщень зображено на рисунках 3–4.

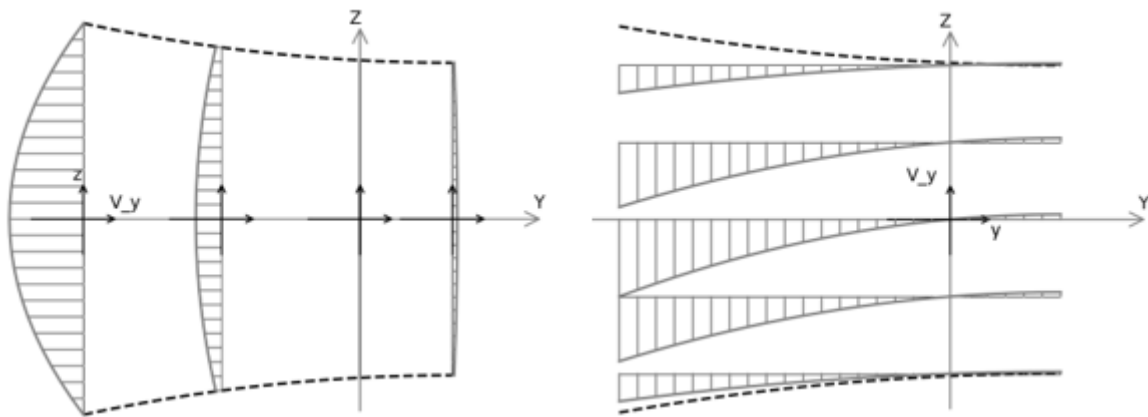


Рис 3. Розподіл швидкості v_y в осередку деформації: штрихові лінії – зони контактів з валками. Зліва – розподіл v_y по висоті перерізу (від координати z) в різних поперечних площинах, справа – розподіл v_y по довжині осередку (від координати y) в площині симетрії штаби.

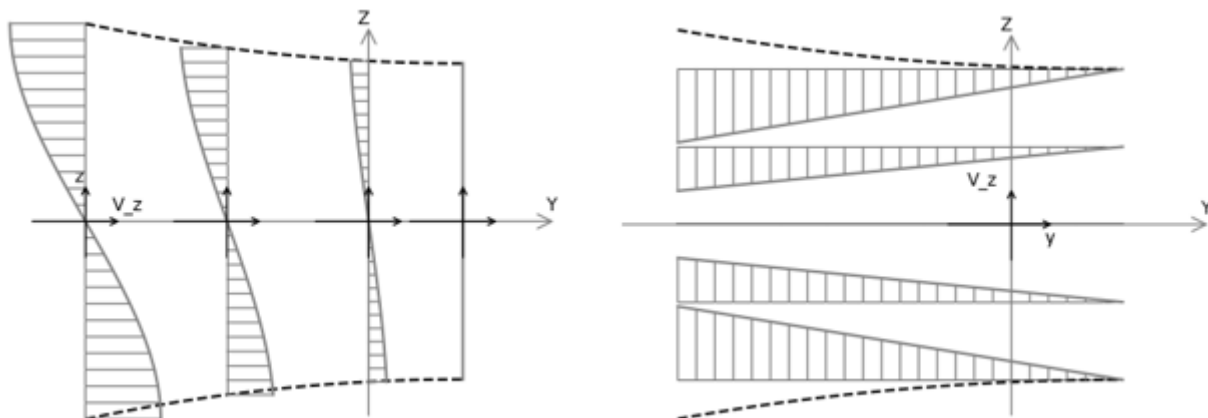


Рис. 4. Розподіл швидкості v_z в осередку деформації: штрихові лінії – зони контактів з валками. Зліва – розподіл v_z по висоті перерізу (від координати z) в різних поперечних площинах, справа – розподіл v_z по довжині осередку (від координати y) в площинах на різних висотах по штабі.

Швидкості деформацій (графічно на рис. 5)

$$\begin{aligned} \epsilon_{yy} &= -\epsilon_{zz} = \frac{V_{z1}}{l} (l_1 - y) \left(\frac{3}{h_1} - 12 \frac{z^2}{h_1^3} \right) \\ \epsilon_{yz} &= \frac{\partial V_y}{\partial z} + \frac{\partial V_z}{\partial y} = \frac{V_{z1}}{l} \left(y l_1 - \frac{y^2}{2} \right) \left(-24 \frac{z}{h_1^3} \right) + \frac{V_{z1}}{l} \left(3 \frac{z}{h_1} - 4 \frac{z^3}{h_1^3} \right) \end{aligned}$$

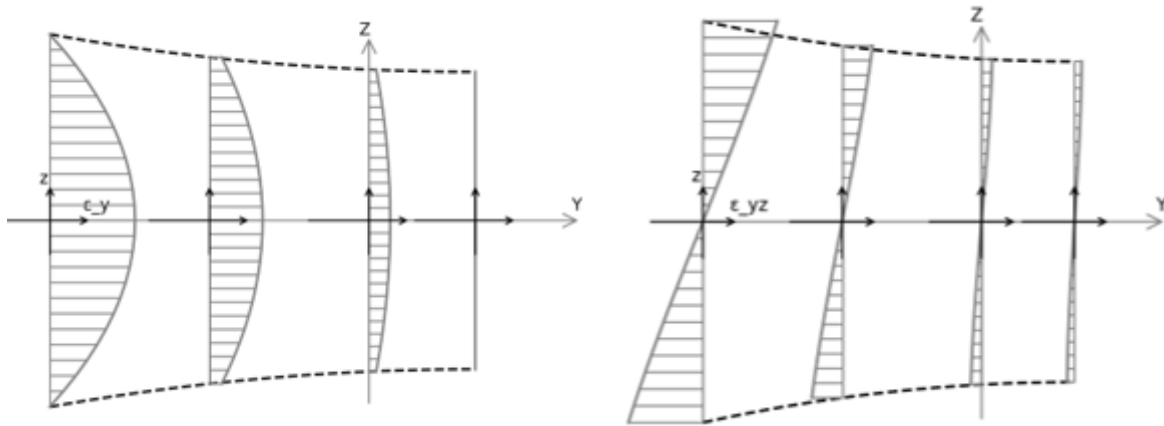


Рис. 5. Розподіл швидкості деформації ϵ_y та ϵ_{yz} в осередку деформації: штрихові лінії – зони контактів з валками. Зліва – розподіл ϵ_y , справа – розподіл ϵ_{yz} по висоті осередку (в залежності від координати z) в різних перерізах.

Положення нейтрального перерізу знайдено з умови балансу сил. Цей метод описаний в роботі Василева Я.Д. і Мінаєва О.А. [17], де отримано формулу:

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f_y} \right),$$

де γ – нейтральний кут, α – кут захоплення штаби, f_y – коефіцієнт тертя.

Тоді для відстані l_1 отримано вираз:

$$l_1 = R\gamma = \frac{l}{2} \left(1 - \frac{l}{2Rf_y} \right)$$

Інтенсивність швидкостей деформації (графічно на рис. 6)

$$\begin{aligned} \epsilon_i &= \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_{xx} - \epsilon_{yy})^2 + (\epsilon_{yy} - \epsilon_{zz})^2 + (\epsilon_{zz} - \epsilon_{xx})^2 + \frac{3}{2}(\epsilon_{xy}^2 + \epsilon_{yz}^2 + \epsilon_{zx}^2)} \\ &= [\epsilon_{xx} = \epsilon_{xy} = \epsilon_{zx} = 0, \epsilon_{yy} = -\epsilon_{zz}] = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{4\epsilon_{yy}^2 + \epsilon_{yz}^2} \\ &= \frac{V_{z1}}{lh^3\sqrt{3}} \sqrt{36(l_1 - y)^2(h_1^2 - 4z^2)^2 + z^2(12y^2 - 24l_1y + 3h_1^2 - 4z^2)^2} \end{aligned}$$

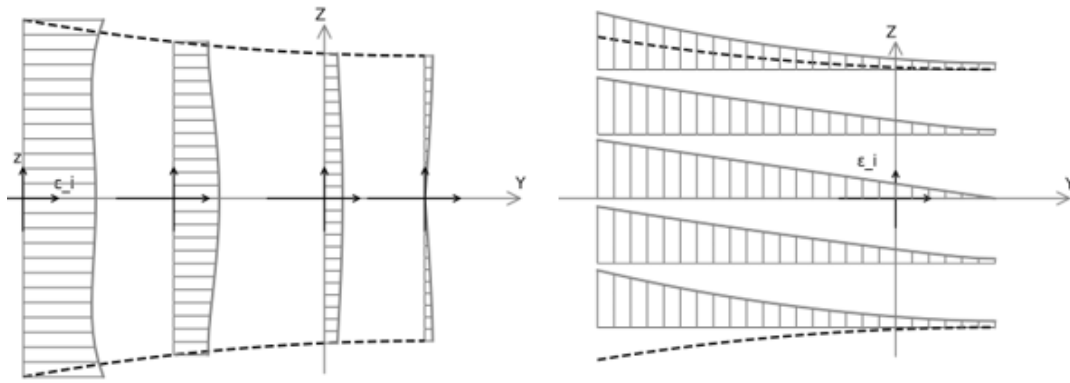


Рис. 6. Розподіл інтенсивності швидкостей деформацій ϵ_i в осередку деформації: штрихові лінії – зони контактів з валками. Зліва – розподіл по висоті осередку (в залежності від координати z), справа – по довжині (в залежності від координати y).

Коефіцієнт жорсткості

$$\mu_i = \frac{\sigma_i}{3\epsilon_i},$$

де σ_i – інтенсивність напружень, ϵ_i – інтенсивність швидкостей деформації.

Для спрощення розрахунку, матеріал прийнято ідеально пластичним, тобто $\sigma_i = \sigma_s$, де σ_s – границя текучості матеріалу зразка.

Середні напруження в осередку деформації знайдено інтегруванням

$$\sigma = \int \frac{\partial \sigma}{\partial x} dx + \int \frac{\partial \sigma}{\partial y} dy + \int \frac{\partial \sigma}{\partial z} dz,$$

де частинні похідні $\frac{\partial \sigma}{\partial x}$, $\frac{\partial \sigma}{\partial y}$ та $\frac{\partial \sigma}{\partial z}$ отримуються із загального рівняння пластичної течії

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma}{\partial x} &= -\mu_i \Delta V_x - 2 \frac{\partial \mu_i}{\partial x} \epsilon_x - \frac{\partial \mu_i}{\partial y} \epsilon_{xy} - \frac{\partial \mu_i}{\partial z} \epsilon_{xz} \\ \frac{\partial \sigma}{\partial y} &= -\mu_i \Delta V_y - \frac{\partial \mu_i}{\partial x} \epsilon_{xy} - 2 \frac{\partial \mu_i}{\partial y} \epsilon_y - \frac{\partial \mu_i}{\partial z} \epsilon_{yz} \\ \frac{\partial \sigma}{\partial z} &= -\mu_i \Delta V_z - \frac{\partial \mu_i}{\partial x} \epsilon_{xz} - \frac{\partial \mu_i}{\partial y} \epsilon_{yz} - 2 \frac{\partial \mu_i}{\partial z} \epsilon_z \end{aligned}$$

Нормальні напруження отримано з формул:

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= \sigma \\ \sigma_{yy} &= \sigma + 2\mu_i \epsilon_{yy} \\ \sigma_{zz} &= \sigma + 2\mu_i \epsilon_{zz} \end{aligned}$$

Перед входом металу в осередок зовнішній обтиск відсутній. Тому для визначення константи інтегрування вибрано граничну умову

$$\sigma_{yy}(y = l_1 - l) = 0$$

Для валідації отриманих аналітичних напружень проведено чисельне моделювання плоскої задачі процесу прокатування в студентській версії Abaqus CAE. Чисельна модель штаби та валків перед розрахунком та після зображені на рисунку 7. Розглянуто половину

штаби та один валок, внаслідок симетрії задачі. Прийняті параметри системи: валки абсолютно жорсткі, обертаються зі швидкістю 1.74 рад/с; початкова товщина штаби – 10 мм, кінцева – 8.5 мм; матеріал прийнято ідеально пластичним, модуль Юнга – 200 ГПа, межа пластичності – 50 МПа; коефіцієнт тертя між валком та штабою – 0.2.

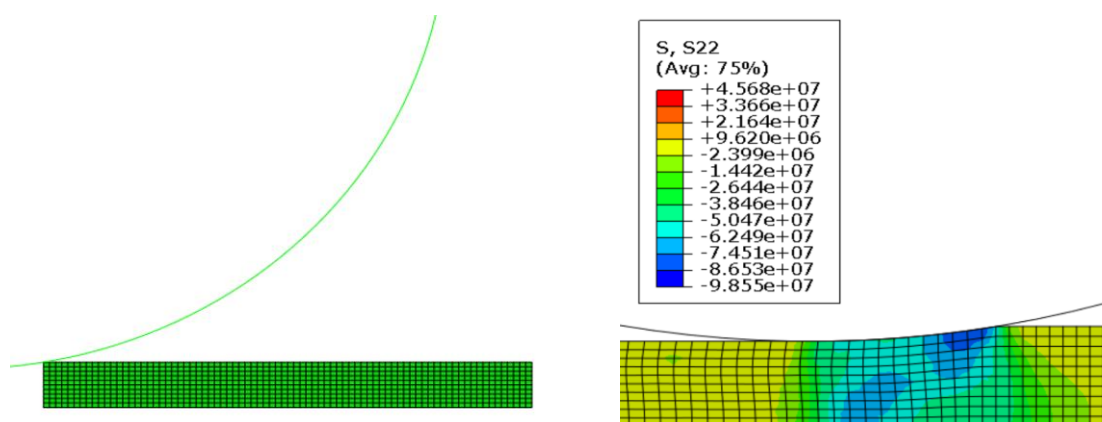


Рис. 7. Чисельна модель: зліва – до розрахунку, справа – розподіл вертикальних нормальних напружень після проведення розрахунку.

Обравши такі ж параметри і при аналітичному розрахунку, отримано середні напруження для обох методів. На рисунку 8 зображено порівняння напружень в площині симетрії штаби.

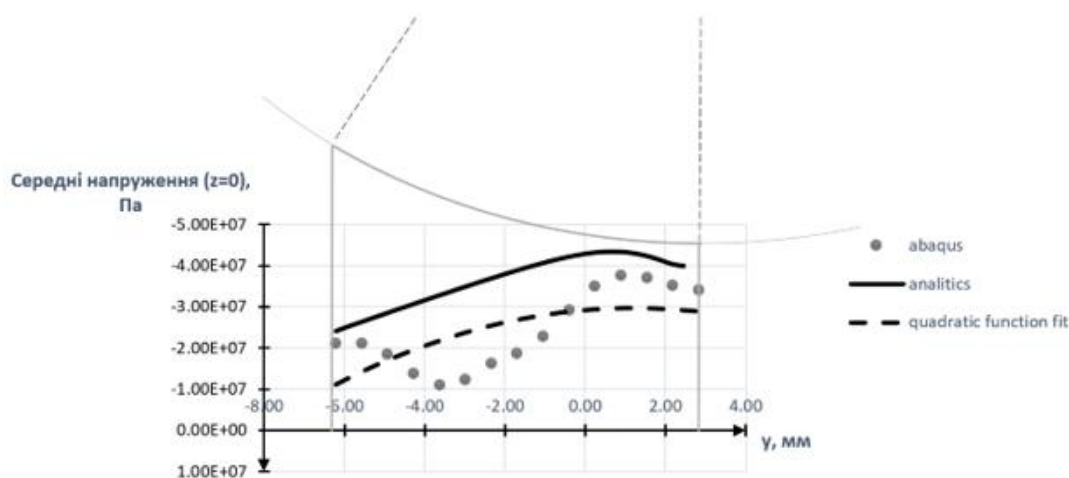


Рис. 8. Порівняння розподілу середніх напружень аналітичного та чисельного методів в площині симетрії.

ВИСНОВКИ

Опираючись на теорію пластичної течії, побудовано метод аналітичного розрахунку середніх напружень в осередку деформації при прокатуванні. Для вибраних конкретних параметрів системи розраховано розподіл напружень. Для валідації отриманих результатів проведено чисельне моделювання процесу прокатування з тими ж параметрами. Результати порівняння середніх напружень в площині симетрії показують кількісне співпадіння величин напружень на початку ($\sim 0.1l$) та в кінці ($\sim 0.2l$) осередку деформації, з максимальним відхиленням $\sim 20\%$ в цих зонах. Спостерігається якісне співпадіння між аналітичним розподілом та квадратичною апроксимацією розподілу чисельного розрахунку, при цьому середнє відхилення між ними складає $\sim 50\%$.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Mazur V. L. Современные задачи теории и технологии прокатки: возможности и пути решения. *New technologies and achievements in metallurgy, material engineering, production engineering and physics: collective monograph*. Chestochowa. 2017. Series: Monografie № 286. pp. 218–223.
2. Mazur V. L., Ноговицын А. В. Теория и технология тонколистовой прокатки (численный анализ и технические приложения). Днепропетровск: РВА «Дніпро-VAL». 2012. 500 с.
3. Mazur V. L. Материаловедческие основы, состояние и перспективы развития теории и технологии тонколистовой прокатки. *Физико-технологические проблемы современного материаловедения*. Киев: Академперіодика. 2013. Т. 1. С. 289–301.
4. Mazur V. L. Состояние и перспективы развития теории и технологии тонколистовой прокатки. *Обработка металлов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2012. С. 136–141.
5. Montmitonnet P., Buessler P. A Review on Theoretical Analyses of Rolling in Europe. *ISIJ International*. 1991. Vol. 31, pp. 525-538.
6. Lenard J. G. *Primer on Flat Rolling*. Elsevier. 2014. Chapter 5: Mathematical and Physical Modelling of the Flat Rolling Process.
7. Jiang L. The mechanical parameters modeling of heavy steel plate snake/gradient temperature rolling with the same roll diameters. *Metallurgical Research and Technology*. 2020. Vol. 117, no. 3.
8. Alexander J. M. On the theory of rolling. *Proceedings of the Royal Society of London*. 1972. Vol. 326, pp. 535-563.
9. Zhao D. Rolling With Simplified Stream Function Velocity and Strain Rate Vector Inner Product. *Journal Of Iron And Steel Research, International*. 2012. Vol. 19, pp. 20-24.
10. Oh S. I., Kobayashi S. An Approximate Method for a Three-Dimensional Analysis of Rolling. *International Journal of Mechanical Sciences*. 1975. Vol. 17, pp. 293-305.
11. Sezek S. Analysis of cold and hot plate rolling using dual stream functions. *Materials & Design*. 2008. Vol. 29, pp. 584-596.
12. Zhang S. Modeling of rolling force of ultra-heavy plate considering the influence of deformation penetration coefficient. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2019. Vol. 159, pp. 373-381.
13. Liu Y. M., Sun J., Wang Q. L. et al. Mathematical model for cold rolling based on energy method. *Meccanica*. 2016. Vol. 52, pp. 1–12.
14. You G., Li S., Wang Z. et al. A novel analytical model based on arc tangent velocity field for prediction of rolling force in strip rolling. *Meccanica*. 2020. Vol. 55.
15. Jiang L.-Y. The Central Strain Analytical Modeling and Analysis for the Plate Rolling Process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2021. Vol. 118, pp. 2873-2882.
16. Hao P., Liu J., Yao C. A Novel 2D Metal Flow Model for Hot Rolling of Aluminum Alloy Thick Plate. *Advances in Materials Science and Engineering*. 2022. Article ID 9742633.
17. Васильєв Я. Д., Мінаєв О. А. Теорія позовжньої прокатки. Донецьк: УНІТЕХ. 2009. 488 с.

REFERENCES

1. Mazur V. L. Modern problems of rolling theory and technology: opportunities and ways of solution. *New technologies and achievements in metallurgy, material engineering, production engineering and physics: collective monograph*. Chestochowa. 2017. Series: Monografie № 286. pp. 218–223.
2. Mazur V. L., Nogovitsyn A. V. Theory and technology of thin sheet rolling (numerical analysis and technical applications). Dnipropetrovsk: RVA "Dnipro-VAL". 2012. 500 p.
3. Mazur V. L. Materials science foundations, state and prospects of development of thin sheet rolling theory and technology. *Physico-technological problems of modern materials science*. Kyiv: Akadempriodyka. 2013. Vol. 1. pp. 289–301.
4. Mazur V. L. State and prospects of development of thin sheet rolling theory and technology. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA. 2012. pp. 136–141.
5. Montmitonnet P., Buessler P. A Review on Theoretical Analyses of Rolling in Europe. *ISIJ International*. 1991. Vol. 31, pp. 525–538.
6. Lenard J. G. *Primer on Flat Rolling*. Elsevier. 2014. Chapter 5: Mathematical and Physical Modelling of the Flat Rolling Process.
7. Jiang L. The mechanical parameters modeling of heavy steel plate snake/gradient temperature rolling with the same roll diameters. *Metallurgical Research and Technology*. 2020. Vol. 117, no. 3.
8. Alexander J. M. On the theory of rolling. *Proceedings of the Royal Society of London*. 1972. Vol. 326, pp. 535-563.
9. Zhao D. Rolling With Simplified Stream Function Velocity and Strain Rate Vector Inner Product. *Journal Of Iron And Steel Research, International*. 2012. Vol. 19, pp. 20-24.
10. Oh S. I., Kobayashi S. An Approximate Method for a Three-Dimensional Analysis of Rolling. *International Journal of Mechanical Sciences*. 1975. Vol. 17, pp. 293-305.
11. Sezek S. Analysis of cold and hot plate rolling using dual stream functions. *Materials & Design*. 2008. Vol. 29, pp. 584-596.
12. Zhang S. Modeling of rolling force of ultra-heavy plate considering the influence of deformation penetration coefficient. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2019. Vol. 159, pp. 373-381.

13. Liu Y. M., Sun J., Wang Q. L. et al. Mathematical model for cold rolling based on energy method. *Meccanica*. 2016. Vol. 52, pp. 1–12.
14. You G., Li S., Wang Z. et al. A novel analytical model based on arc tangent velocity field for prediction of rolling force in strip rolling. *Meccanica*. 2020. Vol. 55.
15. Jiang L.-Y. The Central Strain Analytical Modeling and Analysis for the Plate Rolling Process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2021. Vol. 118, pp. 2873-2882.
16. Hao P., Liu J., Yao C. A Novel 2D Metal Flow Model for Hot Rolling of Aluminum Alloy Thick Plate. *Advances in Materials Science and Engineering*. 2022. Article ID 9742633.
17. Vasyliiev Ya. D., Minaiev O. A. Theory of longitudinal rolling. Donetsk: UNITECH. 2009. 488 p.

Titov V., Lavrinenkov A., Vlasiuk I. Analytical description of the hot rolling process by the plastic flow method.

The stress-strain state of the metal in the deformation zone during hot rolling is investigated by analytical and numerical methods. The relevance of the work is due to the need to improve the accuracy of engineering calculations of rolling parameters for multilayer and thick billets, for which classical one-dimensional models do not reflect the real inhomogeneity of the plastic flow of metal along the thickness. The aim of the study is to develop an analytical method for estimating mean and normal stresses in the deformation zone based on the theory of plastic flow using a predetermined kinematically admissible velocity field. An analytical review of modern approaches to modeling the rolling process, in particular the force balance method and the upper bound method, is carried out in the paper. A plane model of metal flow with a nonlinear distribution of displacement velocity components in the zone of contact with the rolls is proposed. Based on the continuity equation, strain rates are obtained and the strain rate intensity is determined in the entire volume of the deformation zone. The position of the neutral section is established from the condition of the balance of external forces acting on the strip. For a perfectly plastic material, the stiffness coefficient, mean and normal stresses are determined by integrating the plastic flow equations taking into account the boundary conditions at the entrance to the deformation zone. To verify the reliability of analytical results, numerical simulation of the rolling process was performed using the finite element method in the Abaqus CAE environment. Distributions of mean stresses were obtained and compared with analytical dependencies in the symmetry plane of the strip. Quantitative coincidence of stresses at the entrance and exit from the deformation zone and qualitative correspondence of the nature of their distribution along the length of the zone were established. The obtained results can be used for engineering analysis of hot rolling processes of multilayer samples and samples in shells, and the prospects for further research are associated with taking into account the influence of contact friction on the kinematic field, temperature inhomogeneity, real laws of material hardening and extending the method to multilayer rolling problems.

Key words: hot rolling, deformation zone, plastic flow, stress-strain state, velocity field, analytical modeling, finite element method, mean stresses.

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

Titov Viacheslav – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

E-mail: vat.kpi@gmail.com

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

Лаврінєнков Антон Дмитрович – канд. техн. наук, доцент, НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»

Lavrinenkov Anton – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

E-mail: a.lavrinenkov@kpi.ua

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-3292-7663>

Власюк Іван Андрійович – студент, НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»

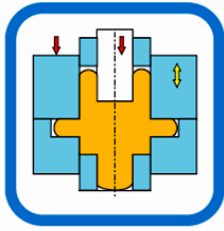
Vlasiuk Ivan – Student, Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

E-mail: djovanni27@gmail.com

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

Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute – National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute», Kyiv

Стаття надійшла до редакції 12.10.25 р.



РОЗДІЛ II ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МАШИНОБУДУВАННІ

UDC 621.777.04

DOI: 10.37142/2076-2151/2025-1(54)87

Levchenko V.
Aliieva L.
Abhari P.
Malii O.
Khasanov K.

PROMISING METHODS OF FORMING COMPLEX PROFILED PARTS BY PRECISE VOLUME EXTRUSION

An effective way to increase the competitiveness of engineering products is to develop resource-saving technologies for forming by precise volume extrusion. Extrusion methods are characterized by the possibility of active control of metal working modes and allow obtaining precise workpieces with dimensions and quality nearing the parameters of finished parts. There is currently a tendency to increase the capabilities of extrusion processes by adding new transverse (radial and lateral) extrusion methods to traditional longitudinal extrusion ones, aimed at producing more complex parts of previously inaccessible shapes. Further development of these technologies is associated with designing methods for combining longitudinal and transverse extrusion schemes, which allows optimizing the modes for manufacturing complex-profile hollow and rod parts in one operation. The kinds of technological schemes of transverse (radial) and combined transverse-longitudinal extrusion were systematized. The groups of combined, sequential and staged combined extrusion were defined, which combine schemes carried out sequentially along the path and time of execution. The features of forming and development of the deformed state of hollow and solid parts with flanges and thickenings in radial and combined extrusion were studied experimentally and using the finite element method. An assessment of the possibilities and limitations of new technological methods for controlling metal flow and the quality of a deformed workpiece was given. The conditions for the occurrence of characteristic defects in parts, as well as methods for eliminating defects and deviations in the shape of parts, were considered.

Key words: radial extrusion, combined transverse and longitudinal extrusion, forming, parts with flange, hollow parts, shape defects.

Design and development of new high-tech technological processes is one of the most important directions to intensify mechanical engineering, in particular, workpieces production. A significant reserve for increasing the competitiveness of mechanical engineering can be resource-saving technologies, which include processes of volumetric plastic deformation making it possible to obtain workpieces with regulated quality [1]. Currently, processes of volumetric deformation with additional force and kinematic effects are becoming widespread, which allows to provide an optimal mode of deformation and regulation of metal flow in the deformation centre, control of the stress-strain state of the workpiece, and, consequently, the quality of the obtaining part [2]. There are also known alternative processes of combined loading: deformation with torsion, local deformation, vibration deformation, deformation with counter pressure, deformation with tension, alternating deformation, deformation with the beneficial use of active, reactive and reverse friction forces, and others [3–5].

Methods of precise volume forming by extrusion are characterized by the possibility of active control of pressure working modes and allow obtaining workpieces with dimensions and quality that are close to the parameters of finished parts, due to which finishing by mechanical working is reduced or completely eliminated [1, 6]. Traditional methods of longitudinal (forward and backward) extrusion have shown the advantages of precise volume forming processes in the production of high-quality parts, but they do not cover the entire range of products [7].

Recently, there has been a steady trend towards improvement of the capabilities of the precise volume forming processes by increasing the complexity of the design of obtained parts. In addition to traditional extrusion methods, new methods of transverse (radial and lateral) extrusion are increasingly being used, aimed at producing complex parts with a flange or with one or more lateral ledges [8, 9]. New extrusion methods are used to produce parts of previously inaccessible shapes: hollow parts of complex configurations [10, 11], with flanges [2, 6], with steplike and hollow ledges of round (ring) and rectangular cross-section [12]. A review by the Forging Industry Association (FIA) [13] shows the evolution of the production process of the steel crosses from ordinary hot die deforming to cold extrusion, which brought the workpiece and finished part closer in shape and led to a significant reduction in laboriousness.

Prospects for further improvement of precise volume forming technologies are associated with the development of deformation methods that are provided by combining longitudinal and transverse extrusion schemes and allow the production of complex-profile hollow and rod parts in one technological operation in split dies [14, 15]. This is especially relevant for the production of precise parts with complex shape such types as crosses, cups with flanges, profiled bushings and deep sleeves. Combined extrusion with elements of radial flow (expansion) of metal is also a method of reducing deformation forces and increasing the durability of the deforming tool [16, 17].

The variability of technological modes, part and tool configurations, deformation schemes and metal flow kinematics requires adequate prediction of the results of forming precise parts, preliminary assessment of technological modes and capabilities of the deformation methods. For example, researches today are aimed at studying the influence of geometric parameters such as die radii, gap and diameter sizes, as well as friction conditions on the formation and fluctuations of loads in processes such as radial extrusion [8], lateral extrusion [12], backward extrusion of cups [7], combined extrusion of hollow parts [16], sequential radial-forward extrusion of hollow parts such as sleeves [18, 19], radial-longitudinal extrusion of bushing-type parts [10], three-sided backward-radial-forward extrusion of hollow bushing-type parts with a bridge [20] and transverse- backward extrusion of cups with a flange at the bottom [2, 21].

Ensuring the required law of forming and quality of complex design parts with the needful performance properties is possible under the condition of optimization and active control of plastic deformation modes [6, 22]. The development and study of new methods of extrusion and models for calculating the processes of deformation of parts under complex load conditions are important directions of development of precise volume forming technologies [15]. Generalization and analysis of the varieties of such methods, techniques, modes and tools of plastic deformation are the necessary conditions for increasing their efficiency and expanding the scope of use.

The purpose of the work is to systematize and generalize information on new methods of precise volume forming by extrusion.

In order to determine promising processes and research directions, it is necessary to compare and generalize technological schemes of deformation. The identification of the maximum number of new methods of volumetric deformation can be ensured by using specialized methods of directed synthesis, given in the literature on system design [15]. To generate technological schemes of combined deformation, it is desirable to conduct a more detailed analysis of the features related to the kinematic and force effects on the deformed workpiece. The study of the internal structure of the forming process, the relationship between the influence and movements of the tool and the directions of metal flow can lead to the identification of a number of possible solutions with better technical effects [2, 15].

The DSEA has developed number of methods for transverse and combined extrusion in various kinematic variants which using movable and composite tools [2, 8, 14, 23]. Kinematic impact techniques are an effective way to improve the quality of formed parts in precise volume forming processes by extrusion. It becomes possible for transverse extrusion processes to control deformation with regulation of product quality [8].

A feature of the transverse radial extrusion technology is the ability to actively regulate the deformation and force parameters of the process by changing the kinematics of the forming tool

movement. Fig. 1 shows some methods (kinematic variants) of radial extrusion [2, 8]. The simplest kinematic variants of radial extrusion (Fig. 1, scheme 1) are carried out with one-sided supply of metal into the working cavity of a stationary die. Extrusion with combined two-sided metal supply is performed by counter movement of punches or forced movement of the die at a speed that is approximately 2 times slower than the speed of the punch (scheme 2) [24]. In the third variant, extrusion is performed with sequential two-sided supply, which ensures better filling of the radial cavity [8].

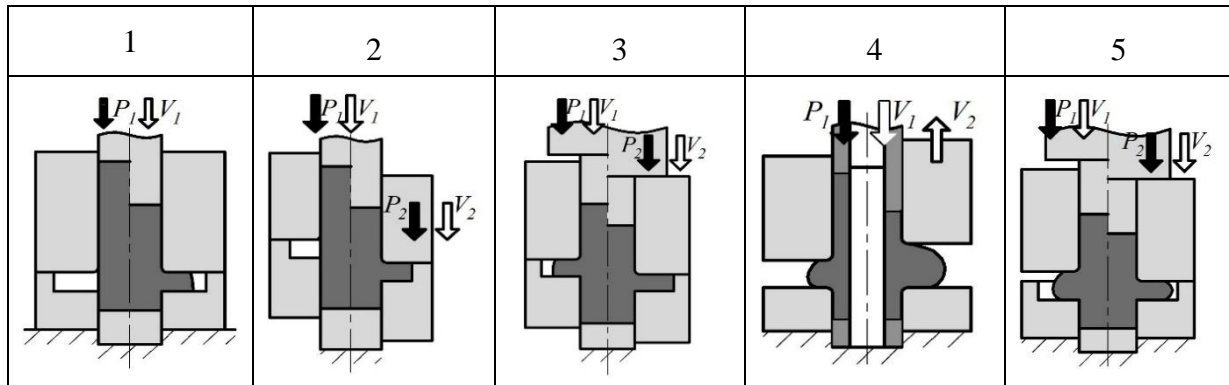


Fig. 1. Methods of adjusting the kinematics of metal flow during extrusion

The differences in the deformed state of parts obtained by extrusion with one-sided metal supply (one-sided extrusion) and two-sided extrusion can be demonstrated using the example of distortion of the dividing grid applied to the part before transverse extrusion (Fig. 2). In case of one-sided transverse (both lateral and radial) extrusion, the intense deformation center has an asymmetrical shape. The zone of maximum deformation and, accordingly, the zone of maximum hardening shift to the lower boundary of the deformation center, where a sharp increase in the degree of metal deformation occurs. Such uneven with a significant gradient deformation causes the danger of exhaustion of the resource of plasticity of the metal along the boundary of the intense deformation center. In lateral extrusion of thickenings and ledges, cracks appear even during deformation of highly plastic aluminum alloys (Fig. 3, *a*). This also reduces the performance reliability of cold extruded products. Flanges (for example, on parts of insulator suspensions made of 1020 steel), obtained by one-sided radial extrusion, can separate under load along a practically smooth surface [22]. To improve the performance properties of loaded products, it is necessary to control the formation of the structure of transition zones in order to prevent the formation of texture or the exhaustion of the plasticity resource.

In double-sided extrusion in a movable die (see Fig. 1, scheme 2) [24], the deformation center has symmetrical shape, smaller height and volume, which is a disadvantage, since the metal may not be sufficiently hardened in the transitional most loaded areas (see Fig. 2, *b*).

In sequential double-sided extrusion (see Fig. 1, scheme 3) [8], the receiving cavity of the die is filled with metal, supplied first from the upper part and then from the lower part of the workpiece. This allows to increase the volume of metal for forming the flange and to shift the zone with a high deformation gradient within the deformation center (Fig. 2, *c*).

A number of other technological methods have also been proposed to regulate the position of the zone of maximum metal hardening along the height of the deformation center, the degree of filling of the die receiving cavity, and the shape of extruded flange. These methods include extrusion with a combined supply of metal into the cavity of a movable die, which allows to control of flow and location of the hardened zone along the height of the deformation center; extrusion supplemented by preliminary or subsequent upsetting of the flange [2, 8].

To eliminate the risk of fracture of the part in zone of the transition to the flange and simultaneously to ensure sufficient strength, it is proposed to supplement one-sided extrusion with two-sided deformation at the final stage [25]. Elimination of defects such as mushroom-shaped flange is facilitated by combined radial extrusion, which includes preliminary metal loading into the cavity of a

movable die and subsequent flange upsetting (see Fig. 1, scheme 5) [8]. The method allows controlling the trajectory (history) of deformation and avoiding a dangerous rigid zone of stress state. In general, this leads to an increase of 1.5–2 times in the limit diameters of flanges obtained on rod workpieces.

The process of radial extrusion of flanges on hollow workpieces is characterized by defects such as sink marks that appear on the inner surface of the hollow workpiece when the height of the receiving cavity exceeds the wall thickness of the tubular workpiece (Fig. 3, *b*). To prevent such defect, the height of the receiving cavity of the die is gradually increased by raising the half-die (see Fig. 2, scheme 4) [8], which makes it possible to manufacture parts with flange thicknesses up to 4–5 thickness of workpiece wall. A gradual increase in the cavity height can cause the appearance of a sink mark on the outer side surface of the high flange (see Fig. 3, *d*).

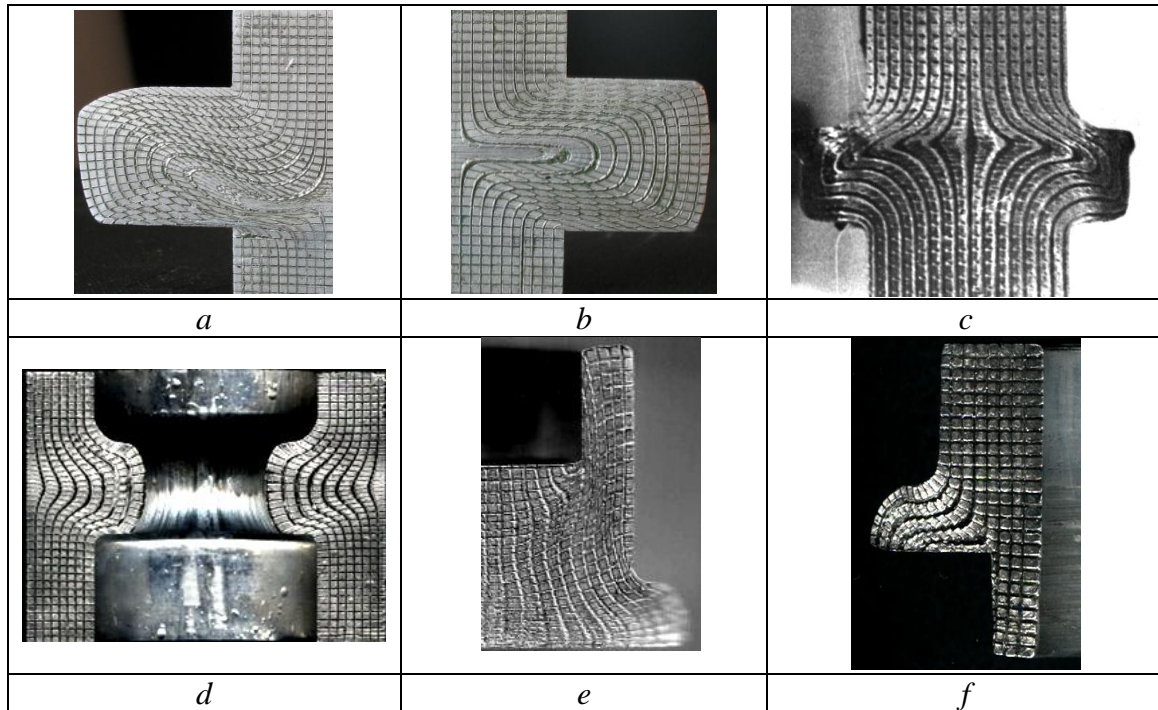


Fig. 2. Parts with a dividing grid obtained by radial extrusion with one-sided (*a*, *d*), two-sided (*b*) and sequentially two-sided (*c*) supply, as well as combined radial-backward (*e*) and radial-forward (*f*) extrusion

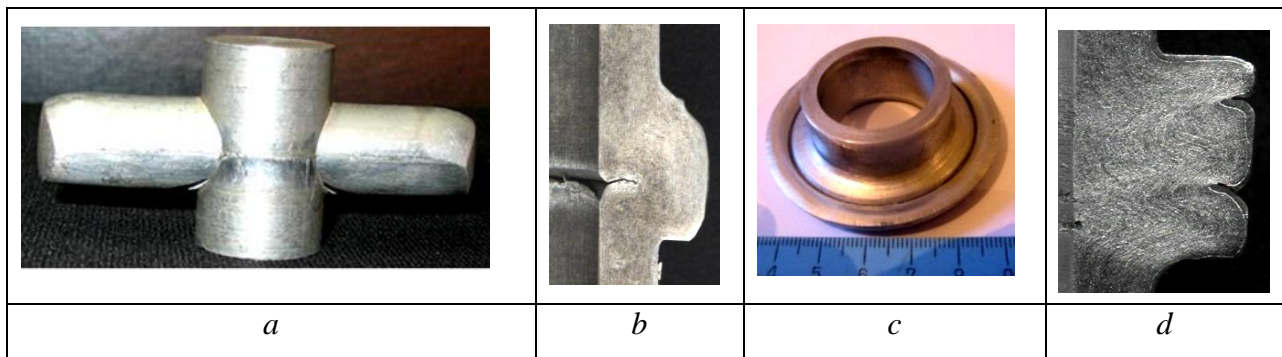


Fig. 3. Fracture of the ledge (*a*) and distortion of the flange shape (*b–d*)

The method of preliminary formation of a technological (temporary) flange shoulder in the flange formation zone is also aimed at preventing the appearance of sink marks [26]. FEM simulation and experimental research confirmed the possibility of manufacturing parts without such defects (Fig. 4).

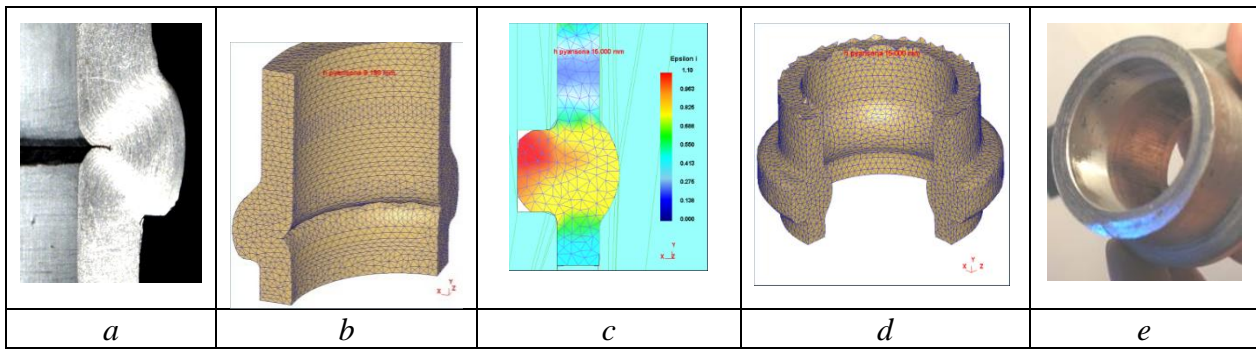


Fig. 4. Elimination of sink mark by formation of a technological shoulder [26]

Characteristic defects of the processes of flange radial extrusion are deviations in the shape of the flanges [8, 22]. During radial extrusion of metal into a circular cavity of constant height, the thickness of the extruded flange continuously decreases with distance from the rod. Typical types of deviation in the shape of parts observed in radial extrusion of flanges on a workpiece are shown in Fig. 5.

Parts with relatively thin flanges (at $\bar{h} = h/R_0 = 0.3...0.4$) and small dimensions ($\bar{R}_1 = R_1/R_0 \leq 1.3$) can be obtained without noticeable distortion of shape. At smaller and larger values \bar{h} , thinning of the flange leads to distortion of its shape and a decrease in the degree of working cavity filling with metal. In extrusion with one-sided supply, the lower part of the cavity is filled faster, and the resulting flange takes a mushroom-like shape (see Fig. 5, row A). The upper curved end face of the flange or thickening can be approximately described by a parabolic curve.

For one-sided deformation of thickenings (flanges in the middle part of the rod), a typical deviation in shape is the lag of the lower edge of the thickening in the radial flow, caused by the braking effect of the lower part of the deformed workpiece. The area of contact between the thickening and the end face of the half-die is, at any value, less than the area determined by its maximum diameter. The size of the relative radius of separation R_n/R_1 depends on the thickness of the thickening \bar{h} in extrusion solid parts, and for tubular parts it depends also on the thickness of the workpiece wall.

The extrusion of relatively thin wide flanges can be accompanied by the phenomenon of loss of stability and the distancing of the flange peripheral sections from the end face of the lower half-die. The bending of the flange is greater, the softer the deformed material (see Fig. 5, row B).

In extrusion with combined two-sided supply, the thickenings have a symmetrical wedge shape with a thickness at the edge that decreases as the flange diameter increases.

The surface roughness of parts obtained by radial extrusion is uneven. With one-sided supply, the extruded metal contacts only the end face of the lower half-die, which significantly improves the surface quality ($R_a \leq 0.32$ micron). At the upper curved end face of the flange, the surface quality deteriorates, which is especially noticeable when deforming soft aluminum alloys. An increase in roughness on both surfaces of the forming wedge-shaped flanges is observed in double-sided extrusion. With sequential two-sided supply, the roughness of the flange end faces is lower, but on one of its end faces, formed by a broken line, the metal flow, which entered at the second stage from the lower part of the workpiece, is layered on the obtained flange in the form of a noticeable bump. Uneven distribution (anisotropy) of the roughness of the end faces of the half-dies can lead to such a deviation in shape as ovality of the flanges, which is especially significant in the absence of a lower undeformed part of the workpiece and high plasticity of the material of the part. Deviation from the roundness of the flanges can also be observed with small values of the radii of the transition edges of the dies, as well as with non-parallelism of the end faces of the half-dies that form the radial receiving cavity. Under such conditions, uneven metal flow in the radial direction is observed, which leads to the formation of local thickenings of the flange (bumps) due to the reduction of its radius. In this case,

the softer the deformed material, the more unstable the workpiece and the more likely such defects are to appear. When the values of the receiving cavity height increase ($\bar{h} \geq 2,0$), there is a risk of uneven flow or loss of stability of the workpiece. The extruded flanges at the end of the rod workpiece acquire an asymmetrical (one-sided) shape. The thickenings in the middle part with a thickness of more than 3.0 take the form of a double barrel, it is similar to how such a distortion occurs during upsetting between flat plates.

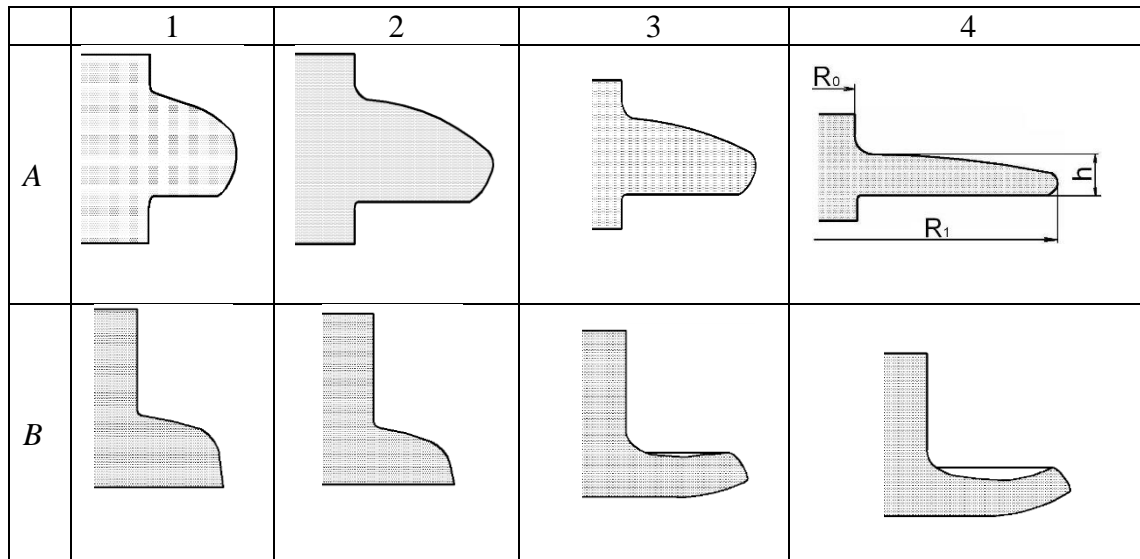


Fig. 5. Deviation of the shape of thickenings and flanges in radial extrusion

A comparison of the shapes of thickenings (flanges on the middle of parts) and flanges on the part end faces, formed on hollow workpieces by one-sided deformation, is shown in Fig. 6. A quite convenient and clear criterion for assessing the extruded deviations of the shape of thickenings from the correct cylindrical shape can be the indicator λ , equal to the ratio of the extruded volume of metal to the calculated volume of the circular transverse cavity, determined by the maximum diameter of the thickening (Fig. 3, b) [3, 9]. For cases of extrusion with single- and double-sided supply, the degree of cavity filling and the value of the indicator are significantly reduced at $\bar{h} \geq 0.5$.

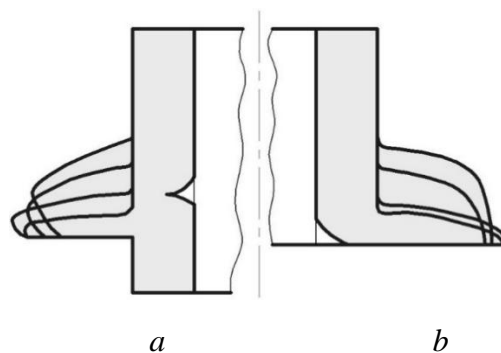


Fig. 6. Contours of thickenings (a) and flanges (b) on a tubular workpiece

The greatest filling of the circular cavity can be achieved by extrusion with sequential two-side supply. The value of the rate is determined by the relationship:

$$\lambda = B_0 - B_1 \cdot (h/R_0). \tag{1}$$

The values of the empirical coefficients B_0 and B_1 must be determined depending on the extrusion scheme:

Schemes of extrusion with supply	B_0	B_1
one-sided	1.037	0.185
double-sided	1.010	0.220
sequentially double-sided	1.025	0.088

It is advisable to use these data when calculating the dimensions of the initial workpiece, the height of which should be greater than the height of the finished part by the value of the working stroke S , set by the expression:

$$S = \lambda \cdot h \cdot (\bar{R}^2 - 1). \quad (2)$$

It should be mentioned that the influence of the material grade on the patterns of forming is insignificant and was noted only in spatial bending of thin flanges and in their local thinning and the appearance of bumps.

Forming flanges on tubular workpieces has some differences compared to extrusion of flanges on solid workpieces. This also concerns the qualitatively new shape of the obtained flanges, formed both in the middle part and at the end of the tubular workpieces (see Fig. 5, row B and Fig. 6). The non-adherence of the flanges to the supporting surface – the end face of the lower half-die, is greater for hollow parts than that observed for flanges formed on a solid workpiece. This is caused by the spatial bending of the periphery of the relatively thin flange. The end face flange, by its maximum diameter, is adjacent precisely and over its entire surface to the end face of the lower half-die at average values of the relative thickness of the flange $0.4 \leq \bar{h} \leq 0.8$. Below these values there is a region of relatively thin flanges, for which a separation of the flange periphery from the end face of the half-die is observed (starting from the relative radius of the flange $R_1/R_0 \geq 1.3$). This non-adherence is not yet accompanied by spatial eversion of the entire flange, and the upper end face of the flange retains its usual mushroom-like or curvilinear shape. But the non-adherence caused by spatial bending becomes noticeable even with sufficiently thick flanges (0.4 and higher); the flange periphery breaks away from the supporting surface, i.e. from the end face of the half-die, and the flange in section takes the shape of a “boot toe” (see Fig. 3, c). At values $\bar{h} \leq 0.2$ the entire flange is turned out and in the absence of support from the end face of the upper half-die the flange can acquire a hemispherical hollow shape.

Any process can be considered as combined one if, in addition to the main action (impact, flow, technique), it uses or is supplemented by an additional influence on the workpiece, either the direction of the flow or the additional movement of the tool. The formation of product properties is associated with external kinematic and force effects on the workpiece and depends on the prevailing deformation scheme. New possibilities of intensifying the forming processes and ensuring the best working of the structure are opened up by the processes of combined deformation: reduction with shear, die deforming with expansion, die deforming with torsion, using friction forces, etc. Additional influence on a given operation and on a given workpiece may be a force and/or kinematic effect. The main force impact is usually carried out by one active (movable) deforming tool. This can be a punch, a striker or a roller. At the same time, the forming tool – a die with a receiving (forming) cavity, as a rule, is stationary. The use of additional force effects by means of tension, counter pressure, directed friction forces, support, twisting, etc., usually requires the provision of additional energy and additional movement to other parts of the technological tooling (equipment, dies) [15, 26].

Kinematic influence should be understood as the influence on the kinematics of the process of the deformed workpiece material flow by targeted regulation (control) of the flow direction, the deformation nature, the type of deformed state, ensuring freedom of flow, changing the direction of flow, the type of deformation, the direction of supply. This may also sometimes require the use of a

special (generating) force impact. But in many cases, the kinematics of the deformation process is not unambiguously related to the force effect, but is determined by the design (geometry) of the tool, the degree of freedom of its mobility, compliance, constant and step-by-step switching-on [15, 2]. Kinematic influence can contribute to a sharp improvement in the working of the structure of the deformed metal, level out the unevenness of deformation, and eliminate stagnation zones. For cold deformation processes with characteristic high total and specific loads, one of the main goals of kinematic influence is to increase the degree of freedom of the deformed metal flow. This combined flow, occurring in an optimal self-regulating power mode, helps to increase the stability of the tool, expanding the possibilities due to the complexity of the shape and accuracy of the obtained parts.

Combined extrusion methods are developed on the basis of simple methods of longitudinal (forward and backward) and transverse (radial and lateral) extrusion. United combined schemes are obtained by integrating methods of the same type. For example, bushings with flanges (thickenings) on both the outer and inner side surfaces can be obtained by combined radial extrusion [15]. Methods of combined longitudinal-transverse extrusion differ by their multi-variant implementation and involve a combined, sequential or staged combination of simple deformation schemes. In addition to the characteristic advantages of combined schemes (optimal and self-regulating power mode, large degrees of deformations, increased tool life), the inclusion of transverse extrusion in combined schemes leads to a noticeable increase in the complexity of the resulting shapes of parts. Increasing the complexity of the shape of parts obtained in this way contributes to a sharp growth in technical and economic indicators and the competitiveness of new technologies.

United combine extrusion involves the use of a split die and the simultaneous flow of the workpiece metal from a single zone (Fig. 7). Among the methods of combined radial-longitudinal extrusion, we will single out, as the most universal, the scheme of three-sided radial-backward-forward extrusion (schemes of group A) for obtaining hollow parts with a flange and a ledge. The method of radial-backward extrusion (schemes of group B) can be used to obtain both hollow parts of the “cup with a flange at the bottom” type and parts of the “rod with a flange” type from initial hollow and solid workpieces. The methods of the combined radial-backward extrusion group occupy a preferential place in a number of analyzed processes due to low working loads and therefore can be recommended for materials with increased resistance to deformation. The characteristic restrictions of the group processes are related to the different-sign stress state in the flange zone, which reduces the degree of deformation. Depending on the parameters of the part, the deformation centers in these processes can be united or attached one. And when using high workpieces, the deformation centers (radial and backward directions) can be separated with an intermediate rigid zone between them. In general, this causes difficulties in predicting the preferred direction and sequence of metal flow, and therefore, in finding the pattern of manufactured part forming.

The schemes of combined radial-forward extrusion are shown in Fig. 8. Radial-forward extrusion can be used to produce parts with a flange from solid and tubular workpieces. Methods of combined (associated by time and deformation centers) radial-forward extrusion (group C) are the most difficult schemes to implement. The restriction of the processes is that high shear deformations occur at the flow dividing up boundary, which cause the risk of separation of the parts of the workpiece along this boundary. In this case, geometric parameters and adjustment of the metal supply by counter pressure or friction forces can be used to regulate the flow. A method of extrusion in a movable die (scheme 4) is proposed, in which the deformation centers related to the metal flow to the forward and radial directions are separated from the very beginning of the extrusion process [2].

Sequential combined radial-longitudinal extrusion (RLE) is free from this restriction and is very effective for forming elongated tubular parts with a large difference in the diameter of the stepped parts and changing wall thickness. In this case, the RLE methods are fundamentally different, and therefore two groups are distinguished according to the predominant flow and nature of deformation: RLE with expansion (Fig. 9, row D) [2, 17] and RLE with reduction (Fig. 9, row E) [10]. The forward extrusion scheme is used predominantly in the combination of RLE methods, but it is also possible that after radial extrusion, the metal flows in the backward direction (see Fig. 9, scheme D4). RLE with expansion has advantages in reducing deformation forces, and RLE with reduction can be

used to manufacture parts with profiled outer and inner surfaces. The classification of sequential combined extrusion methods is based on the analysis of kinematic structures, according to the extended generalized extrusion scheme [8].

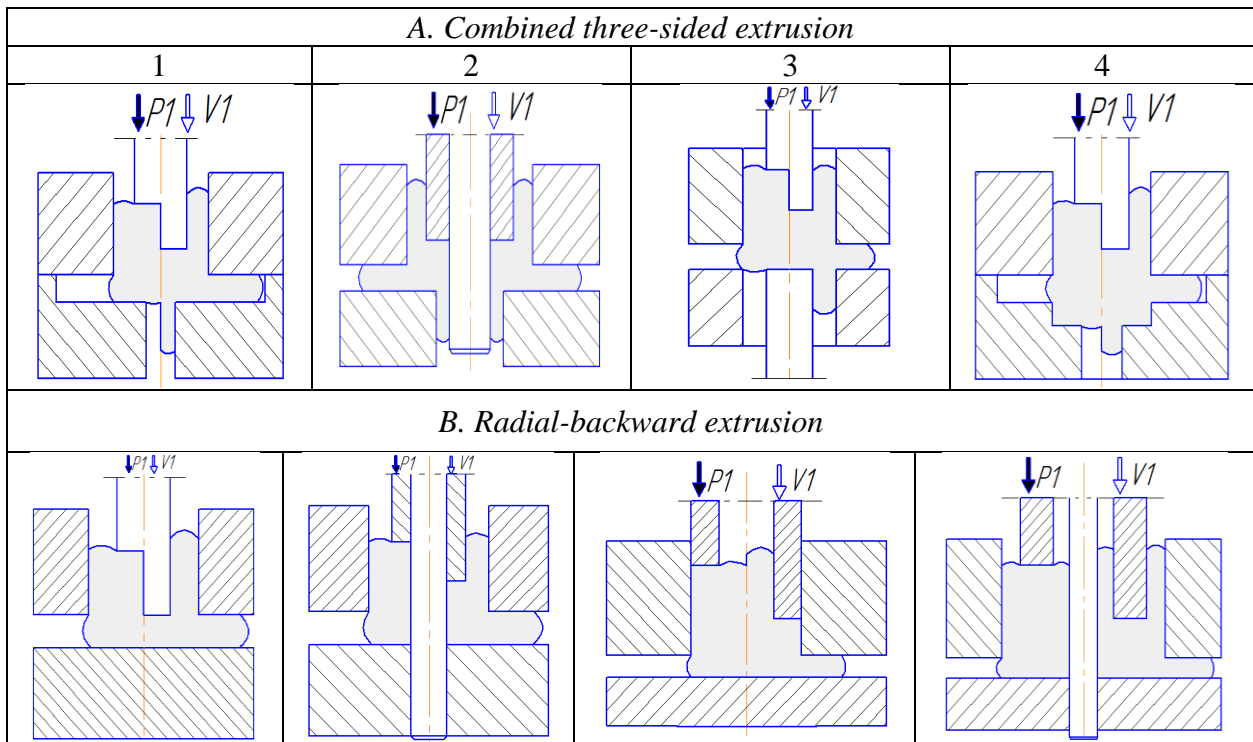


Fig. 7. Methods of combined radial-longitudinal extrusion

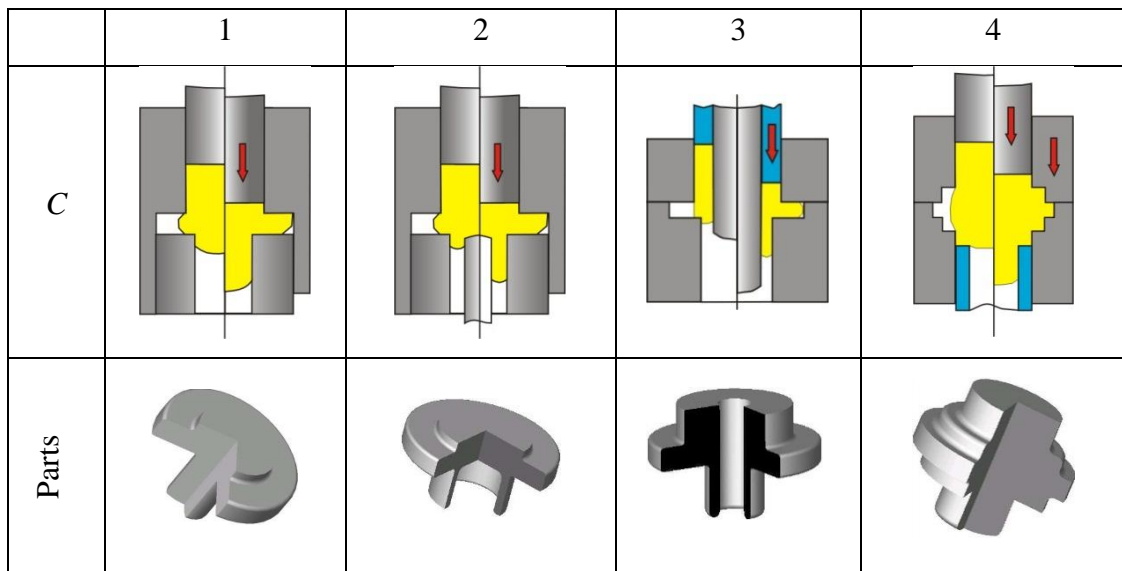


Fig. 8. Methods of united combine radial-forward extrusion

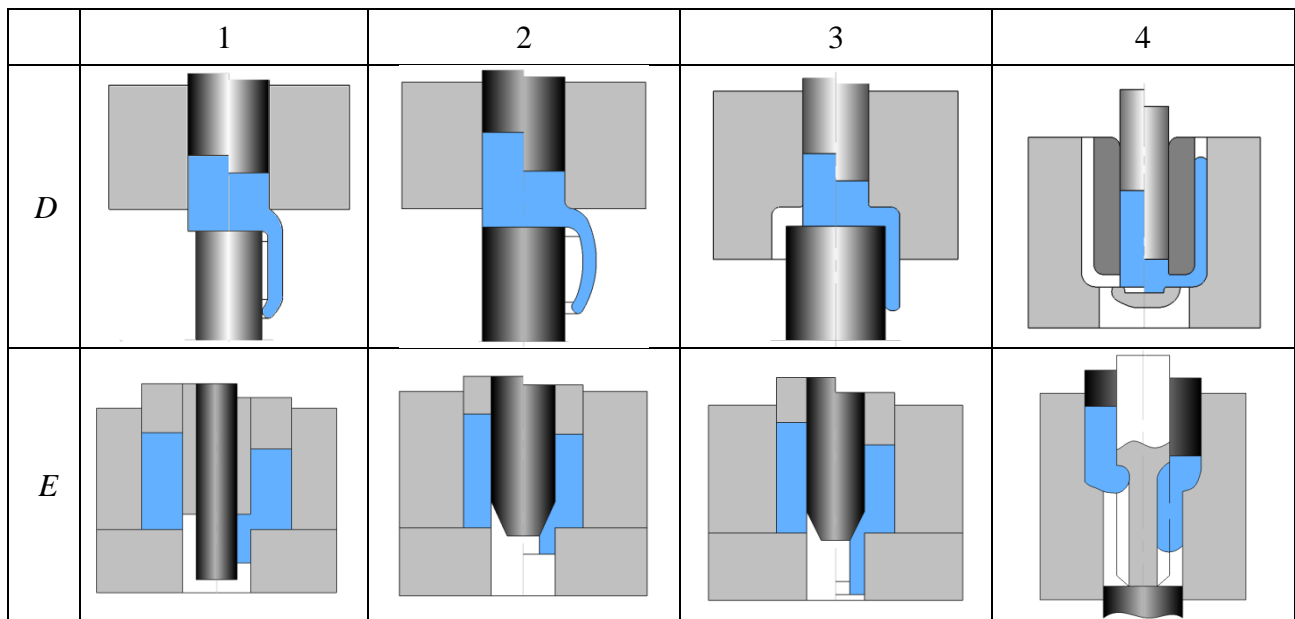


Fig. 9. Methods of sequential combined radial-longitudinal extrusion

A number of schemes of sequential radial-forward extrusion differ by the fact that during the deformation process the values of technological gaps between the forming tools are regulated and thus ensure the production of parts of complex configuration with a variable wall thickness and profiled side surfaces. The extrusion process is carried out on rotary equipment with rotation of the workpiece and tools. According to the method of local deformation, the radius of the flow reversal zone from radial to forward flow is variable and adjustable depending on the required diametrical dimensions of the steps of the hollow part [27].

The methods of staged combined transverse-longitudinal extrusion are characterized by more complex kinematics of tool movement (Fig. 10, group F). But they allow obtaining parts of complex spatial shapes and with lower specific and total loads on the tool [26]. Such possibilities are also inherent in a group of deformation schemes with complex kinematics of deforming tools movement. These combined methods require the design of special dies, in which one active movable deforming tool – a punch is not enough. Also mobility must also be in additional parts, both the deforming (active) and the forming tool. These dies differ by the complexity of kinematics and require active control and can be a prototype of specialized pressing equipment, which means a qualitative leap in the development of forging and pressing production. The advantages of methods for extrusion of complex-profile parts are the increase in the technological capabilities of extrusion processes. Staged methods for extrusion of hollow parts are also used for the production of complex-profile parts with a complex external or internal profile and a variable wall thickness in the dies with a movable tool. To produce hollow parts with a profiled external surface, a method of deformation in movable dies has been proposed (see Fig. 10, scheme F1) [28].

In extrusion by this method, at the moment of contact between the end faces of the punch and the workpiece, its deformation by piercing begins with a predominantly free flow of metal into the cavity of the expanded zone and an upper annular thickening is formed on the side surface of the product. Then the next stage of deformation is carried out – closed piercing by reverse flow (backward extrusion) of metal, and the hollow part of the product (between the thickenings) is formed.

Let us also separately consider modern methods aimed specifically at increasing the efficiency of manufacturing hollow parts of sleeve and cup types. It is known that hollow parts such as cups can be manufactured from initial workpieces in the form of solid and hollow semi-finished products using simple longitudinal extrusion schemes. However, in this case, controlling the metal flow, the force mode of deformation and the quality of the products causes significant difficulties.

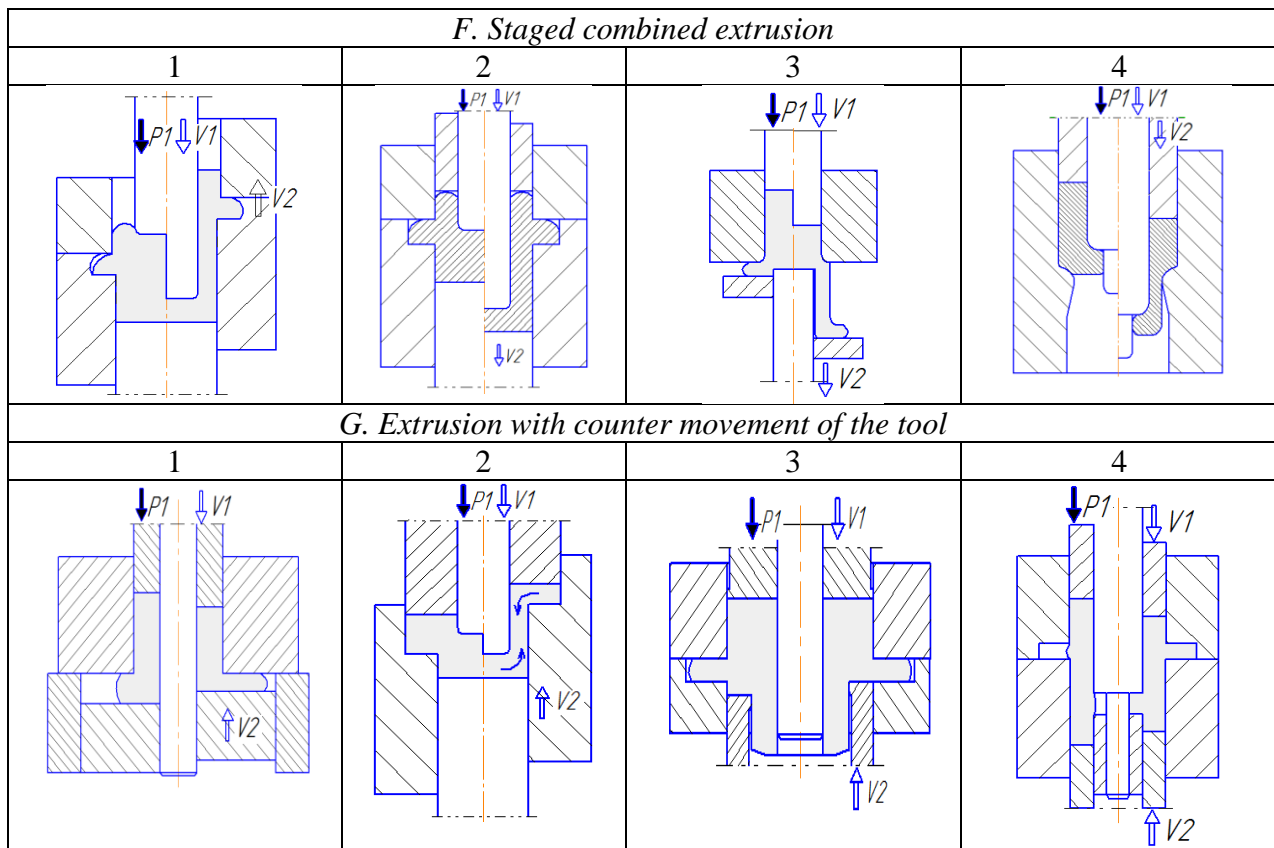


Fig. 10. Schemes of staged combined extrusion with complex kinematics of tool movement

Combined extrusion methods are more attractive from the point of view of controlling the deformation and flow mode of metal in order to obtain complexly profiled and high-quality hollow parts with lower energy costs. Sequential radial-forward extrusion is quite effective for forming elongated tubular parts with varying wall thickness and a large size difference in stepped parts. In addition, the methods for manufacturing hollow parts such as deep sleeves (cups) differ by a combination of alternating deformation schemes and deformation schemes with an increased degree of freedom of metal flow.

The method for manufacturing hollow parts with a blind hole and with a shaped inner surface (Fig. 11, scheme 1) [29] includes the manufacture of a semi-finished product from a solid workpiece by longitudinal (backward or forward) and radial extrusion, which are alternately carried out in a die that is capable of longitudinal movement. To perform the next operation, the resulting semi-finished product is installed in the dies with a reduction die and drawing along the outer surface of the semi-finished product. In this case, the metal from the shoulders A and B is transferred (shifted to the axis of symmetry) with the formation of shoulders on the inner surface of the cup. The production of hollow parts by this method allows obtaining parts with an internal stepped surface, which significantly expands the possibilities of extrusion processes and the range of extruded parts.

The essence of another method for manufacturing hollow parts such as sleeves (see Fig. 11, scheme 2) [30] consists of two operational deformations of the workpiece by combined extrusion and drawing, while at the first transition of the process, the semi-finished product is manufactured in the shape of a conical cup by a method of combined backward-forward extrusion, and then a cylindrical sleeve is obtained from it by reduction and drawing. The use of this method allows obtaining hollow parts with high-quality metal working in the zone of the sleeve wall and a high-quality outer surface, which significantly expands the technological capabilities of the process. Ensuring a combined nature of metal flow in the wall zone of a semi-finished product leads to the appearance of active friction forces and a shear component of deformation, which makes it possible to obtain deep products from a hollow part with a well- and uniformly worked metal structure.

Methods for eliminating defects such as sink marks in the extrusion of sleeves and cups are based on controlling the kinematics of metal flow and the forces of contact friction. According to the method of manufacturing hollow parts such as sleeves by transverse-forward extrusion (scheme 3), in extrusion of a part, a technological ledge in its bottom part is formed by forward extrusion, which is removed in the final stage of the process by reverse movement of the metal into the deformation center and the body of the part [31]. The use of this method allows for the production of hollow parts such as deep sleeves without the appearance of shape deviations in the form of sink marks in the bottom of the part cavity, which significantly expands the technological capabilities of the process and the quality of the parts produced.

Improving the technological capabilities and products quality by eliminating defects such as sink marks and transverse cracks is achieved by applying contact friction forces to the side surface of the workpiece, placed in the die, reversibly directed along the axis of symmetry of the cup (scheme 4). The non-unidirectional changing influence of friction forces on the side surface can contribute to the reorientation, alignment, healing and complete elimination of transverse cracks [32]. The task of decreasing or eliminating external retraction at the bottom of the cup can be solved by forming an external annular protrusion (shoulder) on the side surface in the bottom area or on the bottom of the cup by filling the notch provided in the die [33] or on the end face of the counter punch. Such a shoulder on the side surface has a braking effect on the outer layers of the extruded wall of the cup, thereby preventing the bottom of the cup from moving away from the end face of the counter punch and creating a sink mark.

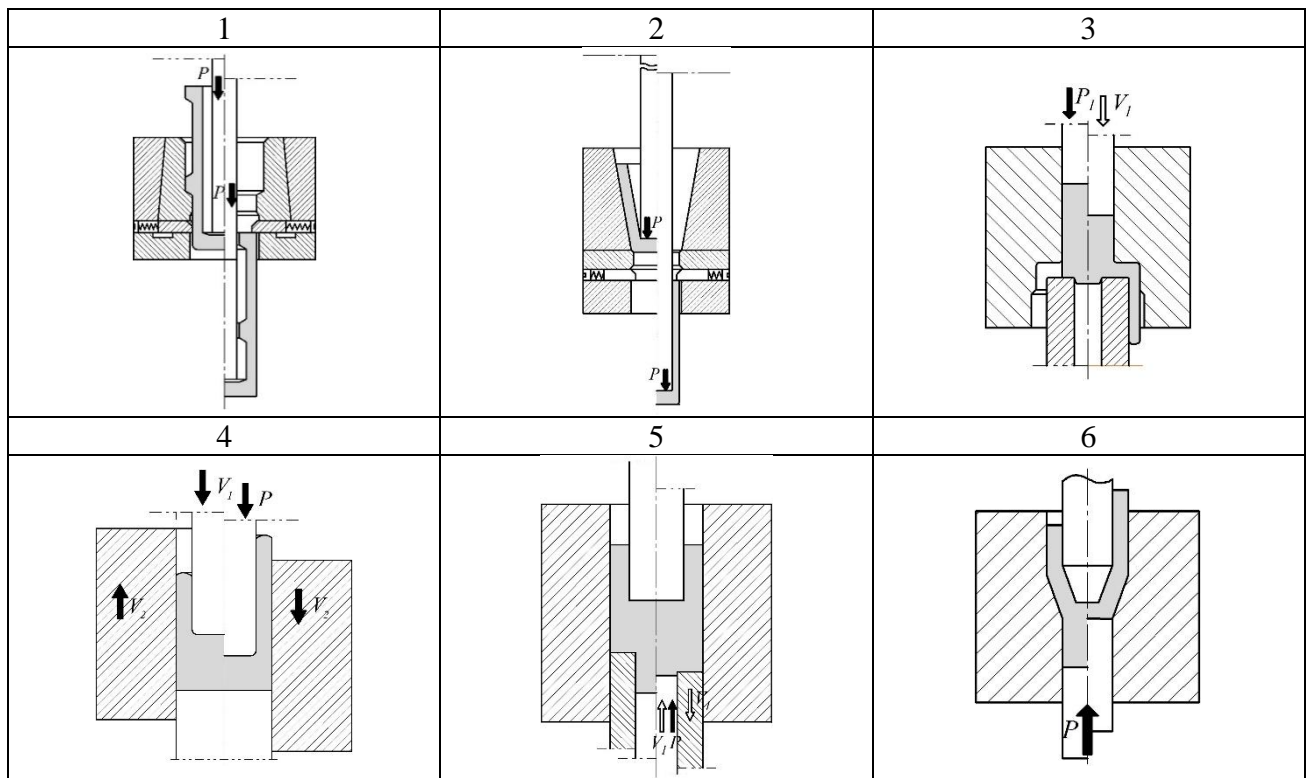


Fig. 11. Methods of extrusion of hollow parts

According to the method of extrusion of hollow parts (scheme 5), the task of improving quality is solved due to the fact that deformation occurs in two stages in such a way, that backward extrusion of the wall of the cup and forward extrusion with the formation of a technological ledge in the bottom of the cup are performed simultaneously at the first stage, and the metal is displaced at the second one [34]. The alternating deformation, to which the metal is subjected in the bottom part of the semi-finished product-cup due to first forward extrusion and then backward extrusion of the metal into the bottom part, ensures good working of the metal of this bottom zone [35].

Fig. 11 also shows a method with similar kinematics, presented in the works of other authors, namely in scheme 6 [36]. The originality and advantages of these methods in reducing power parameters and deviations from misalignment of the cavity of parts work in their favor.

Fig. 12–14 show photos of parts obtained by extrusion using the above-mentioned methods of combined deformation. The materials of the workpieces were aluminum alloys AA6061, AA3003, copper C14200, brass C46400. It can be noted such a feature of combined extrusion schemes as the possibility of obtaining a fairly clear complex contour of a part in one direction of extrusion without overloading the tool (see the cup with a hexagonal flange in Fig. 12). Of interest are also variable-thickness bushings, which were obtained using the RLE method with reduction (see Fig. 13, B3). Deviation of shape in the form of sink marks and fracture of the part in the flange zone or in the cup wall zone (after turning from the flange zone) are the main types of defects in products manufactured using combined extrusion. RLE with reduction is characterized by defects in the flange zone of the part due to the appearance of a stagnation zone (Fig. 14, e).



Fig. 12. Hollow parts produced by radial-backward extrusion

	1	2	3
A			
B			

Fig. 13. Parts obtained by combined three-sided (A1), radial-forward (A2) and radial-backward (A3) extrusion and sequential radial-forward extrusion with expansion (B1, B2) and with reduction (B3)

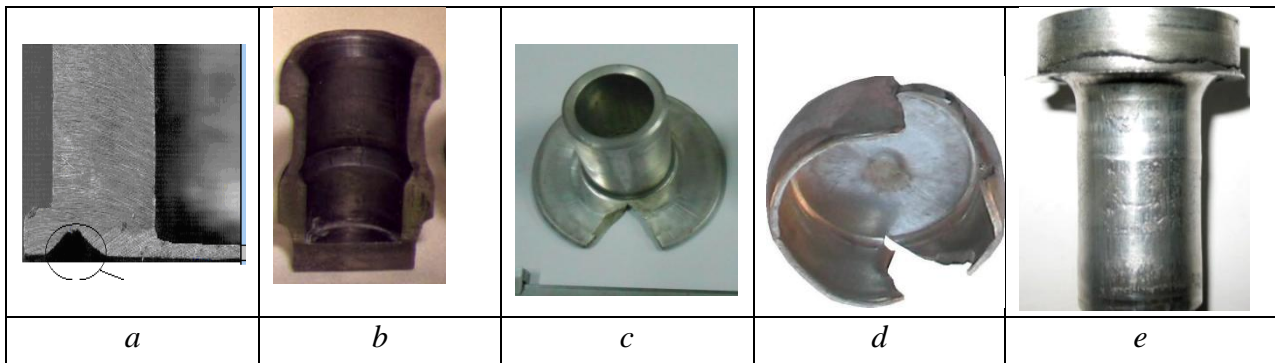


Fig. 14. Defects of parts obtained by combined radial-backward (*a–c*), radial-forward with expansion (*d*) and radial-forward with reduction (*e*) methods of extrusion

CONCLUSIONS

Increasing use of transverse (radial and lateral) extrusion methods in recent years in addition to the traditionally applied longitudinal (forward and backward) extrusion methods has been found. The varieties of technological schemes for radial extrusion have been systematized and the features of kinematic variants have been considered.

An assessment of the possibilities and limitations of new technological methods for controlling the flow of metal and the quality of the deformed workpiece was given (methods of supplying metal into the die cavity, additional movements of tools, and the use of contact friction forces). A number of technological methods were proposed that regulate the position of the zone of maximum metal hardening along the height of the deformation center, the degree of filling of the receiving cavity of the die and the shape of the obtained flange. These methods include extrusion with a combined supply of metal into the cavity of a movable die, extrusion supplemented by preliminary or subsequent upsetting of a flange, double-sided and sequential double-sided extrusion. Methods for preventing and eliminating defects in the shape of parts such as sink marks, as well as reducing the unevenness of the deformed state, have been found and proposed.

The application of new methods of combined deformation based on a combination of transverse and longitudinal extrusion schemes has led to the use of the advantages of their combination and the expansion of the range of parts that can be obtained by precise volume forming. Groups of combined, sequential and staged combined extrusion, differing in the kinematics of the process, the stress-strain state and the force mode of deformation, were distinguished. The possibilities of expanding the scope of using new methods of extrusion of hollow parts such as cups, sleeves and bushings have been found, related to solving the tasks of increasing the accuracy of the shape of parts, reducing the required forces and obtaining parts of a more complex design. The features of forming and development of the deformed state of hollow and solid parts with flanges and thickenings in extrusion for different kinematic variants were studied experimentally and using the finite element method.

REFERENCES

1. 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*)
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. Matviychuk V.A., Aliev I.S. Improving the processes of local rotary pressure treatment based on the analysis of metal deformability: monograph. Kramatorsk: DSEA. 2009. 268 p. (*in Russian*)
4. Beygelzimer Ya.E., Varyukhin V.N., Orlov D.V., Synkov S.G. Twist extrusion – the process of deformation accumulation. Donetsk: Firma TEAN. 2003. 87 p. (*in Russian*)
5. Mletzko Ch., Liewald M., Felde A., Schiemann T. Backward extrusion with multiple moving tool elements to reduce punch force. *Schmiede JOURNAL*. September 2012. pp. 30–33.
6. Aliiev I.S., Grudkina N.S., Maliy H.V., Tagan L.V. Modeling and development of the processes of precise volumetric forming: monograph. Kramatorsk: DSEA. 2021. 208 p. ISBN 978-617-7889-08-2. (*in Ukrainian*)

7. 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. *Strojnikivestnik. Journal of Mechanical Engineering*. 2016. 62. 1, pp. 41-50. <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2015.3051>
8. 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.
9. Balendra R. Injection forging: Engineering and research. *Journal of Materials Processing*. 2004. 145, pp. 189–206.
10. Aliieva L., Zhibankov I. Radial-forward extrusion with a movable mandrel. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015. 11, pp. 175–183.
11. 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.
12. Waelder 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>
13. Forging Solutions. Design Engineering Information FIA. Cold Forging. 28 p. https://www.forging.org/uploaded/content/members/field_document/ColdForgingArticles.pdf
14. Aliev I.S., Lobanov A.I., Borisov R.S., Savchinskij I.G. Investigation of die blocks with split dies for the processes of cross extrusion. *Forging and Stamping Production (Materials Working by Pressure)*. 2004. 8, pp. 21–26.
15. Aliiev I.S. Methods of searching for new technological methods of extrusion. *The theory and practice of processing materials with a vice. Collective monograph. Zaporizhzhya: Motor-Sich*. 2016, pp. 364–485. ISBN 978-966-2906-60-8. (in Ukrainian)
16. Aliieva L.I. Processes of combined deformation and extrusion. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA. 2016. 1 (42), pp. 100–108. (in Russian)
17. 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>
18. 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.
19. Farhoumand A., Ebrahimi R. Analysis of forward-backward-radial extrusion process. *Materials and Design*. 2009. 30, pp. 2152–2157.
20. 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.
21. Choi H.J. Hwang B.B. The forming characteristics of radial-backward extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. 113, pp. 141–147.
22. Aliieva L.I. Controlling the forming of parts with a flange in cold extrusion. *Bulletin of the National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute"*. 2016. 30 (1202), pp. 13–20. (in Russian)
23. Pat. 662223 USSR. B21 J5/00. Method of extruding metal products. I.S. Aliiev. N. 2016402/25–27. Claimed 12.04.74. *Discoveries. Inventions*. 1979. N. 18.
24. Pat. 84078 Ukraine. B21 K 21/00. Method for producing parts with lateral ledges. L.I. Aliieva, O.M. Brovkin, I.A. Derevenko. u201304310; application 04.05.13; publ. 10.10.13. Bull. N. 19. (in Ukrainian)
25. Pat. 104817 Ukraine. B21 K 22/04. Method for producing parts with a flange. L.I. Aliieva. u201506428; application 06.30.15; publ. 02.25.16. Bull. N. 4. (in Ukrainian)
26. Aliiev I.S. Technological capabilities of new methods of combined extrusion. *Forging and stamping production*. 1990. 2, pp. 7–9. (in Russian)
27. Pat. 1026923. USSR. B21 K 21/08; B21 K 23/04. A method for manufacturing products such as cups with external lateral projections. Aliiev I.S., Bogoyavlensky K.N. 1983. (in Russian)
28. Pat. 133899 Ukraine, B21K 21/00. Method for manufacturing hollow parts. Aliieva L.I., Aliiev I.S., Levchenko V.M., Maliy Kh.V., Samoglyadov A.D. u201811522; application 11.23.2018; publ. 04.25.2019. Bull. N. 8. (in Ukrainian)
29. Pat. 151730 Ukraine. Method for manufacturing hollow parts. Aliiev I.S., Aliieva L.I., Grudkina N.S., Levchenko V.M., Tagan L.V. u202106740; application 11.29.2021; publ. 09.07.2022. Bull. N 36. (in Ukrainian)
30. Pat. 141858 Ukraine, B21K 21/00. Method for manufacturing hollow parts such as sleeves. Aliieva L.I., Kalyuzhny V.L., Kordenko M.Yu., Kuzenko O.A. u201911074; application 11.11.2019; publ. 04.27.2020. Bull. N. 8. (in Ukrainian)
31. Pat. 141755 Ukraine, B21K 21/00. Method for extrusion of hollow parts. Aliiev I.S. Kalyuzhny V.L. Aliieva L.I. Levchenko V.M. u201910279; application 10.10.2019; publ. 04.27.2020. Bull. N. 8. (in Ukrainian)
32. Pat. 67977 A Ukraine, B21 K21/00. Method for extrusion of hollow parts. I.C. Aliiev, I.G. Savchinsky, L.I. Aliieva, K.I. Sivak. No. 2003077078; publ. 07.15.2004. Bull. N. 7. (in Ukrainian)
33. Pat. 74528 Ukraine, B 21 K 21/00. A method for obtaining hollow products with a thin bottom. I.S. Aliiev, I.G. Savchinsky, R.S. Borisov, L.I. Aliieva. 20031211209; appl. 09.12.2003; publ. 12.15.2005. Bull. N. 12. (in Ukrainian)
34. Pat. 107950 Ukraine, B 21 K 21/00. Method for manufacturing hollow containers like a cup. L.I. Aliieva, Kh.V. Goncharuk, R.I. Sivak. u201513100; application 12.30.15; publ. 06.24.16. Bull. N. 12. (in Ukrainian)
35. 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. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2023. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12353-6>

36. Pat. 1522070 USSR. B21 K5/00. Method for manufacturing hollow cylindrical parts. A.M. Dmitriev, D.A. Dmitrenko, V.M. Grishin et al. *Discoveries. Inventions*. 1991. N. 3. (in Russian)

Левченко В. М., Алієва Л. І., Абхарі П. Б., Малій О. Г. Перспективні способи точного об'ємного штампування видавлюванням складнопрофільованих деталей.

Ефективним шляхом підвищення конкурентоспроможності продукції машинобудування є освоєння ресурсозберігаючих технологій точного об'ємного штампування видавлюванням. Способи видавлювання відрізняються можливістю активного керування режимами обробки металів і дозволяють отримувати прецизійні заготовки із розмірами і якістю, які наближаються до параметрів готових деталей. Зараз спостерігається тенденція до розширення можливостей процесів видавлювання за рахунок додавання до традиційних способів поздовжнього видавлювання нових способів поперечного (радіального та бокового) видавлювання, які спрямовані на виготовлення більш складних деталей недоступних раніше форм. Подальший розвиток цих технологій пов'язано з розробкою способів комбінування схем поздовжнього та поперечного видавлювання, що дозволяє оптимізувати режими виготовлення складнопрофільованих порожнистих та стрижневих деталей за одну операцію. Систематизовано різновиди технологічних схем поперечного (радіального) та комбінованого поперечно-поздовжнього видавлювання. Виділено групи суміщеного, послідовного та поетапного комбінованого видавлювання, в яких об'єднано схеми, що здійснюються послідовно за шляхом і за часом виконання. Експериментально та за допомогою методу скінченних елементів досліджено особливості формоутворення та розвитку деформованого стану порожнистих та суцільних деталей з фланцями та потовщеннями при радіальному та комбінованому видавлюванні. Дана оцінка можливостей і обмеженням нових технологічних прийомів управління течією металу та якістю деформованої заготовки. Розглянуто умови виникнення характерних дефектів деталей, а також способи усунення появи дефектів і відхилень форми деталей.

Ключові слова: радіальне видавлювання, комбіноване поперечне-поздовжнє видавлювання, формоутворення, деталі з фланцем, порожнисті деталі, дефекти форми.

Левченко Володимир Миколайович – канд. техн. наук, мол. наук співроб. ІРЕ ім. О. Я. Усикова
Levchenko Volodymyr – Candidate of Technical Science, Junior Researcher of IRE of NASU
E-mail: 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
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5283-925X>

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

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

Хасанов Камоліддін Акмаль угли – аспірант ТГТУ
Khasanov Kamoliddin – Graduate student TSTU
E-mail: kamoliddinxasanov1995@gmail.com;
ORCID: <https://orcid.org/0009-0009-4394-1138>

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

ТДТУ – Ташкентський державний технічний університет імені Іслама Каримова, м. Ташкент
TSTU – Tashkent State Technical University named after Islam Karimov, Tashkent

Тітов А. В.
Балушок К. Б.
Тітов В. А.
Буртан М. А.
Холявік О. В.

ОСОБЛИВОСТІ ПРОЦЕСУ ІЗОТЕРМІЧНОГО ШТАМПУВАННЯ МОНОКОЛЕСА З АКсіАЛЬНИМИ ТОНКОСТІННИМИ ЕЛЕМЕНТАМИ З АЛЮМІНІЄВОГО СПЛАВУ АМГ6

Розглянуті особливості технічної підготовки процесу ізотермічного штампування моноколеса. Технологічний процес виготовлення цільноштампувальних робочих коліс (моноколіс) газотурбінного двигуна високошвидкісним фрезеруванням має високу трудомісткість та низький коефіцієнт використання металу. Найбільш перспективним технологічним процесом виготовлення таких деталей є ізотермічне штампування, яке дозволяє отримати сприятливе формування текстури матеріалу в тілі диска та лопатки. Наведено оцінку особливостей переміщення металу при ізотермічному штампуванні моноколеса з аксіальним розташуванням лопаток за допомогою програмного комплексу Deform-3D. Встановлено енергосилові параметри та напружено-деформований стан на різних етапах формоутворення моноколеса зі сплаву АМг6. Розроблено типовий штамп та установку для ізотермічного штампування. Проведені експериментальні роботи по ізотермічному штампуванню моноколеса з аксіальним розташуванням лопаток зі сплаву АМг6 та визначені механічні властивості виходу після ізотермічного штампування. Проведені статичні випробування для оцінки механічних властивостей матеріалу виходу моноколеса із аксіальними тонкостінними елементами після ізотермічного штампування. Результати вимірювань твердості показали незначне зменшення мікротвердості від 115 до 104 HV при віддаленні від осі відштампованого моноколеса із аксіальними тонкостінними елементами.

Ключові слова: газотурбінний двигун, моноколесо, ізотермічне штампування, алюмінієві сплави, метод скінченних елементів, силові режими, напружено-деформований стан

Надійність та ресурс сучасної авіаційної техніки в значній мірі залежить від ефективності авіаційних двигунів. Тому до деталей авіаційних двигунів пред'являються високі вимоги по параметрам якості, в першу чергу по механічним та експлуатаційним властивостям і точності. Характерним видом деталей авіаційних двигунів, до яких пред'являють високі вимоги є моноколеса. Вони представляють собою диски, виконані єдино із лопатками аеродинамічної форми. В залежності від функціонального призначення по конструктивній ознаці моноколеса можуть розділятися на типи, які відрізняються взаємним розташуванням пера лопатки із диском [1].

На сьогодні, моноколеса, як правило, виготовляються методами механічної обробки, в результаті чого 50–80 % металу виходить в стружку [2]. Також при механічній обробці моноколеса не вдається отримати прийнятний розподіл металу, що сприяло би максимальному опору виникаючим в ході експлуатації навантаженням, вібронавантаженням і т. д. Перспективним способом отримання моноколіс є гаряче об'ємне штампування (ГОШ), використання якого дозволяє отримати сприятливе формування текстури матеріалу в тілі диску та лопатки. Це забезпечує підвищений опір навантаженням, що виникають в ході експлуатації, забезпечує збільшення ресурсу деталі, зменшує витрати матеріалу, а також значно зменшує трудомісткість її виготовлення на 50–60 %. ГОШ моноколіс дає можливість отримати деталь із робочими поверхнями (пера лопатки), що не вимагають наступної механічної обробки або із мінімальними припусками та напусками на наступну механічну обробку. Це дозволяє зберігати отримані механічні властивості матеріалу, як результат течії його в порожнину ручая штамп [3, 4].

Таким чином метою роботи є оцінка енергосилових параметрів та напружено-деформованого стану (НДС) при формоутворенні моноколіс із аксіальними тонкостінними елементами із алюмінієвого сплаву АМг6 в умовах ізотермічного штампування із різними швидкостями деформування та геометріями вихідної заготовки.

Оцінка енергосилових параметрів та напружено-деформованого стану заготовки в процесі формоутворення проведена чисельними методами з використанням програмного

комплексу DEFORM-3D для обраної схеми формоутворення.

Моделювання проводили для типової деталі дифузور радіальний, модель якої показано на рис. 1. Деталь має кільцеву форму (зовнішній діаметр 330 мм, а внутрішній 205 мм), на якій розташовані лопатки. Конструктивною особливістю деталей такого типу є наявність конструктивних елементів (пера лопатки), що розташовані в аксіальному напрямку (паралельно осі моноколеса). Відносна висота пера лопатки до товщини диску $k = h_p/h_0$ складає 3...4; при цьому відносна товщина пера лопатки δ_p/h_p складає 0,33...0,25. Відносна товщина полотна диску δ_0/D складає 0,009...0,010.

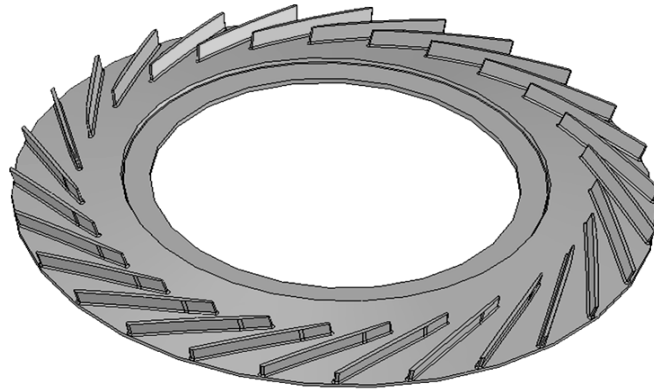


Рис. 1. Модель моноколеса з аксіальним розташуванням лопаток

При реалізації процесу деформування прийнята схема прямого пресування кільцевої заготовки, яка приведена на рис. 2. Заготовка 1 вкладається в штамповий простір, який складається з центральної вставки 3, формовочних матриць 4 і 5 і зовнішньої вставки 6. Штампування деталі відбувається при ході пуансона 2 вниз з постійною швидкістю V_y .

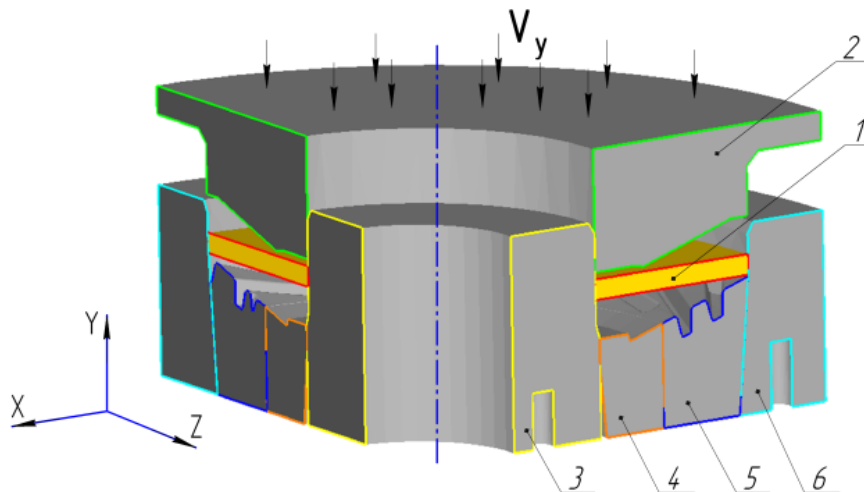


Рис. 2. Схема прямого пресування моноколеса з аксіальним розташуванням лопаток:

1 – заготовка; 2 – пуансон; 3 – центральна вставка; 4, 5 – формовочні матриці; 6 – зовнішня вставка

Розрахункову схему ізотермічного штампування моноколеса із аксіальними тонкостінними елементами із програмного комплексу DEFORM-3D на початку та в кінці процесу показано на рис. 3. Параметри для моделювання методом скінченних елементів (МСЕ) в DEFORM-3D технологічного процесу ізотермічного штампування моноколеса із аксіальними тонкостінними елементами із плоскої кільцевої заготовки наведено в табл. 1.

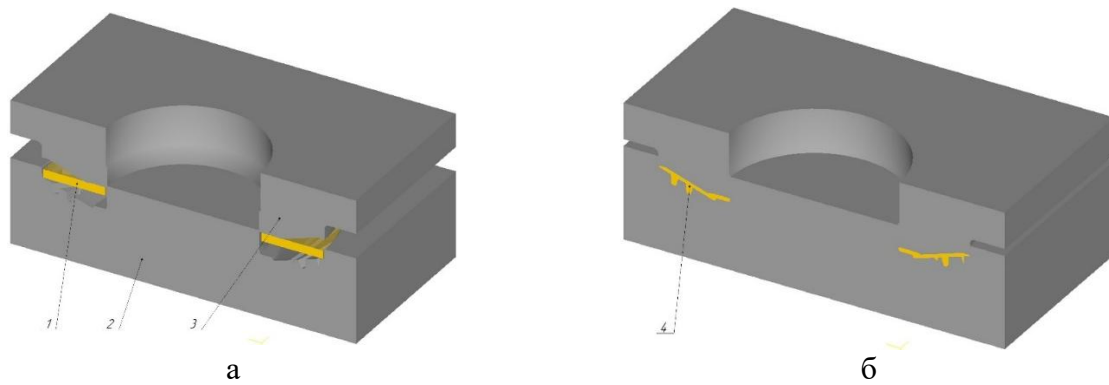


Рис. 3. Розрахункова схема процесу ізотермічного формоутворення моноколеса із аксіальними тонкостінними елементами із програми DEFORM-3D: а – на початку штампування; б – в кінці штампування

Таблиця 1

Параметри технологічного процесу для скінченоелементного моделювання ізотермічного штампування моноколеса

№	Параметри технологічного процесу	Показник
1.	Матеріал заготовки	АМг-6
2.	Температура заготовки, °С	450
3.	Температура оснащення, °С	450
4.	Матеріал інструменту	абсолютно жорсткий
5.	Змащення	Рідке
6.	Коефіцієнт тертя	0,3 по Зібелю
7.	Кількість скінченних елементів	200 000
8.	Швидкість пуансона, мм/с	0,0001-100

За результатами моделювання процесу ізотермічного штампування заготовки моноколеса із алюмінієвого сплаву АМг-6 з різними швидкостями деформування побудовано графік залежності технологічного зусилля від логарифму швидкостей переміщення пуансона (рис. 4).

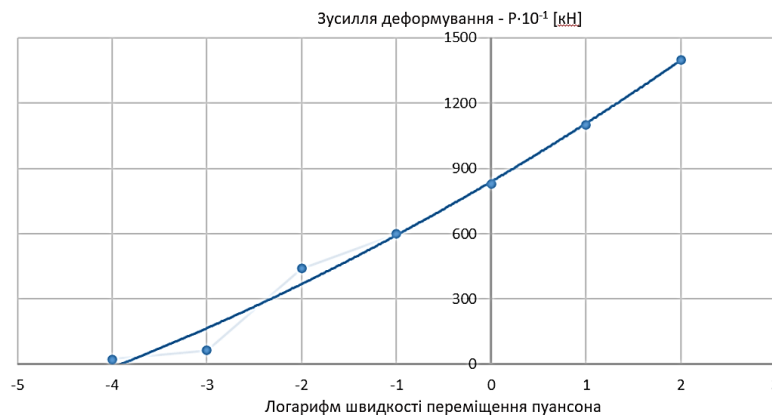


Рис. 4. Графік залежності технологічного зусилля ізотермічного штампування заготовки моноколеса із алюмінієвого сплаву АМг-6 від логарифму швидкостей переміщення пуансона

В результаті чисельного моделювання методом скінченних елементів процесу гарячого ізотермічного штампування моноколеса із аксіальними тонкостінними елементами в програмному середовищі DEFORM-3D було отримано графік залежності зусилля деформування від переміщення пуансона. Графік показано на рис. 5. Як бачимо, із рис. 5 різке зростання зусилля деформування відбувається в кінці робочого ходу пуансона. Це можна пояснити тим, що в цей

момент відбувається заповнення порожнин матриці в місцях пер лопаток. У даному випадку максимальне зусилля деформування при переміщенні пуансона на 22 мм становить 4400 кН.

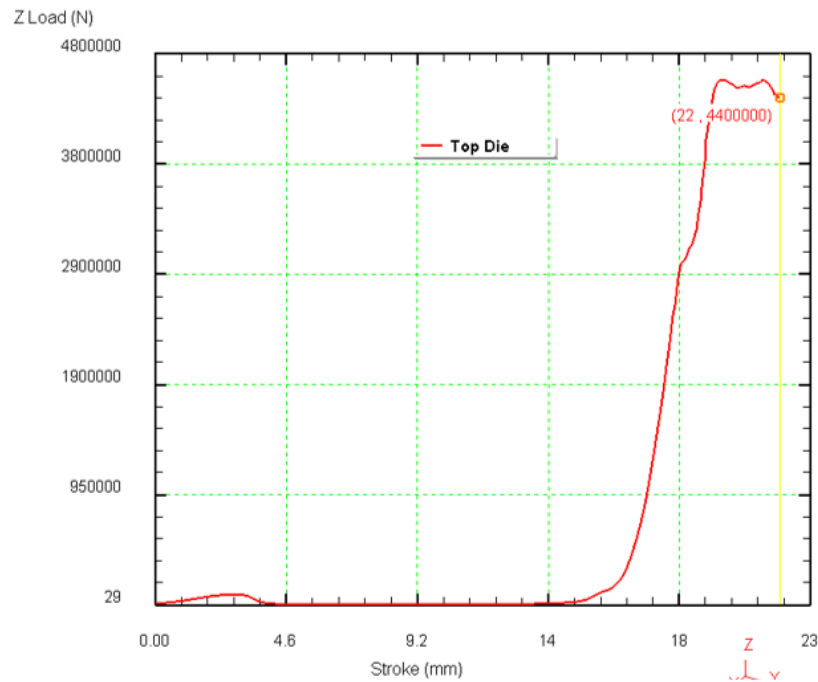


Рис. 5. Графік залежності зусилля деформування від переміщення пуансона при гарячому ізотермічному штампуванні моноколеса зі швидкістю деформування 0,01 мм/с.

На рис. 6, а та рис. 7, а показано розподіл інтенсивності деформацій ε_i та розподіл інтенсивності напружень σ_i відповідно в zdeформованому викові моноколеса. Як бачимо, найбільша інтенсивність деформацій ε_i (рис. 6, а) відповідає місцям радіусного переходу від диска моноколеса до пера лопатки. Найбільша інтенсивність напружень σ_i (рис. 7, а) відповідає цим же зонам.

На рис. 6, б та рис. 7, б показано розподіл інтенсивності деформацій ε_i та розподіл інтенсивності напружень σ_i відповідно в zdeформованому викові моноколеса в характерному перерізі області пера лопатки. Як бачимо, найбільші значення інтенсивності деформацій ε_i (рис. 6, б) та інтенсивності напружень σ_i (рис. 7, б) відповідають зонам радіусного переходу від диска моноколеса до пера лопатки. Після того, як метал проходить радіусний перехід відбувається формування пера лопатки, де значення ε_i та σ_i практично однакові по об'єму пера лопатки.

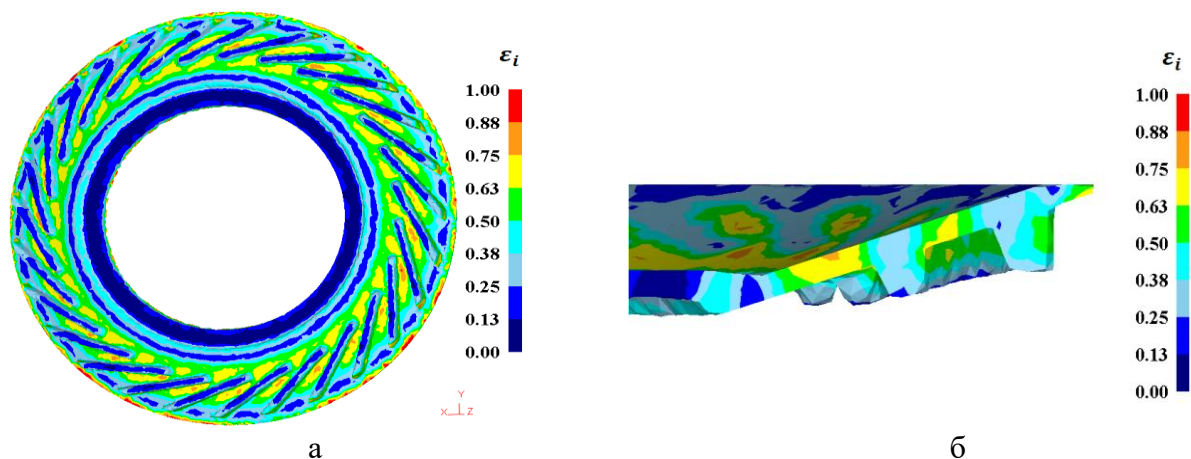


Рис. 6. Розподіл інтенсивності деформацій ε_i в zdeформованому викові моноколеса: а – по всьому об'єму заготовки, б – в характерному перерізі області пера лопатки

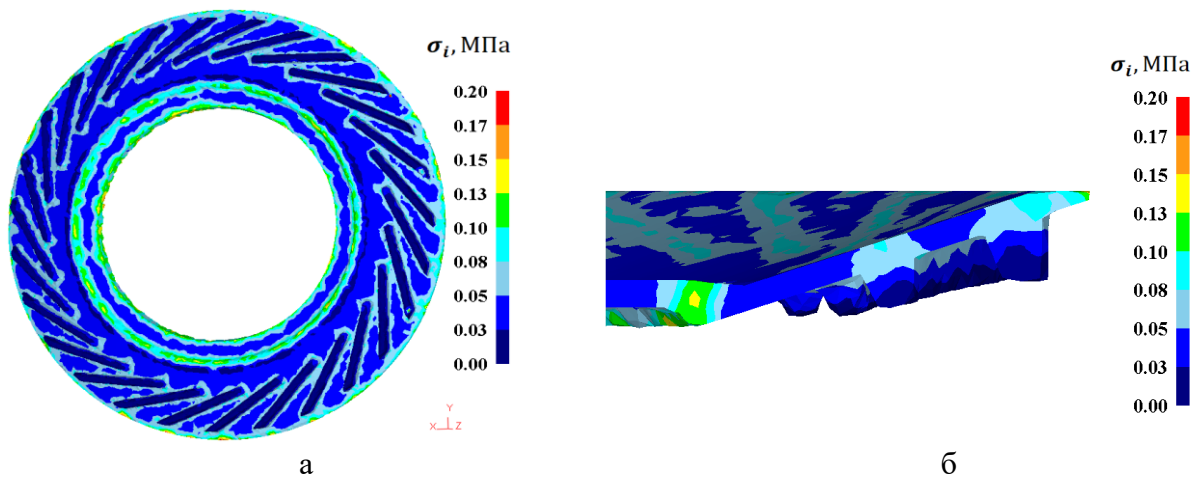


Рис. 7. Розподіл інтенсивності напружень σ_i в zdeформованому викові моноколеса: а – по всьому об'єму заготовки, б – в характерному перерізі області пера лопатки

При гарячому ізотермічному штампуванні викову моноколеса відбувається інтенсивний перерозподіл та течія всього металу заготовки. На рис. 8 показано напрям течії металу матеріалу в плані (а) та в характерному перерізі деталі – тілі лопатки (б).

На рис. 9 показаний розподіл середніх напружень $\sigma_{сер}$ по об'єму викову в кінці деформування. Як бачимо значення середніх напружень в zdeформованому викові знаходиться у межах від -9 до 3 МПа.

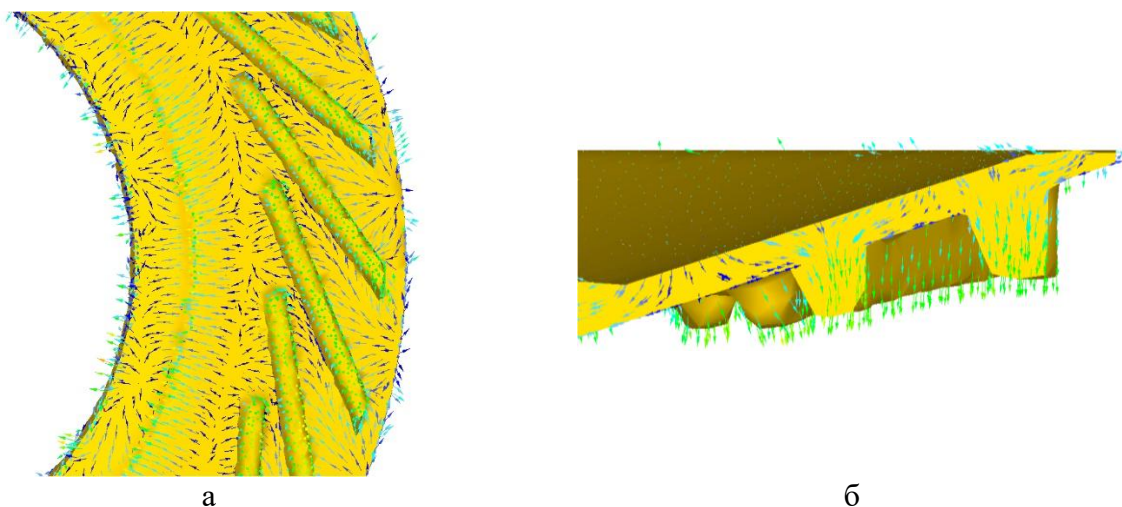


Рис. 8. Напрямок течії металу матеріалу при гарячому ізотермічному штампуванні моноколеса: а – в плані викову, б – в характерному перерізі – тілі лопатки

Результати розрахунку показують, що при проектуванні процесів необхідно враховувати ресурс пластичності в небезпечних зонах ізотермічного штампування, які співпадають із місцем переходу від диска моноколеса до тіла пера лопатки. При цьому зменшення коефіцієнта використання ресурсу пластичності доцільно досягати за рахунок зміни форми вихідної заготовки. На рис. 10 показаний розподіл коефіцієнта використання ресурсу пластичності по всьому об'єму zdeформованого викову моноколеса в кінці деформування. Як бачимо, найбільше значення коефіцієнта використання ресурсу пластичності є в тілі пера лопаток та не перевищує $0,3$, що є допустим та не призведе до руйнування.

В результаті комп'ютерного моделювання ізотермічного штампування моноколеса з аксіальними тонкостінними елементами в системі DEFORM-3D виконаний розрахунок технологічного зусилля процесів, виконаний вибір форми та розмірів заготовок, а також параметрів процесу, що дало змогу виконати проектування установки для ізотермічного пресування.

Установка спроектована під гідравлічний прес зусиллям 400 тонн, який знаходиться в лабораторії кафедри технології виготовлення літальних апаратів КПІ ім. Ігоря Сікорського та призначена для встановлення та нагріву штампів для ізотермічного формоутворення точних заготовок моноколес ГТД.

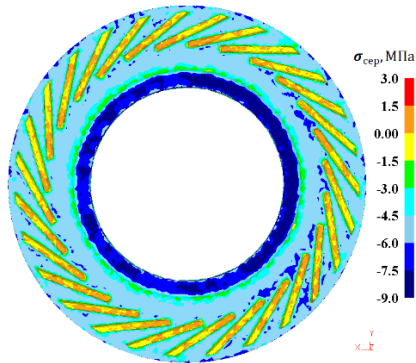


Рис. 9. Розподіл середніх напружень $\sigma_{сер}$ по об'єму zdeформованого викову моноколеса

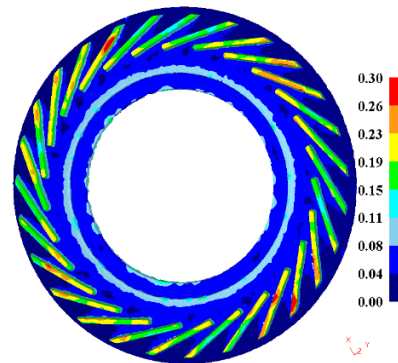


Рис. 10. Розподіл коефіцієнта використання ресурсу пластичності по об'єму zdeформованого викову моноколеса

Схема установки наведена на рис. 11.

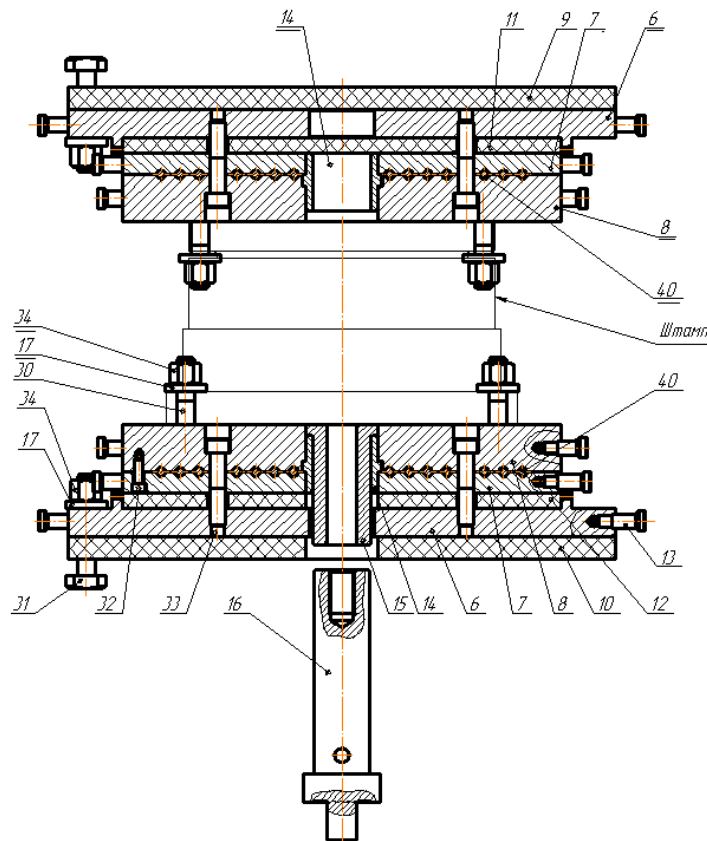


Рис. 11. Схема установки для ізотермічного пресування:

6 – основа; 7 – плита середня; 8 – плита верхня; 9, 10, 11, 12 – асбестові прокладки; 13 – штирі для транспортування окремих плит та устаткування в сборі; 14 – втулка спрямовуюча; 15 –грибок для виштовхування; 16 – виштовхувач; 17 – шайба; 30, 31 – болти; 32, 33 – гвинти; 34 – гайки

Нижній комплект плит відрізняється від верхнього наявністю грибка 15 та виштовхувача 16, які використовуються при потребі видалити (виштовхнути) виготовлені деталі поковки зі штампу. Плити 8 мають Т-образні пази, через які болтами 30 та гайками 34 до установки кріпиться змінне оснащення (штампи). Між плитами 8 та 7 розміщені нагрівальні елементи – тенти 40. Через плити 6 та проміжні шари азбесту 9, 10 установка кріпиться до стола та до плити повзуна преса болтами 31. Проміжні шари азбесту 9, 10 та 11, 12 служать для термоізоляції та запобігання втрати тепла.

Для експериментального відпрацювання процесу виготовлення викову моноколеса з аксіальними тонкостінними елементами розроблено штамп для ізотермічного пресування (рис. 12), який встановлюється на установку для ізотермічного пресування. Виков деталі має припуск 1,5 мм та напуски в місцях зі складною геометрією. Напуски дозволяють значно спростити конструкцію штампу, в результаті чого ми маємо тільки одну площину роз'єму. Технологічні припуски та напуски видаляються при подальшій механічній обробці на станках з ЧПК.

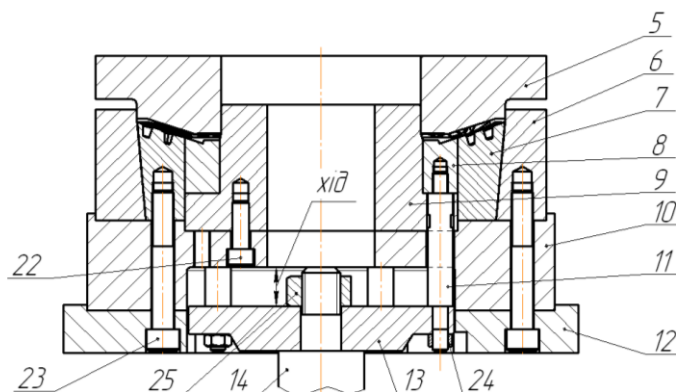


Рис. 12 Штамп для ізотермічного пресування:

5 – пуансон; 6 – бандаж; 7 – матриця; 8 – вставка-знімач; 9 – вставка центральна; 10 – плита опорна; 11 – штовхач; 12 – плитанижня; 13 – плита кріплення штовхачем; 14 – штовхач центральний; 22, 23 – гвинти; 24, 25 – гайки

Загальний вигляд установки і штампа для ізотермічного пресування, який встановлений на пресі, показаний на рис. 13.



а



б



в

Рис. 13. Штамп для ізотермічного пресування моноколеса:

а – загальний вигляд; б – пуансон; в – матриця

Перед укладанням заготовки (рис. 14, а, б) в штамп на верхню (рис. 13, б) та нижню (рис. 13, в) частину штампа наносилось консистентне змащення.



Рис. 14. Заготовка (а) для ізотермічного штампування моноколеса та її розміщення в ручаї штампу

Формоутворення моноколіс з аксіальним розташуванням лопаток з алюмінієвого сплаву АМгб проводили при температурі 410 °С (рис. 15, а) та 450 °С (рис. 15, б). При більшій температурі спостерігається більше заповнення ручая штампу. Витримка під тиском до 5 хв також забезпечує більш повне заповнення ручая штампу

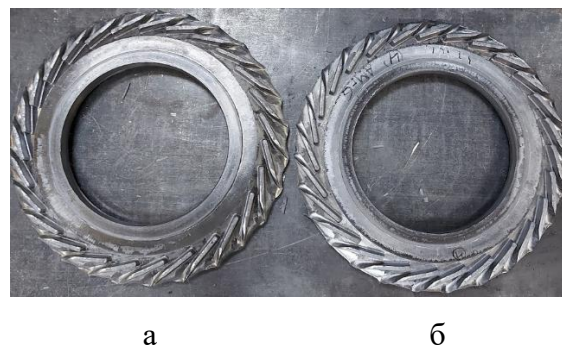


Рис. 15. Відштамповані моноколеса з аксіальним розташуванням лопаток з алюмінієвого сплаву АМгб: а – при температурі 410 °С, б – при температурі 450 °С

Відштамповані моноколеса механічно розрізались для проведення статичних випробувань для оцінки механічних властивостей матеріалу деталей після їх ізотермічного штампування (рис. 16).

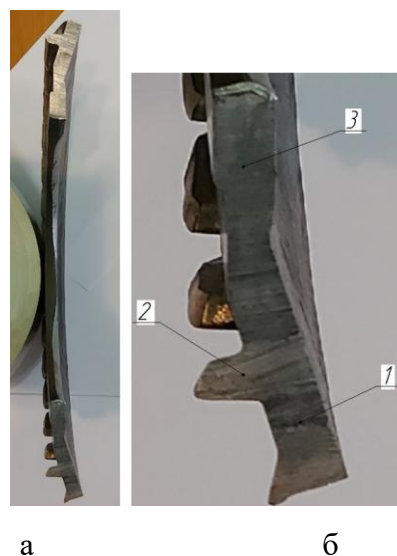


Рис. 16. Розріз викову моноколеса з аксіальним розташуванням лопаток: а – загальний вигляд, б – схема точок для виміру мікротвердості

Вимірювання твердості проводили по Вікерсу за схемою представленою на рис. 16, б.

Результати вимірювань твердості показали незначне її зменшення від 115 до 104 HV при віддаленні від осі відштампованої деталі.

Результати механічних випробувань на одновісний розтяг: $\sigma_{0,2} = 130\text{--}155$ МПа, $\sigma_B = 305\text{--}315$ МПа та $\delta = 14\text{--}15$ %. При віддаленні від осі деталі спостерігається незначне зменшення межі міцності σ_B та незначне збільшення δ .

ВИСНОВКИ

В роботі були викладені результати по чисельному моделюванню методом скінченних елементів в програному середовищі DEFORM-3D процесу ізотермічного штампування викову моноколеса із аксіальними тонкостінними елементами із алюмінієвого сплаву АМг-6 із різними швидкостями деформування.

Вказані розрахункові схеми процесу, задані граничні умови, вихідні заготовки та інші технологічні параметри для моделювання процесу ізотермічного штампування. Показані графіки залежності зусилля деформування від переміщення пуансона при гарячому ізотермічному штампуванні моноколеса при різних швидкостях деформування. Встановлений напружено-деформований стан здеформованих виковів та розподіл температур й критерію руйнування в кінці деформування.

Також за результатами моделювання процесу ізотермічного штампування викову моноколеса із алюмінієвого сплаву АМг-6 з різними швидкостями деформування побудовано графік залежності технологічного зусилля від логарифму швидкостей переміщення пуансона.

Проведені статичні випробування для оцінки механічних властивостей матеріалу викову моноколеса із аксіальними тонкостінними елементами після ізотермічного штампування.

Результати вимірювань твердості показали незначне зменшення мікротвердості від 115 до 104 HV при віддаленні від осі відштампованого моноколеса із аксіальними тонкостінними елементами.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Богуслаєв В.О., Качан О.Я., Долматов А.І. та інші. Технологія виробництва авіаційних двигунів. Випробування авіаційних двигунів: підручник. Запоріжжя: АТ «Мотор Січ», 2015. 330 с.
2. A. Calleja, H. González, R. Polvorosa, G. Gómez, I. Ayesta, M. Barton, L.N. López de Lacalle, 2019, Blisk blades manufacturing technologies analysis, 8th Manufacturing Engineering Society International Conference, MESIC 2019, 19-21 June 2019, Madrid, Spain <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.09.062>
3. Liubov Magerramova, Eugene Kratt, Development of the Design and Technological Solutions for Manufacturing of Turbine Blisks by HIP Bonding of the PM Disks with the Shrouded Blades, Materials Research Proceedings, Vol. 10, pp 39-46, 2019 <https://dx.doi.org/10.21741/9781644900031-6>
4. Теорія та практика обробки металів тиском / Під ред. Богуслаєва В.О., Бобиря М.І., Тітова В.А., Качана О.Я. Запоріжжя, вид., АТ «Мотор Січ», 201. 522 с.

REFERENCES

1. Bohuslaiev V.O., Kachan O.Ya., Dolmatov A.I. ta insh. Technology of production of aircraft engines. Testing of aircraft engines: a textbook. Zaporizhzhia: JSC «Motor Sich», 2015. 330 p.
2. A. Calleja, H. González, R. Polvorosa, G. Gómez, I. Ayesta, M. Barton, L.N. López de Lacalle, 2019, Blisk blades manufacturing technologies analysis, 8th Manufacturing Engineering Society International Conference, MESIC 2019, 19-21 June 2019, Madrid, Spain <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.09.062>
3. Liubov Magerramova, Eugene Kratt, Development of the Design and Technological Solutions for Manufacturing of Turbine Blisks by HIP Bonding of the PM Disks with the Shrouded Blades, Materials Research Proceedings, Vol. 10, pp 39-46, 2019 <https://dx.doi.org/10.21741/9781644900031-6>
4. 4. Theory and practice of metal processing by pressure / Ed. Bohuslaieva V.O., Bobyria M.I., Titova V.A., Kachana O.Ya. Zaporizhzhia: JSC «Motor Sich», 2016, 522 p.

Titov A., Balushok K., Titov V., Burtan M., Kholiavik O. The features of the process of isothermal stamping of a monowheel with axial thin-walled elements made of aluminum alloy AMg6.

The features of the technical preparation of the process of isothermal stamping of a monowheel are considered. The technological process of manufacturing solid stamped impellers (monowheels) of a gas turbine engine by high-speed milling is highly labor-intensive and has a low metal utilization factor. The most promising technological process for manufacturing such parts is isothermal stamping, which allows for favorable formation of the material texture in the body of the disk and blade. An assessment of the features of metal movement during isothermal stamping of a monowheel with axial arrangement of blades is presented using the Deform-3D software package. The energy-power parameters and the stress-strain state at different stages of the formation of a monowheel made of AMg6 alloy are established. A typical stamp and installation for isothermal stamping are developed. Experimental work on isothermal stamping of a monowheel with axial arrangement of blades made of AMg6 alloy is carried out and the mechanical properties of the forging after isothermal stamping are determined. Static tests were conducted to assess the mechanical properties of the material forging a monowheel with axial thin-walled elements after isothermal stamping. The results of hardness measurements showed a slight decrease in microhardness from 115 to 104 HV when the stamped monowheel with axial thin-walled elements was removed from the axis.

Keywords: *gas turbine engine, monowheel, isothermal stamping, aluminum alloys, finite element method, force regimes, stress-strain state*

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

Titov Andrii – Candidate of Technical Science, Associate Professor, Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

E-mail: titov.andrii@iit.kpi.ua

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

Балушок Костянтин Броніславович – канд. техн. наук, головний інженер, АТ «Мотор Січ»

Balushok Kostyantyn – Candidate of Technical Sciences, Chief Engineer, JSC “Motor Sich”

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-8212-9275>

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

Titov Viacheslav – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

E-mail: vat.kpi@gmail.com

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

Буртан Микола Андрійович – магістрант, НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»

Burtan Mykola – Master Student, Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

Холявік Ольга Віталіївна – канд. техн. наук, доц., НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського»

Kholiavik Olha – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

E-mail: k_omd@ukr.net;

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-6539-4467>

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

Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute – National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute», Kyiv

АТ «Мотор Січ» – Акціонерне Товариство «Мотор Січ», м. Запоріжжя, Україна

JSC “Motor Sich” – Joint-stock company “Motor Sich”, Zaporizhzhia, Ukraine

Калюжний О. В.
Калюжний В. Л.
Солянов Д. О.

ЗУСИЛЛЯ, НАПРУЖЕННЯ ТА ДЕФОРМАЦІЇ ПРИ ТРЬОХ ВАРІАНТАХ ХОЛОДНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ НАПІВФАБРИКАТІВ ДЛЯ ВИТЯГУВАННЯ З ПОТОНШЕННЯМ

В статті за допомогою скінченно-елементної програми DEFORM і пружно-пластичної моделі металу проведено дослідження трьох варіантів холодного видавлювання із сталі AISI-1015 вісесиметричних порожнистих напівфабрикатів для подальшого витягування з потоншенням. Використано варіанти широко розповсюдженого традиційного зворотного видавлювання, прямого видавлювання з роздачою та зворотного видавлювання з роздачою в рухомій матриці. Встановлено залежності зусиль видавлювання, виймання пуансонів із напівфабрикатів та виштовхування напівфабрикатів із матриць від переміщення деформуючого інструмента. Рациональним варіантом для отримання напівфабрикатів для витягування є зворотне видавлювання з роздачою в рухомій матриці, яке забезпечує менше зусилля деформування в порівнянні зі зворотним видавлюванням та більш високу продуктивність виготовлення в порівнянні з прямим видавлюванням з роздачою. Для варіанту традиційного зворотного видавлювання та зворотного видавлювання в рухомій матриці проведено порівняння результатів моделювання по розподілах питомих зусиль на деформуючому інструменті, по розподілах температури в об'ємах напівфабрикатів і компонент напружень у донних частинах напівфабрикатів в кінці видавлювання та по розподілах компонент деформацій у стінках і донних частинах. Пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією по ширині стінок і у донних частинах напівфабрикатів оцінено по розподілу і величині інтенсивності деформації. видавлювання в рухомій матриці забезпечує більш інтенсивне пропрацювання по ширині стінки та у донній частині напівфабрикату. Виявлено форму і розміри напівфабрикатів. По даних моделювання спроектовано і виготовлено штамп для зворотного видавлювання та проведено експерименти на гідравлічному пресі. Результати експериментів по зусиллю видавлювання показали хорошу узгодженість з розрахунковими даними.

Ключові слова: Холодне видавлювання, порожнистий напівфабрикат, метод скінченних елементів, зусилля, питомі зусилля, напруження, деформації.

Холодне видавлювання порожнистих напівфабрикатів використовується у якості першого переходу штампування при виготовленні складових виробів спеціального призначення певного калібру. В умовах масового виробництва напівфабрикатів холодним пластичним формоутворенням на першому місці стоїть завдання підвищення стійкості деформуючого інструменту, що приведе до збільшення продуктивності виробництва та зменшення собівартості напівфабрикатів. Збільшення стійкості можна досягти завдяки зниженню зусиль видавлювання і питомих зусиль на пуансонах, виштовхувачах і матрицях. Для видавлювання порожнистих напівфабрикатів в теперішній час широко використовують варіант зворотного видавлювання, при якому розмір заготовки однаковий із зовнішнім діаметром напівфабрикату. Вихідні заготовки із гарячекатаного круглого прокату отримують шляхом безвідхідного відрізання зсувом в штампах на пресах. При відрізанні потрібно вирішувати задачу підвищення геометричної точності заготовок. Застосування варіантів прямого видавлювання з роздачою та зворотного видавлювання з роздачою в рухомій матриці приводять до зниження зусилля деформування на пуансонах, в порівнянні з традиційним зворотним видавлюванням, та потребують використання заготовок меншого діаметра при однакових зовнішніх розмірах напівфабрикатів, що приводить до підвищення точності при відрізанні.

В процесі видавлювання порожнистих напівфабрикатів, крім отримання необхідної форми, потрібно провести відповідне пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією донної частини для досягнення заданих механічних властивостей у цьому місці. Донна частина напівфабрикатів не деформується на подальших переходах витягування з потоншенням і обтиску при виготовленні вищевказаних виробів. Тому на етапі розроблення технології видавлювання актуальними є завдання встановлення параметрів по отриманню форми напівфабрикатів для витягування з потоншенням та визначення пропрацювання структури металу пластичною деформацією у донних частинах.

На рис. 1 приведено три варіанти видавлювання порожнистих напівфабрикатів з донними частинами конусної форми для подальшого витягування з потоншенням. На цьому рисунку ліворуч від вісі симетрії показано положення на початку видавлювання, а праворуч – в кінці видавлювання. Найбільш широко розповсюджений варіант традиційного зворотного видавлювання (рис. 1а). Заготовку 1 розміщено на конусній поверхні матриці 2 з виштовхувачем 3. Деформування здійснюють пуансоном 4, при переміщенні якого отримують напівфабрикат 5 з конусною поверхнею на донній частині. Варіант прямого видавлювання з роздачою (розширенням) зображено на рис. 1б. Заготовку 1 встановлено в матриці 2 на пуансоні 3. При переміщенні штовхача 4 отримують напівфабрикат 5 із зовнішнім діаметром, який більший за діаметр заготовки 1. Варіант потребує меншого зусилля деформування та використання заготовки меншого діаметра в порівнянні з попередньою схемою. При реалізації такого варіанту виникають складнощі вилучення напівфабрикату 5 із штампу. Вказаний недолік відсутній для варіанту зворотного видавлювання з роздачою в рухомій матриці (рис. 1в). Заготовку 1 встановлено в матриці 2 на виштовхувачі 3. При одночасному переміщенні пуансона 4 і матриці 2 з однаковою швидкістю отримують напівфабрикат 5.

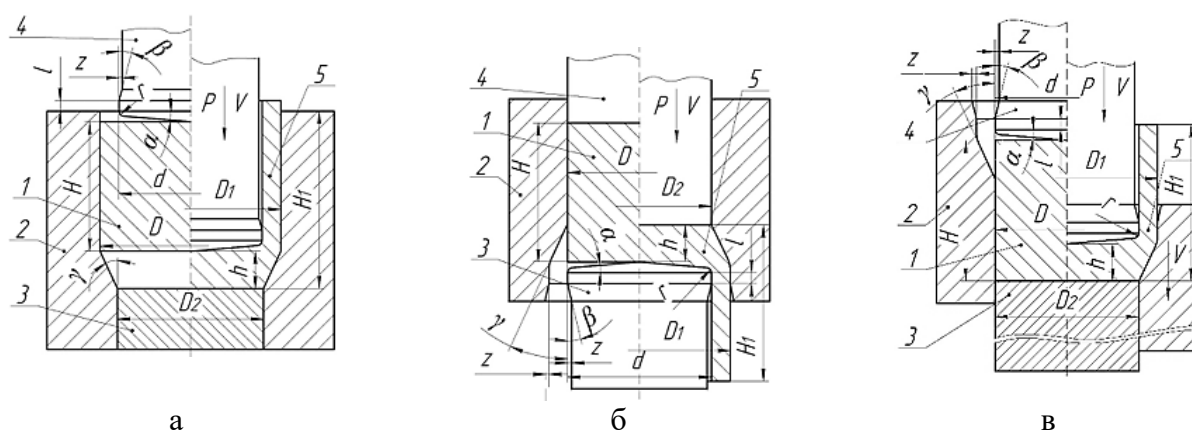


Рис. 1. Варіанти видавлювання порожнистих напівфабрикатів для подальшого витягування з потоншенням:

а – традиційне зворотне видавлювання, б – пряме видавлювання з роздачою, в – зворотне видавлювання з роздачою в рухомій матриці

Авторами [1] методом скінченних елементів (МСЕ) із застосуванням жорстко-пластичної моделі металу проведено розрахунковий аналіз трьох стадійного процесу холодного видавлювання з рухомою матрицею. Визначено швидкість матриці для зменшення навантаження на деформуючий інструмент.

У джерелі [2] представлено п'ятиперехідну технологію холодного видавлювання. Моделюванням МСЕ в програмі Deform-2D було встановлено параметри формоутворення. Результати експериментів підтвердили можливість реалізації такої технології.

Досліджено вплив геометричних параметрів матриці на навантаження при радіальному видавлюванні заготовок із алюмінію АА606 у роботі [3]. Для чисельного розрахунку на жорстко-пластичній моделі використано середовище Deform-2D. Достовірність результатів моделювання була перевірена за допомогою експериментальних даних із літератури.

Авторами [4] на прикладі процесу зворотного видавлювання чашки показано, що завдяки керованим рухам інструменту можна контролювати надійність процесу формоутворення та його продуктивність, що приводить до розширення меж видавлювання.

В роботі [5] розглянуто процес прямого-зворотного видавлювання порожнистих деталей, що реалізує значну пластичну деформацію для ультрадрібнозернистих металів. Аналіз МСЕ для чистого алюмінію показав вищу величину деформації та більшу рівномірність деформації по товщині і довжині виробу.

Шляхом моделюванням МСЕ в програмі Deform-2D у джерелі [6] встановлено вплив конструктивних параметрів матриці на холодне пряме видавлювання з роздачою порожнистих виробів з латуні. Визначено зусилля і питомі зусилля видавлювання, форми і розміри виробів, розподіли напружень, деформацій і температури у деформованому металі.

Дослідження авторів [7] присвячено детальному вивченню впливу ступеню деформації і кута нахилу пуансона на течію металу і питомі зусилля при зворотному видавлюванні. Моделювання МСЕ здійснено з використанням жорстко-пластичної моделі металу.

У джерелі [8] проведено порівняння традиційного зворотного видавлювання порожнистих виробів із запропонованим авторами методом зворотного видавлювання пуансоном з рухомою оправкою. Для дослідження використано експериментальні методи та МСЕ. По запропонованому методу пластична деформація приблизно вдвічі вища, ніж при традиційному видавлюванні, що може покращити механічні властивості деформованого металу.

Моделювання МСЕ авторами роботи [9] використано для визначення впливу розміру заготовки, ступеню деформації, кута нахилу пуансона на формоутворення при холодному зворотному видавлюванні порожнистого виробу із сталі AISI 1010. Встановлено зусилля на пуансоні, напруження і деформації у деформованому металі.

Результати моделювання в програмі Deform-2D процесів холодного видавлювання порожнистих виробів з використанням пружно-пластичної і пластичної моделей металу приведено в монографії [10]. Для виробів із сталей і кольорових металів встановлено раціональні параметри для проектування технології та штампового оснащення.

Новий метод формування фланців на порожнистих деталях із алюмінієвого сплаву EN AW 6060 шляхом радіальної екструзії, який був перевірений аналізом МСЕ з використанням програмного пакету Deform-3D та експериментальними випробуваннями, представлено авторами [11]. Метод дозволив отримати фланці з відносно великим діаметром і рівномірною товщиною.

За допомогою МСЕ в середовищі Deform-2D у джерелі [12] досліджено вплив швидкості деформування на процес холодного зворотного видавлювання з роздачою вісесиметричних порожнистих деталей із бронзи BRASS 377 CDA. При збільшенні швидкості деформування зменшується зусилля видавлювання і зростає температура деформованого металу, знижується зусилля вилучення пуансону із деформованої заготовки та зусилля виштовхування деталі із матриці.

В роботі [13] досліджено процес зворотного видавлювання порожнистого виробу із алюмінієвого сплаву пуансоном, який обертався при поступальному русі. Виконано моделювання МСЕ в середовищі Deform та проведено натурні експерименти. Завдяки обертанню пуансона заготовка розігрівається і в осередку деформації процес змінюється з холодного на гаряче видавлювання. Отриманий виріб має підвищену міцність та меншу пластичність в порівнянні з традиційним способом зворотного видавлювання.

Досліджено в роботі [14] спосіб видавлювання порожнистих виробів за два переходи для зменшення нерівномірності деформації. На першому переході одночасно виконується зворотне видавлювання стінки корпусу і пряме видавлювання з утворенням технологічного уступу в донній частині. На другому переході відбувається витіснення металу з уступу назад у донну частину корпусу. Наведено результати моделювання МСЕ і експериментального дослідження, які підтверджують перевагу способу в зниженні силових режимів та нерівномірності деформацій.

Авторами [15] було проведено моделювання МСЕ та експериментальні дослідження п'яти-перехідного процесу холодного штампування гайок з низьковуглецевої сталі AISI 1010 з використанням переходів зворотного видавлювання. Порівняння зусиль формоутворення, отриманих в експерименті, з результатами чисельного моделювання показало хорошу узгодженість.

Авторами [16] Розроблено і досліджено спосіб видавлювання за один перехід порожнистих конічних виробів зі змінною товщиною стінки. Для моделювання МСЕ використано програму Deform-2D, яке дозволило виявити зусилля деформування, розподіли питомих зу-

силь на інструменті та напружень і деформацій у деформованому металі. Розрахунком показано і експериментально підтверджено можливість зниження силових режимів при формоутворенні конічних порожнистих виробів.

На основі аналізу літературних джерел виявлено, що для отримання порожнистих напівфабрикатів і виробів в основному застосовують варіант холодного зворотного видавлювання, в якому діаметр вихідної заготовки однаковий із зовнішнім діаметром виробу. Варіанти прямого видавлювання з роздачою і зворотного видавлювання з роздачою в рухомій матриці потребують використання заготовок меншого діаметру та дозволяють зменшити зусилля деформування в порівнянні з попереднім варіантом, але в існуючих роботах недостатньо даних по формоутворенню напівфабрикатів із кутом $\gamma < 16^\circ$ (див. рис. 1б), що необхідно для подальшого витягування з потоншенням, та практично відсутня інформація про зусилля виймання пуансонів із напівфабрикатів і виштовхування їх із матриць. Для проведення моделювання холодного видавлювання порожнистих напівфабрикатів раціонально використовувати програму Deform, яка дозволяє враховувати всі основні фактори, що впливають на таке формоутворення, та дозволяє визначити параметри для проектування технології і штампового оснащення.

Метою роботи є проведення моделювання за допомогою МСЕ холодного видавлювання порожнистих напівфабрикатів з донною частиною конусної форми по трьох варіантах формоутворення та порівняння отриманих результатів. Завданнями дослідження було визначення зусиль видавлювання, зусиль виймання пуансонів із напівфабрикатів і виштовхування напівфабрикатів із матриць, питомих зусиль на деформуючому інструменті; виявлення кінцевих форм і розмірів напівфабрикатів; встановлення розподілів компонент напружень і деформацій та пропрацювання структури металу пластичною деформацією; обґрунтування раціональної схеми для видавлювання порожнистих напівфабрикатів.

Для виконання дослідження було використано три вищенаведені варіанти видавлювання (див. рис. 1) порожнистих напівфабрикатів із сталі 15 (AISI 1015). Моделювання вісесиметричного видавлювання проведено в середовищі Deform 2D з використанням пружно-пластичної моделі металу для можливості визначення зусиль виймання пуансонів із напівфабрикатів та виштовхування напівфабрикатів із матриць. Швидкість деформування складала $V = 2$ мм/сек. Тертя на контактуючих поверхнях враховано по Кулону з коефіцієнтом тертя $\mu = 0,08$.

Для отримання напівфабрикатів з однаковими розмірами ($D_1 = 40$ мм, $D_2 = 34$ мм, $h = 15$ мм, $d = 30$ мм, $H_1 = 150$ мм) по трьох варіантах видавлювання були використані заготовки висотою $H = 72$ мм і діаметром $D = 40$ мм для варіанту 1а та $H = 100$ мм і $D = 34$ мм для варіантів 1б і 1в (див. рис. 1). Розміри деформуючого інструменту: $D_1 = 40$ мм, $D_2 = 34$ мм, $h = 15$ мм, $d = 30$ мм, $\alpha = 7^\circ$, $\beta = 7^\circ$, $r = 1 = 2$ мм, $z = 0,15$ мм, $\gamma = 12^\circ$.

Розрахункові схеми в розрізі із програми Deform для трьох варіантів видавлювання показано на рис. 2. На рис. 2а зображено схему на початку 1 варіанту видавлювання. Заготовку 1 встановлено на конусній поверхні матриці 2 з виштовхувачем 3. При переміщенні пуансона 4 отримують напівфабрикат 5 з конусною поверхнею на донній частині (рис. 2б). Після зворотного руху пуансона 4 напівфабрикат 5 залишається в матриці 2 (рис. 2в) та видаляється з неї за допомогою виштовхувача 3 (рис. 2г). Схему на початку 2 варіанту видавлювання зображено на рис. 2д. Заготовку 1, що має менший діаметр в порівнянні із зовнішнім розміром напівфабрикату, встановлено в матриці 2 на пуансоні 3. видавлювання здійснюють переміщенням штовхача 4 з отриманням напівфабрикату 5 (рис. 2е). При зворотному переміщенні матриці 2 із штовхачем 4 відбувається знімання напівфабрикату 5 з пуансона 3 (рис. 2ж). Виштовхування напівфабрикату 5 із матриці 2 виконують штовхачем 4 (рис. 2з). Схему на початку 3 варіанту видавлювання представлено на рис. 2і. Заготовку 1 розміщено в матриці 2 на виштовхувачі 3. При одночасному переміщенні пуансона 4 із матрицею 2 отримують напівфабрикат 5 (рис. 2к). При зворотному переміщенні пуансона 4 напівфабрикат 5 залишається в матриці 2 (рис. 2л) та видаляється з неї за допомогою виштовхувача 3 (рис. 2м). Цей варіант видавлювання, в порівнянні з попереднім, суттєво спрощує видалення напівфабрикату після формоутворення.

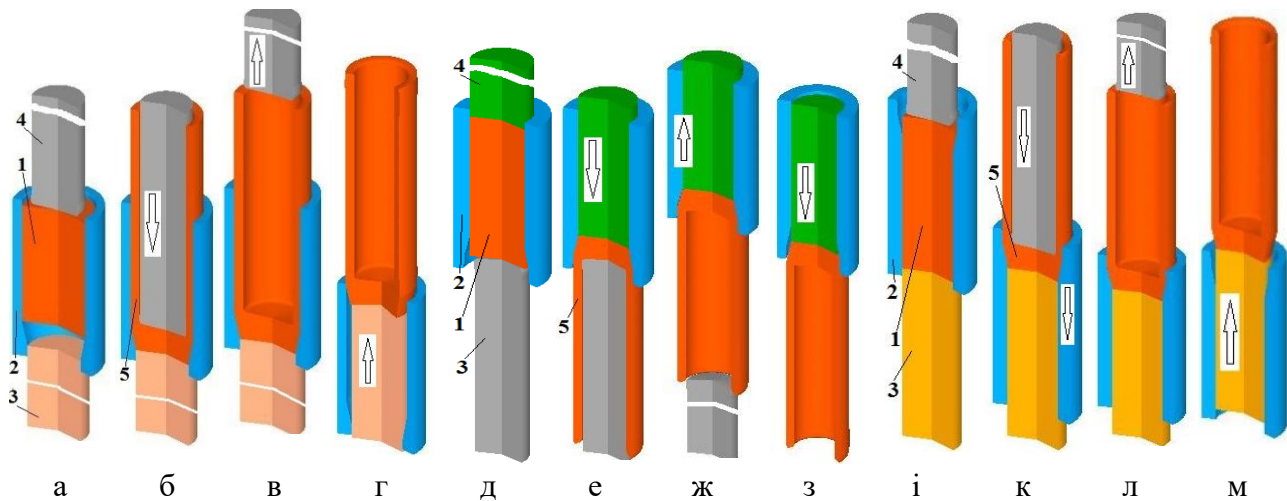


Рис. 2. Розрахункові схеми при видавлюванні:

а – г – по 1 варіанту, д – з – по 2 варіанту, і – м – по 3 варіанту

Зусилля для 1 варіанту видавлювання представлено на рис. 3. Тут і нижче графіки побудовані в програмі Deform, на яких відмічено максимальні значення досягнутих зусиль. Залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона показано на рис. 3а. Спочатку проходить заповнення металом конусної поверхні матриці при зусиллі 0,72 МН. Далі зусилля інтенсивно зростає і досягає постійного значення 1,7 МН на усталеній стадії процесу видавлювання. Найбільша величина зусилля виймання пуансона із напівфабрикату складала 21,2 кН (рис. 3б). Зусилля виштовхування напівфабрикату із матриці отримано величиною 1,1 кН на протязі цього процесу (рис. 3в).



Рис. 3. Зусилля для 1 варіанту видавлювання:

а – залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона; б – залежність зусилля виймання пуансона від його зворотного переміщення; в – залежність зусилля виштовхування від переміщення виштовхувача

Зусилля для 2 варіанту видавлювання наведено на рис. 4. На рис. 4а показано залежність зусилля видавлювання від переміщення штовхача. Зусилля на неусталеній стадії інтенсивно зростає та досягає величини 1,61 МН на усталеній стадії. Зусилля виймання пуансона із напівфабрикату отримано з максимальною величиною 9,8 кН на початку цього процесу (рис. 4б). Також максимальне значення 4,28 кН має зусилля на початку виштовхування напівфабрикату із матриці (рис. 4в).

На рис. 5 приведено зусилля для 3 варіанту видавлювання. На рис. 5а показано залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона. Для цього варіанту видавлювання на усталеній стадії отримано найменшу величину зусилля (1,6 МН). Зниження зусилля складало біля 6% в порівнянні з 1 варіантом видавлювання. По аналогії з 2 варіантом видавлювання зусилля виймання пуансона із напівфабрикату досягає максимального значення 10,4 кН на по-

чатку цього процесу (рис. 5б), а зусилля виштовхування напівфабрикату із матриці має максимальну величину 1,57 кН (рис. 5в). Таким чином по зусиллю видавлювання і можливості видалення напівфабрикатів раціонально застосовувати 3 варіант видавлювання. Тому надалі будемо порівнювати результати моделювання для 3 і 1 варіантів видавлювання.



Рис. 4. Зусилля для 2 варіанту видавлювання:

а – залежність зусилля на пуансоні від переміщення штовхача; б – залежність зусилля виймання від переміщення матриці зі штовхачем; в – залежність зусилля виштовхування від переміщення штовхача

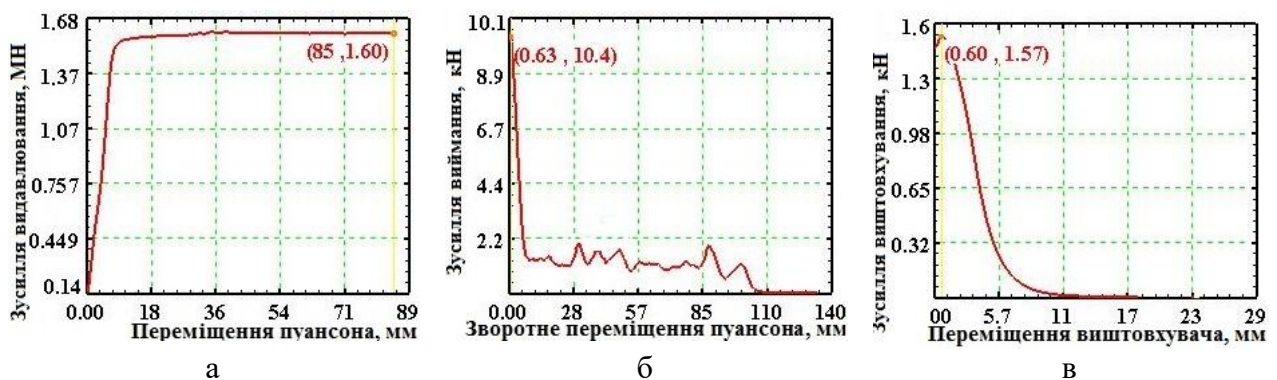


Рис. 5. Зусилля для 3 варіанту видавлювання:

а – залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона; б – залежність зусилля виймання від зворотного переміщення пуансона; в – залежність зусилля виштовхування від переміщення виштовхувача

Для проектування штампового оснащення, вибору матеріалу для деформуючого інструмента та визначення кількості бандажів для матриці потрібно знати розподіли питомих зусиль на контактуючих поверхнях деформованих заготовок з інструментом. Питомі зусилля можна оцінити по розподілах нормальних напружень σ_n на таких поверхнях, які дозволяє виявити програма Deform. На рис. 6 наведено розподіли напружень σ_n на контактуючих поверхнях половин напівфабрикатів. Тут і на подальших рисунках тонкими лініями зображено деформуючий інструмент, а розміри по вісях r і z приведено в міліметрах. На рис. 6а показано ці розподіли для напівфабрикату в кінці 1 варіанту видавлювання. Найбільші величини питомих зусиль у межах $\sigma_n = 2300 \div 2500$ МПа виникають на контактуючій поверхні торця пуансона з напівфабрикатом. На поверхні з виштовхувачем отримано $\sigma_n = 1300 \div 1920$ МПа, а на конусній поверхні матриці - $\sigma_n = 950 \div 1700$ МПа. Для цього варіанту видавлювання матриця повинна мати два бандажі. Розподіли напружень σ_n в кінці 3 варіанту видавлювання представлено на рис. 6 б. Використання цього варіанту приводить до суттєвого зменшення питомих зусиль, які досягають значень у межах $\sigma_n = 2160 \div 2300$ МПа на пуансоні та $\sigma_n = 930 \div 1410$ МПа на матриці. Тому слід очікувати підвищення стійкості пуансонів і матриць.

При холодному видавлюванні підвищується температура zdeформованого металу завдяки перетворенню частини пластичної деформації в тепло та дії тертя на контактуючих поверхнях. На рис. 7 показано розподіли температури у напівфабрикатах в кінці видавлювання. В кінці 1 варіанту видавлювання (рис. 7а) в зоні переходу донної частини в стінку напівфабрикату отримано максимальну температуру у межах $T = 160 \div 180^\circ\text{C}$. По висоті донної частини температура металу підвищується до $T = 40 \div 160^\circ\text{C}$. У стінці температура змінюється від $T = 100^\circ\text{C}$ в зоні торця до $T = 160^\circ\text{C}$ в області переходу у донну частину.

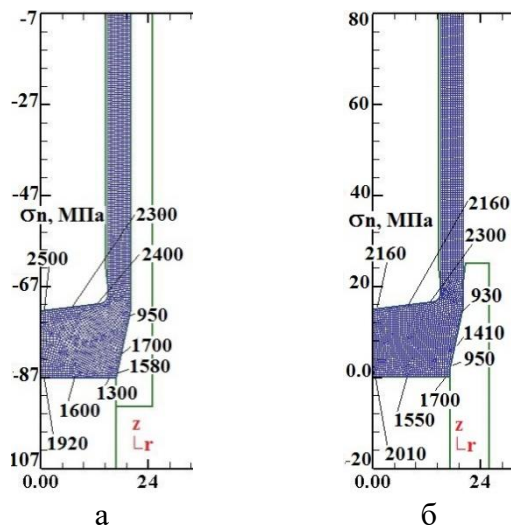


Рис. 6. Розподіли напружень σ_n на контактуючих поверхнях напівфабрикатів:
а – в кінці 1 варіанту видавлювання,
б – в кінці 3 варіанту видавлювання

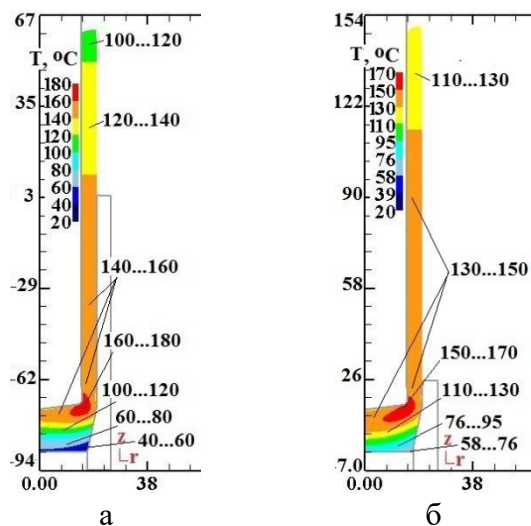


Рис. 7. Розподіли температури ($T, ^\circ\text{C}$) по об'єму половини напівфабрикатів:
а – в кінці 1 варіанту видавлювання,
б – в кінці 3 варіанту видавлювання

В кінці формоутворення по 3 варіанту видавлювання спостерігається дещо менше підвищення температури zdeформованого металу (рис. 7б). В зоні переходу донної частини у стінку напівфабрикату температура підвищується до $T = 150 \div 170^\circ\text{C}$. У донній частині температура досягає значень у межах $T = 50 \div 150^\circ\text{C}$. В зоні торця стінки напівфабрикату отримано $T = 100 \div 130^\circ\text{C}$, а в місці переходу стінки в донну частину – $T = 130 \div 150^\circ\text{C}$. Зниження температури сприяє меншому розігріву деформуючого інструменту при видавлюванні.

Розподіли компонент напружень у донних частинах напівфабрикатів для 1 і 3 варіантів видавлювання представлено на рис. 8. Вигляди розподілів для радіальних σ_r , осьових σ_z , тангенціальних σ_θ і інтенсивності σ_i напружень для наведених варіантів видавлювання практично однакові, але величини напружень відрізняються. В обох випадках видавлювання у донних частинах виникають стискаючі напруження σ_r , σ_z і σ_θ . При цьому максимальні значення по абсолютній величині отримано в області біля торця пуансона. Для 3 варіанту видавлювання вказані стискаючі напруження мають менші значення. Найбільшу відмінність у значеннях отримано для напружень σ_z і σ_θ . Очевидно, що це є основною причиною зниження зусилля деформування в порівнянні з 1 варіантом видавлювання.

На рис. 9 представлено розподіли для радіальних ε_r , осьових ε_z , тангенціальних ε_θ і інтенсивності ε_i деформацій у донних частинах та стінках половин напівфабрикатів для 1 і 3 варіантів видавлювання. Розподіли компонент деформацій мають однаковий вигляд, але значення досягнутих деформацій відрізняються. Розтягувальні радіальні деформації для 1 варіанту видавлювання по висоті донних частин зменшуються від величин у межах $\varepsilon_r = 0.71 \dots 1.2$ в зоні під торцем пуансона до нульових значень на половині висоти, а далі ці деформації стають стискаючими (рис. 9а). У шарах металу стінки зі сторони порожнини отримано стискаючі деформації $\varepsilon_r = -2.2 \dots -2.7$, а у шарах біля зовнішньої поверхні стінки $\varepsilon_r = -0.75$. Для 3 варіанту видавлювання розтягувальні деформації ε_r у донній частині в зоні біля торця пуансона мають дещо більші значення ($\varepsilon_r = 0.9 \dots 1.4$) зі зменшенням до $\varepsilon_r = 0.0$ на 3/4 висоти донної частини

(рис. 9б). В шарах металу стінки зі сторони порожнини стискаючі деформації мають значення $\varepsilon_r = -2.1 \dots -2.6$, а в шарах металу зовнішньої поверхні - $\varepsilon_r = -0.71$. До половини висоти донної частини напівфабрикату після 1 варіанту видавлювання виникають $\varepsilon_z = -2.1 \dots -2.7$, а далі по висоті ці деформації стають розтягувальними (рис. 9в). По ширині стінки розтягувальні осьові деформації змінюються від величини $\varepsilon_z = 2.0$ на внутрішніх шарах металу стінки до $\varepsilon_z = 0.82$ для зовнішніх шарів. Для 3 варіанту практично по всій висоті донної частини отримано стискаючі деформації ε_z (рис. 9г). По ширині стінки отримано $\varepsilon_z = 1.6$ для внутрішніх шарів і $\varepsilon_z = 0.5$ для зовнішніх шарів. У донних частинах і стінках напівфабрикатів виникають розтягувальні тангенціальні деформації ε_θ . Для 1 варіанту видавлювання вони досягають максимальних значень у межах $\varepsilon_\theta = 0.9 \dots 1.4$ в донній частині та $\varepsilon_\theta = 1.1 \dots 1.3$ у стінці (рис. 9д). Для 3 варіанту в таких місцях отримано $\varepsilon_\theta = 1.2 \dots 1.4$ (рис. 9е).

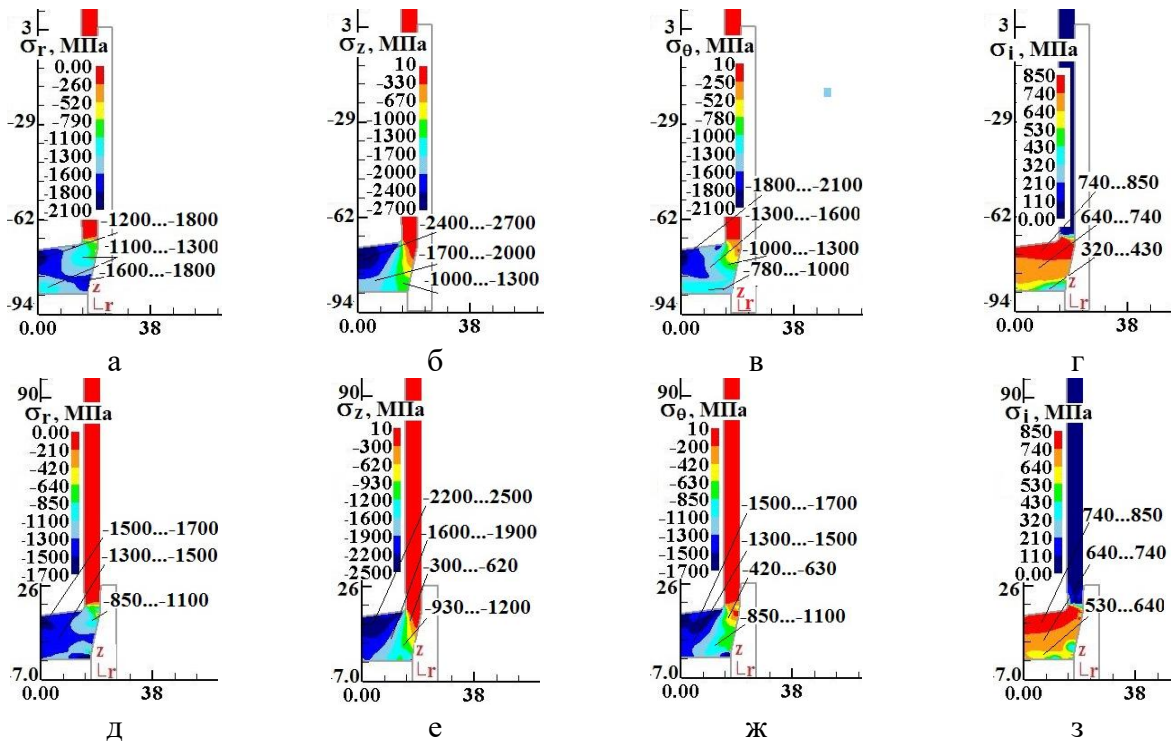


Рис. 8. Розподіли компонент напружень у донних частинах напівфабрикатів для 1 і 3 варіантів видавлювання:

а – г – для 1 варіанту видавлювання, д – з – для 3 варіанту видавлювання

Пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією у напівфабрикатах після видавлювання можна оцінити по розподілу інтенсивності деформацій ε_i . В обох випадках видавлювання спостерігається значна нерівномірність інтенсивності деформацій ε_i по ширині стінок напівфабрикатів. Найбільш інтенсивне пропрацювання відбувається у шарах металу зі сторони порожнини. Після зворотного видавлювання у шарах металу зі сторони порожнини отримано $\varepsilon_i = 3.5 \dots 4.0$, по середині стінки - $\varepsilon_i = 1.5 \dots 2.0$, а біля зовнішньої поверхні - $\varepsilon_i = 0.5 \dots 1.0$ (рис. 9г). По висоті донної частини напівфабрикату величина інтенсивності деформацій зменшується від значень у межах $\varepsilon_i = 3.5 \dots 4.0$ в зоні біля торця пуансона до $\varepsilon_i = 0.5$ на третині висоти по висі, далі в напрямку радіуса до $\varepsilon_i = 0.5$ на половині висоти цієї частини. Для 3 варіанту відбувається збільшення пропрацювання структури металу. В шарах металу стінки зі сторони порожнини отримано інтенсивність деформацій у межах $\varepsilon_i = 3.8 \dots 4.3$, по середині стінки - $\varepsilon_i = 1.6 \dots 2.2$ і в шарах металу біля зовнішньої поверхні - $\varepsilon_i = 0.5 \dots 1.1$ (рис. 9з). У донній частині в зоні біля торця пуансона отримано $\varepsilon_i = 3.8 \dots 4.3$ зі зменшенням до $\varepsilon_i = 0.5$ на половині висоти цієї частини по всій довжині.

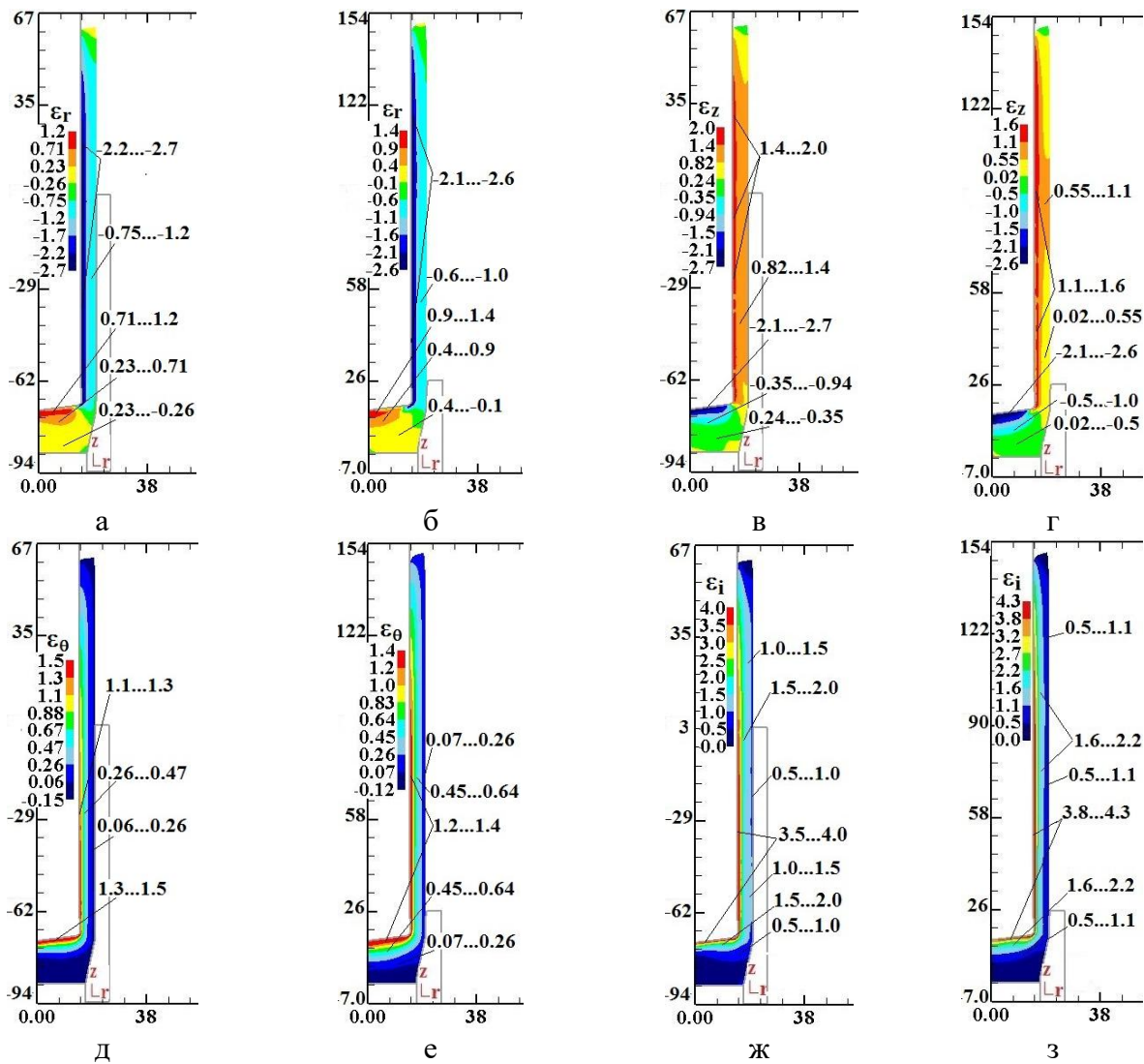


Рис. 9. Розподіли компонент деформацій у донних частинах та стінках напівфабрикатів для 1 і 3 варіантів видавлювання:

а, в, д, ж – для 1 варіанту видавлювання; б, г, е, з – для 3 варіанту видавлювання

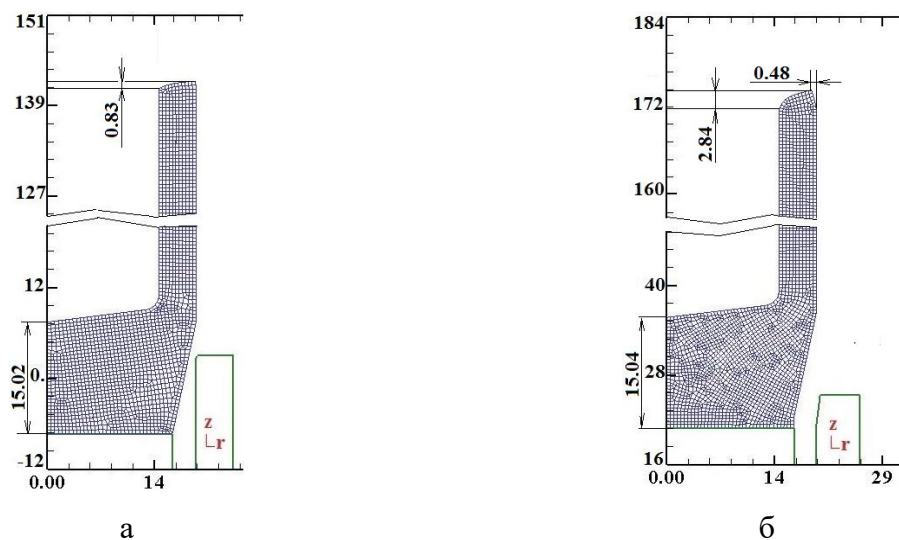


Рис. 10. Форма і розміри напівфабрикатів після виштовхування: а – для 1 варіанту видавлювання, б – для 3 варіанту видавлювання

Таким чином, після 3 варіанту видавлювання здійснюється значне пропрацювання структури металу стінки в шарах зі сторони порожнини та на половині висоти донної частини напівфабрикатів. При застосуванні подальшого витягування з потоншенням таке пропрацювання буде в шарах металу в області зовнішньої поверхні. Тому у виробках по ширині стінки слід очікувати рівномірне пропрацювання структури в результаті виконання операцій видавлювання і витягування з потоншенням.

На рис. 10 зображено форму і розміри верхньої і донної частин напівфабрикатів після виштовхування їх із матриць. Приведено фрагменти напівфабрикатів, які розподілено на скінченні елементи. Торець стінки напівфабрикату для 1 варіанту видавлювання має невелику утяжину величиною 0.83 мм зі сторони порожнини (рис. 10а), а торець стінки напівфабрикату для 3 варіанту має більшу утяжину 2.84 мм та викривлення 0.48 мм зі сторони зовнішньої поверхні (рис. 10б).

По результатах моделювання було спроектовано і виготовлено штампове оснащення та проведено експериментальні роботи по 1 варіанту видавлювання напівфабрикатів. Для видавлювання використовували заготовки, на поверхнях яких створювали пористий шар-носій змащення шляхом фосфатування, а в якості змащення використовували розчин господарського мила. Видавлювання виконано на гідравлічному пресі зусиллям 4 МН.

На рис. 11 представлено фотографії плит штампу з деформуючим інструментом та напівфабрикати після видавлювання, один з яких наведено в розрізі.

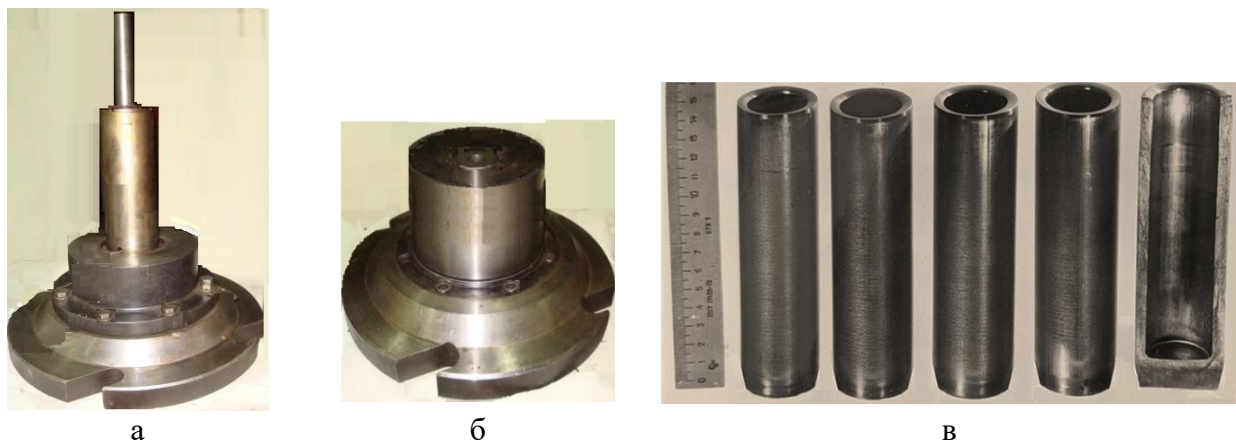


Рис. 11. Плити штампу з деформуючим інструментом та напівфабрикати після видавлювання: а – верхня плита з пуансоном, б – нижня плита з матрицею, в – напівфабрикати

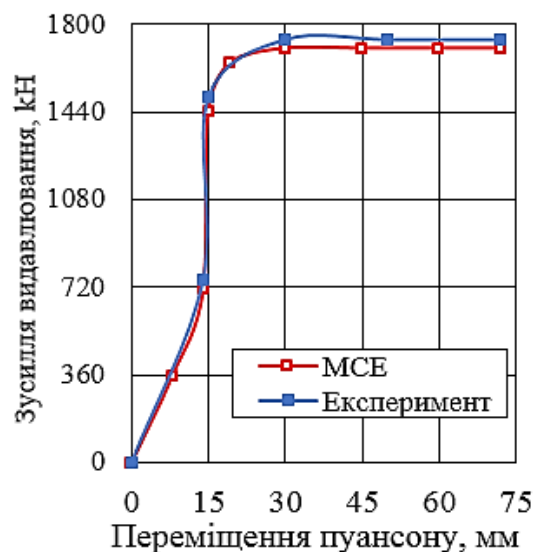


Рис. 12. Залежності зусилля видавлювання від переміщення пуансону при видавлюванні

Графіки теоретичної і експериментальної залежностей зусилля видавлювання від переміщення пуансона наведено на рис. 12. Різниця між експериментальними значеннями і даними моделювання склала 50 кН (біля 3 %).

ВИСНОВКИ

1. В роботі шляхом моделювання МСЕ з використанням пружно-пластичної моделі металу проведено дослідження по 3 варіантах холодного видавлювання вісесиметричних порожнистих напівфабрикатів для застосування подальшого витягування з потоншенням. Використано традиційне зворотне видавлювання, пряме видавлювання з роздачою та зворотне видавлювання з роздачою в рухомій матриці.

2. Для розглянутих схем визначено залежності зусилля видавлювання, зусилля виймання пуансонів із напівфабрикатів та зусилля виштовхування напівфабрикатів із матриць від переміщення деформуючого інструменту.

3. Раціональною схемою для отримання таких напівфабрикатів є зворотне видавлювання в рухомій матриці, яке забезпечує менше зусилля видавлювання в порівнянні з традиційним зворотним видавлюванням та вищу продуктивність виготовлення в порівнянні з прямим видавлюванням з роздачою.

4. Для варіантів традиційного зворотного видавлювання і зворотного видавлювання з роздачою в рухомій матриці моделюванням визначено і проведено порівняння результатів по розподілах питомих зусиль на деформуючому інструменті, розподілах температури у здеформованому металі напівфабрикатів та напружень у донних частинах напівфабрикатів.

5. Пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією у напівфабрикатах після видавлювання оцінено по розподілах і величинах інтенсивності деформацій. Встановлено форму і розміри напівфабрикатів після виштовхування їх із матриць.

6. По даних моделювання спроектовано і виготовлено штамп та проведено експериментальні дослідження на гідравлічному пресі по варіанту традиційного зворотного видавлювання. Наведено експериментальні результати, які показали хорошу збіжність з даними моделювання по зусиллю видавлювання.

REFERENCES

1. Ryu C.H., Joun M.S. Finite element simulation of the cold forging process having a floating die. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 112. 2001. Pp. 121-126. - [https://doi.org/10.1016/S09240136\(01\)00567-2](https://doi.org/10.1016/S09240136(01)00567-2).
2. Ji D. S., Jin J. S., Ma W. J. et al. Multistage Cold Extrusion Process and Forming Rules of Shaft Parts Used in Gearbox. *Advanced Materials Research*. Vol. 148-149. 2010. Pp. 683-687. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amr.148-149.683>.
3. Jafarzadeh H., Zadshakoyan M., Abdi S.E. Numerical studies of some important design factors in radial-forward extrusion process. *Mater Manuf Processes*. Vol. 25. 2010. Pp. 857-863. <https://doi.org/10.1080/10426910903536741>.
4. Liewald M., Schiemann T., Mletzko C. Automatically Controlled (Cold-) Forging Processes. *Procedia CIRP*. Vol.18. 2014. Pp. 39-44. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.06.104>.
5. Hosseini S.H., Abrinia K., Faraji G. Applicability of a modified backward extrusion process on commercially pure aluminum. *Materials & Design*. Vol. 65. 2015. Pp. 521-528. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2014.09.043>.
6. Kalyuzhnyi V.L., Aliieva L.I., Kartamyshev D.A., Savchinskii I.G. Simulation of cold extrusion of hollow parts. *Metallurgist*. Vol. 61(5-6). 2017. Pp.359-365. <https://doi.org/10.1007/s11015-017-0501-1>.
7. Noh J.H., Hwang B.B. Influence of punch geometry on surface deformation and tribological conditions in backward extrusion. *J Mech Sci Technol*. Vol. 32(1). 2018. Pp. 323-331. <https://doi.org/10.1007/s12206-0171232-8>.
8. Wang Q., Zhang Zh., Li X. et al. Development of a novel high straining backward extrusion process. *MATEC Web Conf*. Vol. 190. 2018. <https://doi.org/10.1051/mateconf/201819006001>.
9. Petkar P.M., Gaitonde V.N., Karnik S.R. et al. Analysis of Forming Behavior in Cold Forging of AISI 1010 Steel Using Artificial Neural Network. *Metals*. Vol. 10. 2020. <https://doi.org/10.3390/met10111431>.
10. Kalyuzhnyi V.L., Kalyuzhnyi O.V. (2020). Cold forming of hollow and rod products. Monograph. Kyiv: KIT. 248 p. (in Ukrainian).
11. Winiarski, G.; Gontarz, A.; Samołyk, G. Theoretical and Experimental Analysis of a New Process for Forming Flanges on Hollow Parts. *Materials*. Vol. 13. 2020. <https://doi.org/10.3390/ma13184088>
12. Aliiev I., Kaliuzhnyi V., Levchenko V. et al. The determination of deformation velocity effect on cold backward extrusion processes with expansion in the movable die of axisymmetric hollow: collective monograph "Mehatronics". Vol II. Taylor and Francis Group, London. 2021. Pp. 81-100. <https://doi.org/10.1201/9781003225447>.

13. Broomand R., Babaei A., Bashiri H. M., et al. Processing MMC tubes via friction stir backward extrusion. *Quarterly Scientific Journal of Technical and Vocational University*. Vol. 19. 2022. Pp. 225-242. <https://doi.org/10.48301/KSSA.2021.287462.1550>.
14. Aliiev I.S., Sivak R.I., Markov O.E. et al. The evaluation of workpiece deformability for the process of two-stage extrusion of hollow hull. *Int J Adv Manuf Technol*. Vol. 129. 2023. Pp. 1345–1353. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12353-6>.
15. Yang Ch., Liu Ch. The Study of Multi-Stage Cold Forming Process for the Manufacture of Relief Valve Regulating Nuts. *Applied Sciences*. Vol. 13(10), 6299. 2023. <https://doi.org/10.3390/app13106299>.
16. Kaliuzhnyi V.L., Markov O.E., Aliieva L.I. et al. Investigation of hot combined extrusion of steel hollow conical parts. *J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.* Vol.46. 2024. <https://doi.org/10.1007/s40430-024-05032-4>.

Kaliuzhnyi O., Kaliuzhnyi V., Solianov D. Forces, stresses and deformations at three variants of cold extrusion of semi-finished products for drawing with thinning

The article uses the finite element program DEFORM and an elastic-plastic metal model to study three variants of cold extrusion of axisymmetric hollow semi-finished products from AISI-1015 steel for drawing with thinning. The variants of the widespread traditional reverse extrusion, direct extrusion with dispensing, and reverse extrusion in a moving die were used. The dependence of extrusion forces, removal of punches from semi-finished products, and pushing semi-finished products out of dies on the movement of the deforming tool was established. A rational option for obtaining semi-finished products for pulling is reverse extrusion with dispensing in a moving die, which provides a lower deformation force compared to reverse extrusion and higher manufacturing productivity compared to direct extrusion with dispensing. For the variant of traditional reverse extrusion and reverse extrusion in a moving die, the modeling results were compared by the distributions of specific forces on the deforming tool, by the distributions of temperature in the volumes of semi-finished products and stress components in the bottom parts of semi-finished products at the end of extrusion, and by the distributions of strain components in the walls and bottom parts. The development of the metal structure by cold plastic deformation along the width of the walls and in the bottom parts of the semi-finished products was evaluated by the distribution and magnitude of the strain intensity. Extrusion in a moving die provides more intensive work along the wall width and in the bottom of the semi-finished product. The shape and dimensions of the semi-finished products were determined. Based on the modeling data, a die for reverse extrusion was designed and manufactured and experiments were conducted on a hydraulic press. The results of the experiments on the extrusion force showed good agreement with the calculated data.

Keywords: cold extrusion, hollow semi-finished product, finite element method, forces, specific forces, stresses, strains.

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

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4526-6473>

Калюжний Володимир Леонідович – д-р техн. наук, проф. НТУУ «КПІ ім. І. Сікорського»

Kaliuzhnyi Volodymyr - Doctor of Technical Sciences, Full Professor, NTU KPI

E-mail: kwl_2011@ukr.net

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4904-8879>

Солянов Денис Олександрович – аспірант кафедри ОМТ, ДДМА

Solianov Denis – Graduate student Department of Metal Forming, DSEA

E-mail: annasolyanova.as@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0009-0004-0105-7241>

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

NTUU "Igor Sikorsky 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.

ТОВ «Академія навчання ІТ», Київ

"IT Training Academy" LLC, Kyiv

Карнаух С. Г.
Марков О. Є.

ДОСЛІДЖЕННЯ РОЗПОДІЛУ НАПРУЖЕНЬ У ЗОНІ ПЕРЕДРУЙНУВАННЯ ПРИ РЕАЛІЗАЦІЇ БЕЗВІДХОДНИХ ПРОЦЕСІВ РОЗДІЛЕННЯ СОРТОВОГО ПРОКАТУ НА МІРНІ ЗАГОТОВКИ

Метою роботи є дослідження процесу розділення сортового і трубного прокату з використанням відомих моделей розподілу напружень у зоні передруйнування та теоретичного моделювання процесу розділення з використанням методу скінченних елементів. На підставі аналізу відомих моделей виявлена модель, яка описує розподіл напружень в зоні передруйнування за допомогою двопараметричної нелінійної функції, що складається з двох частин: статичної, яка описує зміцнення матриці матеріалу, і експоненціальної, яка описує особливості накопичення пошкоджень у матеріалі з урахуванням виду напруженого стану та напруження. Застосування даної моделі дозволило отримати коректні результати напружень у зоні передруйнування для матеріалів у пластичному (Сталь 20), пружно-пластичному (Сталь 45, Сталь 40X) та крихкому (Сталь 60С2) станах, які підтверджуються результатами моделювання процесів розділення за схемою триточкової холодної ломки згином з використанням програмного комплексу Deform. Розбіжність величин напружень у зоні передруйнування, розрахованими за відомою моделлю і з використанням програмного комплексу Deform становить (10 ... 35)%. Значна розбіжність результатів пояснюється тим, що критерій Бріджмена малоприматний для зразків з гострими надрізами, що відповідає ефективному концентратору напружень при реалізації триточкової холодної ломки згином. При цьому максимальні значення похибок основних параметрів напружень при трьохосному, двоохосному та одноосному напруженні станах можуть складати до (60...70)%. Отримані результати можуть бути використані для автоматизації проектування процесів розділення сортового і трубного прокату на підставі накопичення даних та створення інформаційних банків із розрахунковими і методичними рекомендаціями, схемами деформування.

Ключові слова: ломка згином, крихкість, пластичність, накопичення пошкоджень, зона передруйнування, тріщина, міцність.

Отримання якісних заготовок є актуальним завданням бо навіть незначне підвищення ефективності технологій розділення призводить до суттєвого зменшення собівартості виготовлення продукції. Із багатьох способів розділення прокату на мірні заготовки найбільш перспективними є безвідходні способи розділення [1]. Ці способи є високопродуктивними та економічними. Саме цим пояснюється та увага, яку приділяють вчені та виробничники вдосконаленню безвідходних способів розділення. Завдяки їхнім зусиллям ці способи знайшли широке застосування у промисловості. При цьому вони мають обмеження, пов'язані з недостатньою вивченістю процесів розділення, факторів, які визначають закономірності розподілу напружень по перерізу прокату та причин дестабілізації траєкторії тріщини [2, 3].

Аналіз літературних даних [4] щодо результатів теоретичних і експериментальних досліджень процесів розділення сортового прокату на мірні заготовки показав, що навіть при загальному крихкому характері руйнування матеріалу, у вершині концентратора напружень присутні значні пластичні деформації, спостерігається локалізація деформації і полоси зсуву, витяжка берегів тріщин і в'язке їх підростання. По теперішній час відсутня єдина точка зору на критерії переходу від в'язкого руйнування до крихкого. Наявні результати досліджень не дозволяють повністю пояснити це явище.

У процесі розділення сортового прокату при різних температурно-силових впливах, як правило, спостерігаються незворотні зміни властивостей матеріалу та структури, що призводить до формування розсіяних ушкоджень у вигляді мікро- та макропор. При злитті останніх утворюється макротріщина, що поширюється на весь переріз зразка.

Описана у багатьох роботах [5–7] кінетика такого постадійного процесу складна і неоднозначна. Суперечливим є підхід до оцінки розмірів зон пластичності та передруйнування, а також характеру розподілу в них напружень для крихких та пластичних матеріалів. Запропоновані моделі зони передруйнування для квазіхрупких твердих тіл (Баренблаттом [8]) та ідеально пластичних матеріалів (Панасюком-Дагдейлом [9]).

Однак, з використанням відомих моделей неможливо описати такі явища, як зародження, зростання і злиття пор, які передують розвитку пластичного руйнування, а також складно передбачити ефекти перенапруження поблизу вершини тріщини.

Мета роботи – дослідження процесу розділення сортового і трубного прокату з використанням відомих моделей розподілу напружень у зоні передруйнування та теоретичного моделювання процесу розділення з використанням методу скінченних елементів.

Однією з моделей розподілу напружень у зоні передруйнування є модель, що запропонована Волковим [10]. Сутність її полягає у тому, що характер розподілу напружень поблизу вершини тріщини повторює спадну ділянку кривої на повній діаграмі деформування матеріалу, отриманої під час випробування гладкого зразка за умов гранично жорсткого навантаження.

У роботі [11] розроблено та експериментально обґрунтовано модель накопичення пошкоджень у матеріалах, в якій для обліку особливостей еволюції структури матеріалу, у зв'язку з впливом виду напруженого стану, введено функцію:

$$f(\sigma_{ij}) = B^{3 \cdot K_\sigma - 1}, \quad (1)$$

де B – характеристика чутливості матеріалу до виду напруженого стану щодо накопичення ушкоджень;

K_σ – параметр Бріджмена. $K_\sigma = \sigma_{cp} / \sigma_i$,

де $\sigma_{cp} = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / 3$ – середнє напруження;

$\sigma_i = 1 / \sqrt{2} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}$ – інтенсивність напружень.

По мірі вичерпання ресурсу пластичності в процесі напрацювання відбувається зростання коефіцієнта B , що характеризує чутливість матеріалу до виду напруженого стану, відносно накопичення ушкоджень. Встановлено, що вид напруженого стану, в першу чергу, впливає на зміну параметрів, що характеризують зону і рівень пошкодженості матеріалу в граничному стані, зокрема зменшується ширина зони процесу, в якій відбувається безпосереднє злиття пор і мікротріщин, їх трансформація в макротріщину, змінюється тип ушкоджень. При цьому зі збільшенням жорсткості напруженого стану нахил лінійної ділянки КС, що відповідає утворенню та зростанню тріщини в матеріалі (рис. 1), а отже, і енергоємність руйнування зменшуються.

Зменшується параметр Δl_p (див. рис. 1), якому можна поставити у відповідність максимальне розкриття тріщини в її центральній частині. Це свідчить про стійку тенденцію до зниження пластичності матеріалу зі збільшенням жорсткості напруженого стану.

Аналіз відомих даних показує, що параметр Δl_p пропорційний приросту площі тріщини, що утворилася і знаходиться в залежності з параметром Δ , що характеризує ділянку біля вершини тріщини, на якій досягаються найбільші напруження та максимальна інтенсивність пошкоджень (рис. 2).

У роботі [11] для опису розподілу напружень в зоні передруйнування прийнята двопараметрична нелінійна функція, що складається з двох частин: статичної, яка описує зміцнення матриці матеріалу, і експоненціальної, яка описує особливості накопичення пошкоджень у матеріалі з урахуванням виду напруженого стану та напрацювання:

$$\sigma = \sigma_{0,2} (x/R)^n \cdot (1/B)^{(3 \cdot K_\sigma - 1) / (1 - x/R)}, \quad (2)$$

де $\sigma_{0,2}$ – межа текучості матеріалу;

x – поточна відстань від вершини тріщини до розглянутої точки в пластичній зоні;

R – протяжність пластичної зони;

n – коефіцієнт деформаційного зміцнення.

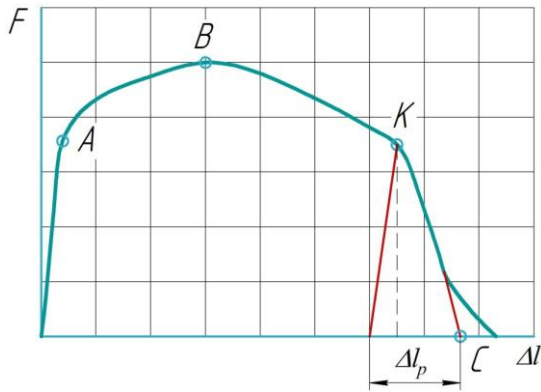


Рис. 1. Повна діаграма деформування пластичного матеріалу

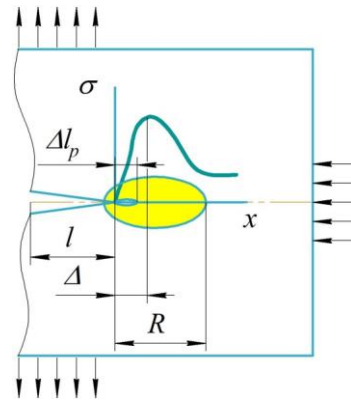


Рис. 2. Схема руйнування пластичного матеріалу

Результати моделювання розподілу напружень у зоні передруйнування матеріалу з використанням функції (2) для матеріалів у пластичному (Сталь 20), пружно-пластичному (Сталь 45, Сталь 40X) та крихкому (Сталь 60С2) станах, при різних значеннях n , B , k_σ представлені на рис. 3. Запропонована модель (2) добре описує закон розподілу напружень у зоні передруйнування для матеріалів, що знаходяться у пластичному і пружно-пластичному станах, і у меншому ступені – для крихких матеріалів.

Для перевірки результатів теоретичних розрахунків проведено моделювання процесів розділення за схемою триточкової холодної ломки згином з використанням програмного комплексу Deform методом скінченних елементів.

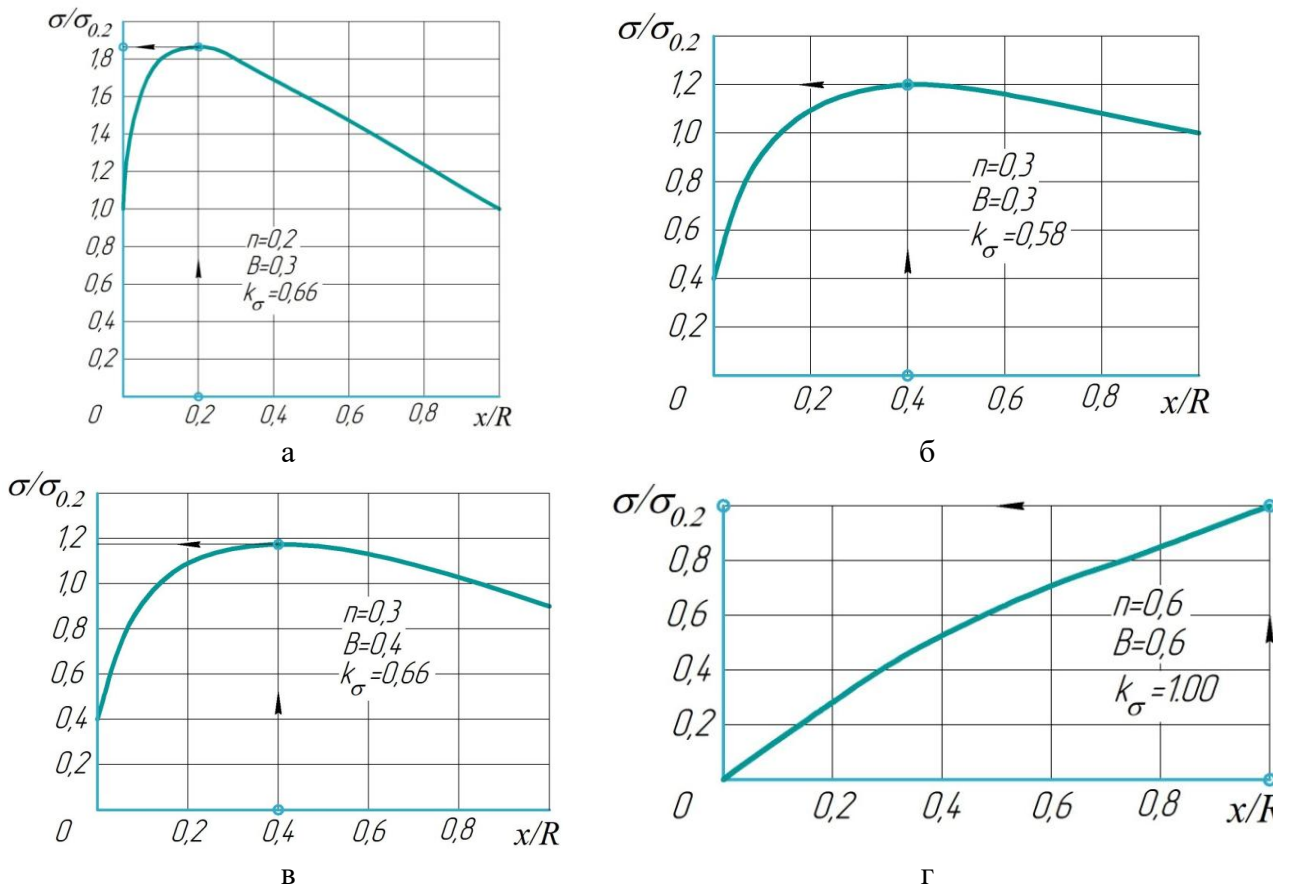


Рис. 3. Результати моделювання розподілу напружень у зоні передруйнування для матеріалів у пластичному (а – Сталь 20), пружно-пластичному (б – Сталь 45, в – Сталь 40X) та крихкому (г – Сталь 60С2) станах.

Параметри процесу моделювання та матеріали зразків представлені у табл. 1, табл. 2.

Таблиця 1

Параметри процесу моделювання

Назва параметру	Значення параметру		
	статичне навантаження	динамічне навантаження	статико-динамічне навантаження
1 Властивості матеріалу зразка	пружно-пластичний		
2 Температура	20°C		
3 Кількість елементів розбиття	32000		
4 Коефіцієнт тертя по закону Зібеля	0,12		
5 Параметри розрахунку:	аналіз Лагранжа		
○ кількість кроків розрахунку	100	100	100+100
○ приріст кроків, мм/крок	0,30	0,30	0,05+0,25
○ хід ломника, мм	30	30	5+25
6 Рух ломника	переміщення прямолінійне		
○ швидкість, мм/с	1	12000	1+12000

Таблиця 2

Матеріали зразків для моделювання

Марка сталі	Сталь 20	Сталь 45	Сталь 40X	Сталь 60C2
Матеріал із бази Deform	<i>AISI - 1020</i>	<i>AISI - 1045</i>	<i>AISI - 5135H</i>	<i>AISI - 1060</i>

При моделюванні використовували зразки з розмірами: діаметром 16 мм; довжиною 70 мм. Параметри концентратора напружень у формі кільцевої канавки трикутного профілю: глибина $\Delta H = 1,5$ мм; радіус при вершині $\Delta r = 0,15$ мм. Схема навантаження – триточкова холодна ломка згином. Навантаження прикладали посередині між опорами. Відстань між опорами – 60 мм. Зразки виготовлені з сортового прокату із різних марок сталей, що знаходяться у пластичному – Сталь 20, пружно-пластичному – Сталь 45, Сталь 40X та крихкому станах – Сталь 60C2 (див. табл. 2.).

Для даної задачі у програмі Deform обрано вирішувач «Розріджених матриць» та ітераційний метод – Ньютона-Рафсона, тип розрахунку – Normalized C&L. Результати моделювання представлені на рис. 4.

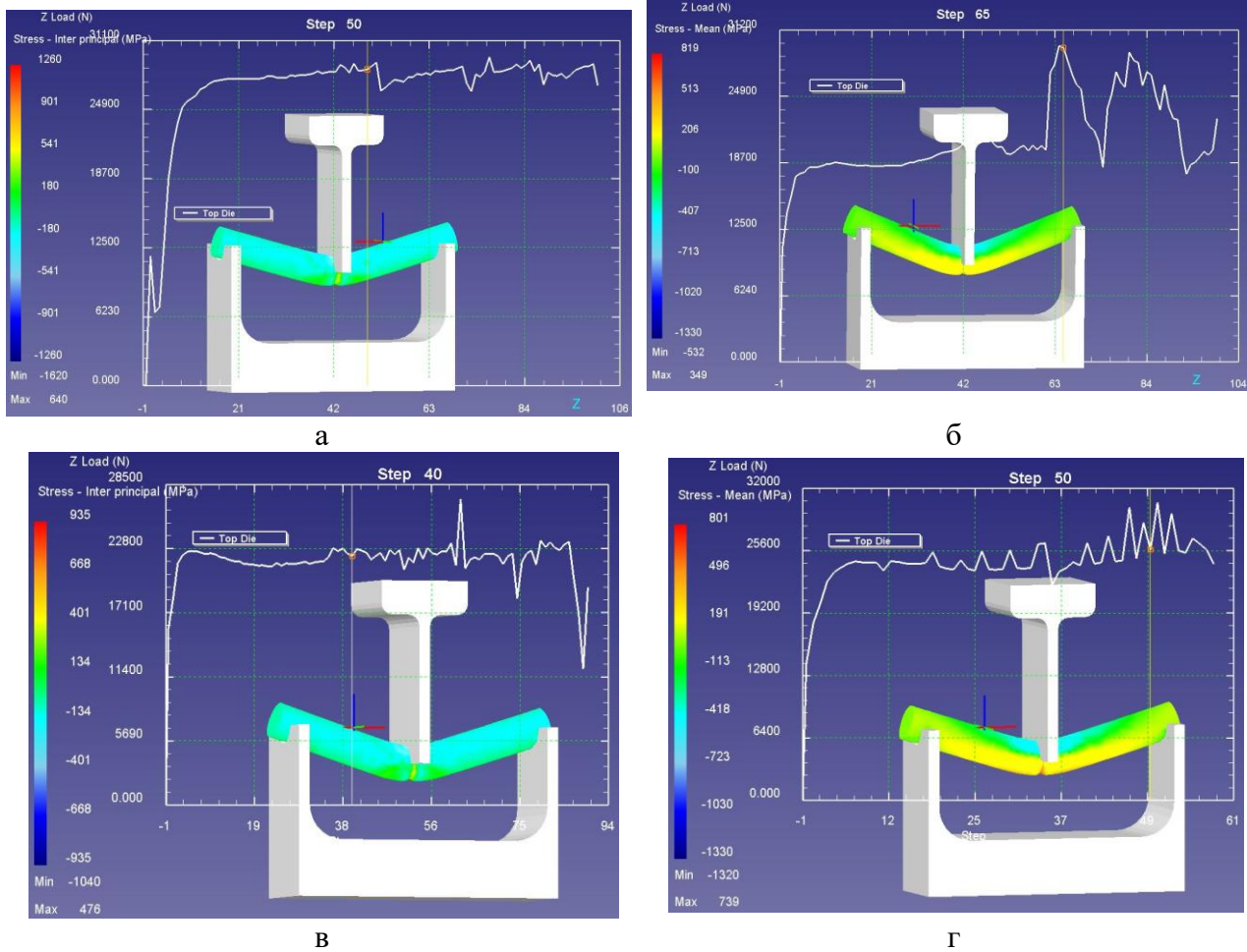


Рис. 4. Результати моделювання для матеріалів:
 а – Сталь 20, б – Сталь 45, в – Сталь 40X, г – Сталь 60C2

Порівняння результатів розрахунків з використанням моделі (див. формула 2) та програмного комплексу Deform представлено у табл. 3.

Таблиця 3

Результати розрахунків напружень у зоні передруйнування

Матеріал	$\sigma_{0.2}$, МПа	n	B	K_{σ}	Робочі напруження, МПа:		$\sigma/\sigma_{0.2}$	σ^*/σ
					σ за формулою (2)	σ^* з використанням Deform		
Сталь 20	250	0,2	0,3	0,66	472	640	1,89	1,36
Сталь 45	324	0,3	0,3	0,58	390	349	1,20	0,89
Сталь 40X	360	0,3	0,4	0,66	430	476	1,19	1,11
Сталь 60C2	1175	0,6	0,6	1,00	1130	739	0,96	0,65

На підставі аналізу табл. 3 можна зробити висновки про те, що розбіжність величин напружень у зоні передруйнування, розрахованих за формулою (2) і з використанням програмного комплексу Deform становить (10 ... 35)%. Результат задовільний. Значна розбіжність результатів пояснюється тим, що критерій Бріджмена заснований на допущенні про сталість осрової деформації у межах зони, яка ослаблена надрізом. Але він мало придатний для зразків з гострими надрізами, що відповідає ефективному концентратору напружень при реалізації

третичкової холодної ломки згином. При цьому треба мати на увазі, що максимальні значення похибок основних параметрів напружень при трьохосному, двохосному та одноосному напружених станах можуть складати до (60...70)%.

ВИСНОВКИ

1. Використання запропонованої моделі, яка описує особливості накопичення пошкоджень у матеріалі з урахуванням виду напруженого стану та напрацювання, дозволяє отримати коректні результати напружень у зоні переддруйнування для матеріалів у пластичному (Сталь 20), пружно-пластичному (Сталь 45, Сталь 40X) та крихкому (Сталь 60С2) станах. Отримані результати підтверджуються результатами моделювання процесів розділення за схемою третичкової холодної ломки згином з використанням програмного комплексу Deform. Розбіжність величин напружень у зоні переддруйнування, розрахованих за відомою моделлю і з використанням програмного комплексу Deform становить (10 ... 35)%. Значна розбіжність результатів пояснюється тим, що критерій Бріджмена малоприматний для зразків з гострими надрізами, що відповідає ефективному концентратору напружень при реалізації третичкової холодної ломки згином. При цьому максимальні значення похибок основних параметрів напружень при трьохосному, двохосному та одноосному напружених станах можуть складати до (60...70)%.

2. Отримані результати можуть бути використані для автоматизації проектування процесів розділення сортового і трубного прокату на підставі накопичення даних та створення інформаційних банків із розрахунковими і методичними рекомендаціями, схемами деформування.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Карнаух С. Г. Совершенствование безотходных способов разделения сортового проката и оборудования для получения заготовок высокого качества : монография. Краматорск: ДГМА. 2010. 196 с., [ISBN 978-966-379-463-1](#).
2. Karnaukh S. G., Markov O. E., Aliieva L. I., Kukhar V. V. Designing and researching of the equipment for cutting by breaking of rolled stock. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2020. 109. 9–12, pp. 2457–2464, <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05824-7>.
3. Чаусов М. Г., Марущак П. О., Пилипенко А. П., Хабурський Я. М. Вплив динамічних незрівноважених процесів на механічні властивості та корозійну тривкість титанового сплаву. *Фізико-хімічна механіка матеріалів*. 2017. 53, 6. С. 23–29.
4. Karnaukh S. G., Markov O. E., Kukhar V. V., Shapoval K. V. Research of the rolled stock separating into workpieces using breaking by bending with dynamic and static-dynamic force. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022. 120, pp. 2763–2776, <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08902-0>.
5. Rice J. R., Tracey D. M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1969. 17(3). pp. 201–207.
6. Worswick M. J., Pick R. J. Void growth and constitutive softening in a periodically voided solid. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1990. 38(5). pp. 601–625.
7. Besson J., Steglich D., Brooks W. Modeling of crack growth in round bars and plane strain specimen. *International Journal of Solids and Structures*. 2001. 38(46-47). pp. 8259–8284.
8. Баренблатт Г. И. Математическая теория равновесных трещин, образующихся при хрупком разрушении. *Журнал прикладной механики и технической физики*. 1961. 4. С. 3–57.
9. Леонов М. Я., Панасюк В. В. Развитие найдрібніших тріщин у твердому тілі. *Прикладна механіка*. 1959. 5. 4. С. 391–401.
10. Волков С. Д., Дубровина Г. И., Соковнин Ю. П. О краевой задаче механики разрушения. *Проблемы прочности*. 1978. 1. С. 3–7.
11. Чаусов Н. Г., Богданович А. З. Моделирование кинетики деформирования материала в зоне предразрушения. *Проблемы прочности*. 2003. 2. С. 54–65.

REFERENCES

1. Karnaukh S. G. Improvement of waste-free methods of separating rolled products and equipment for producing high-quality blanks: monograph. Kratomorsk: DSMA. 2010. 196 p., [ISBN 978-966-379-463-1](#) (in Russian).
2. Karnaukh S. G., Markov O. E., Aliieva L. I., Kukhar V. V. Designing and researching the equipment for cutting by breaking of rolled stock. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2020. 109. 9–12, pp. 2457–2464, <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05824-7>.

3. Chausov M. G., Marushchak P. O., Pylypenko A. P., Khabursky Ya. M. Influence of dynamic non-equilibrium processes on the mechanical properties and corrosion resistance of titanium alloy. *Physical and chemical mechanics of materials*. 2017. 53, 6. pp. 23–29 (in Ukrainian).
4. Karnaukh S. G., Markov O. E., Kukhar V. V., Shapoval K. V. Research of the rolled stock separating into workpieces using breaking by bending with dynamic and static-dynamic force. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022. 120, pp. 2763–2776, <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08902-0>.
5. Rice J. R., Tracey D. M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1969. 17(3). pp. 201–207.
6. Worswick M. J., Pick R. J. Void growth and constitutive softening in a periodically voided solid. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1990. 38(5). pp. 601–625.
7. Besson J., Steglich D., Brooks W. Modeling of crack growth in round bars and plane strain specimen. *International Journal of Solids and Structures*. 2001. 38(46-47). pp. 8259–8284.
8. Barenblatt G. I. Mathematical theory of equilibrium cracks formed during brittle fracture. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*. 1961. 4. pp. 3–57 (in Russian).
9. Leonov M. Ya., Panasyuk V. V. Development of the most significant cracks in a solid. *Applied Mechanics*. 1959. 5. 4. pp. 391–401 (in Russian).
10. Volkov S. D., Dubrovina G. I., Sokovnin Yu. P. On the boundary value problem of fracture mechanics. *Problems of Strength*. 1978. 1. pp. 3–7 (in Russian).
11. Chausov N. G., Bogdanovich A. Z. Modeling the kinetics of material deformation in the pre-fracture zone. *Problems of Strength*. 2003. 2. pp. 54–65 (in Russian).

Karnaukh S. Investigation of stress distribution in the pre-fracture zone during the implementation of waste-free processes for the separation of sectional rolled products into workpieces.

The objective of the work is to investigate the process of separating sectional and tubular rolled products using known models of stress distribution in the pre-fracture zone and theoretical modeling of the separation process using the finite element method. Based on the analysis of known models, a model has been identified that describes the stress distribution in the pre-fracture zone using a two-parameter nonlinear function consisting of two parts: a power-law part, which describes the strengthening of the material matrix, and an exponential part, which describes the peculiarities of damage accumulation in the material, taking into account the type of stress state and work hardening. The application of this model has made it possible to obtain correct results for stresses in the pre-fracture zone for materials in the plastic (Steel 20), elastic-plastic (Steel 45, Steel 40Kh), and brittle (Steel 60S2) states, which are confirmed by the results of modeling the separation processes using the three-point cold bending fracture scheme with the Deform software package. The discrepancy between the calculated stress values in the pre-fracture zone, obtained using the known model and the Deform software package, ranges up to (10...35)%. The significant discrepancy in the results is explained by the fact that the Bridgman criterion is poorly applicable to samples with sharp notches, which corresponds to an effective stress concentrator during the implementation of the three-point cold bending fracture, and the maximum errors in the main stress parameters under triaxial, biaxial, and uniaxial stress states can reach up to (60...70)%. The obtained results can be used for the automation of designing processes for separating sectional and tubular rolled products based on data accumulation and the creation of informational databases with calculation and methodological recommendations, as well as deformation schemes.

Keywords: bending fracture, brittleness, plasticity, damage accumulation, pre-fracture zone, crack, strength.

Карнаух Сергій Григорович – канд. техн. наук, доцент ДДМА

Karnaukh Sergii – Candidate of Technical Science, Associate Professor DSEA

E-mail: karnaukh.sergii@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-2878-4065>.

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

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

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

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-9377-9866>

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

Лютий Р. В.
Федоров М. М.
Дьяченко Ю. Г.
Кочешков А. С.

ШТАМПОВКА РІДКОГО МЕТАЛУ ЯК СПОСІБ ВИГОТОВЛЕННЯ ТОЧНИХ ДЕТАЛЕЙ

Сучасними технологічними процесами виготовлення металевих деталей різного призначення є пластична деформація заготовок в гарячому або холодному стані, лиття металів та сплавів, порошкова металургія тощо. Зазначені методи мають власні переваги, недоліки, а також обмеження за родом сплаву та технологічними умовами виробництва. Пластична деформація металів дозволяє змінювати форму та розміри деталей без руйнування, покращувати механічні властивості (стійкість, міцність), зменшувати шорсткість поверхні та збільшувати довговічність виробів, що робить цей технологічний процес незамінним у машинобудуванні та металообробці. Проте, суттєвим недоліком обробки металів тиском є низькі показники виходу придатного, що зумовлено необхідністю призначення підвищених припусків на механічну обробку й відповідно подальшого видалення великої кількості металу на металорізальних верстатах. Так, наприклад, коефіцієнт використання кольорового металу в штамповому виробництві становить 30 % і навіть менше. Штампування деталей з рідкого металу, будучи прогресивним технологічним процесом їх виготовлення, у ряді випадків успішно вирішує проблему підвищення якості виробів, дозволяє позбутися низки недоліків, які притаманні іншим методам виготовлення деталей складної конфігурації. У порівнянні з литтям під тиском перевагою штампування з рідкого металу є те, що зазначений метод дозволяє отримувати деталі складного профілю майже без пір та раковин. Цей прогресивний технологічний процес поєднує в собі переваги як ливарного виробництва (використання рідкого металу та заповнення ним необхідної форми), так і штампувального (застосування високого тиску та спеціального штампового обладнання). Штампування з рідкого металу дозволяє отримувати цільні металеві вироби складної конфігурації зі зменшеними припусками на механічну обробку, з виходом придатного металу до 95%, з високими фізико-механічними та експлуатаційними властивостями. Точність заготовок відповідає 11-12 квалітетам, а шорсткість поверхні Ra становить 2,5...5 мкм. У деяких випадках отримані штампуванням з рідкого металу деталі використовують у машинах та пристроях без подальшої обробки. Зазначена технологія потенційно може поєднувати в собі переваги ливарного та штампового виробництв, уникаючи деяких недоліків. Виконана робота характеризується теоретичною спрямованістю. Основною метою є дослідження умов кристалізації металів та сплавів під дією високих та надвисоких зусиль тиску та особливостей формування зернової структури і механічних властивостей. Одержані результати: встановлення особливостей структуроутворення штамповано-литих деталей, а також визначення впливу тиску на параметри кристалізації металів і сплавів; визначення оптимальних розмірних та масових груп деталей для їх виготовлення методом штампування рідкого металу, а також встановлення найбільш придатних ливарних сплавів для промислового виробництва штамповано-литих деталей.

Ключові слова: штамповка рідкого металу, ливарні сплави, точні металеві вироби, структуроутворення штамповано-литих деталей, параметри кристалізації металів і сплавів, кінетика кристалізації, оптимальний тиск пресування, алюмінієво-кремнієвий сплав, коефіцієнт використання металу.

Серед методів виготовлення металевих деталей найбільш поширеними є гаряча та холодна пластична деформація, ливарне виробництво та порошкова металургія. Кожен метод має свої переваги, недоліки, а також обмеження за родом сплаву, тобто галузі їх використання перетинаються лише частково.

Штампове виробництво забезпечує найкращі показники виробів за міцністю, пластичністю, ударною в'язкістю, а також за якістю поверхонь. Однак цей метод характеризується низьким виходом придатного (часто не більше 30 %), тобто коефіцієнт використання металу є найменшим.

Ливарне виробництво є більш універсальним, тому що існує багато різних спеціальних та особливих способів лиття, які забезпечують широку номенклатуру різноманітних металевих виробів [1]. Однак досягти такого високого рівня властивостей, як у поковок, у ливарних технологіях не вдається. Це зумовлено тим, що процеси лиття передбачають фазовий перехід у процесі формоутворення виробу, тобто кристалізацію. Під час цього відбувається побудова

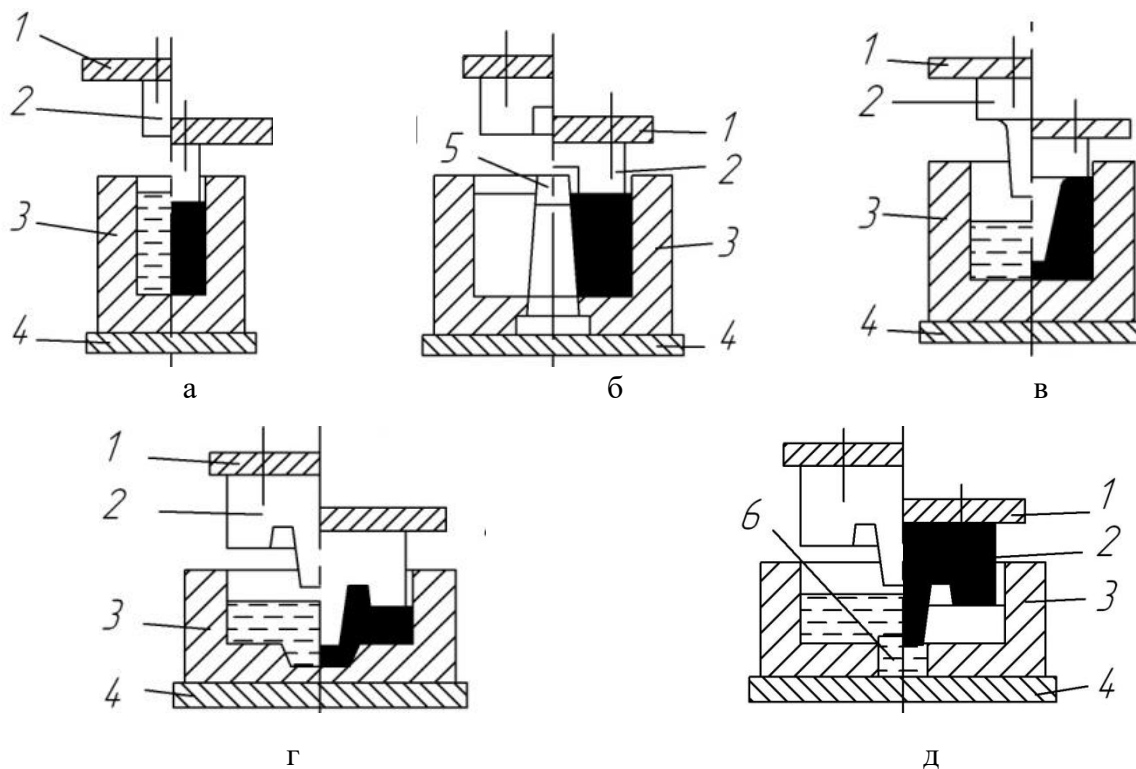
зернової (кристалічної) структури із розплаву [2]. Як відомо, механічні властивості металу на пряму залежать від його структури [3]. Литі вироби, як правило, мають крупніші зерна, ніж деталі, виготовлені іншими способами. Форма зерен часто є також неправильною (дендритною), що і знижує механічні властивості металу у виливках.

З метою керування кристалічною структурою виливків застосовують технології модифікування [2, 4], суспензійного лиття [5], прискореного охолодження виливків у ливарній формі [6] тощо. У готових литих деталях зернову структуру можна виправити термічним обробленням. Однак після цього механічні властивості залишаються на 20...30 % нижчими, ніж у деталей, виготовлених штамповим виробництвом.

Метод порошкової металургії дає змогу отримати дрібнозернисту структуру, навіть на рівні наночасток, і відповідно високі механічні властивості [7]. Однак номенклатура деталей обмежена як розмірами і конфігурацією, так і сплавами.

Поєднання ливарних і штампових технологій знайшло відображення у створенні ще у 1942 р. способу виготовлення деталей [8], який на сьогодні не має поширення через недостатню вивченість на теоретичному рівні, а також складність і дефіцитність устаткування.

Він полягає в тому, що рідкий метал заливають у нероз'ємну або роз'ємну металеву форму (матрицю), досить міцну, щоб витримати тиск у кілька тисяч атмосфер, який передається на вилівок поршнем або пуансоном. У матрицю занурюють пуансон, який під високим тиском розподіляє метал у порожнині. Метал заповнює зазор між матрицею і пуансоном, тиск зберігається під час твердіння вилівка (рис. 1).



1 – верхня плита; 2 – пуансон; 3 – матриця; 4 – нижня плита; 5 – стрижень
6 – підпружинене дно

Рис. 1. Схема процесу рідкої штамповки: а, б – під поршневим тиском; в – під пуансонним тиском; д, е – під пуансонно-поршневим тиском (ліва частина рисунків – положення матриці та пуансона до штамповки, права частина рисунків – після штамповки, чорним кольором – контур литої деталі)

Процес рідкої штамповки зазвичай здійснюють на гідравлічних пресах із зусиллям до 500 тон.

Цей спосіб потенційно може поєднувати в собі переваги ливарного та штампового виробництв, уникаючи деяких недоліків.

Отже метою даної теоретичної роботи є дослідження умов кристалізації металів та сплавів під дією високого та надвисокого тиску та формування їх зернової структури і механічних властивостей.

Завдання роботи: 1) встановити особливості структуроутворення штамповано-литих деталей; 2) дослідити вплив тиску на параметри кристалізації металів і сплавів; 3) визначити найбільш придатні ливарні сплави для виготовлення штамповано-литих деталей; 4) визначити розмірну та масову групу деталей для їх виготовлення рідкою штамповкою.

Структура і властивості металів і сплавів головним чином визначаються швидкістю охолодження. Найбільш впливовими параметрами процесу кристалізації під тиском є: значення тиску, спосіб його створення і тривалість дії.

В умовах кристалізації під високим тиском різні метали і сплави ведуть себе по-різному. Відомо, що зміна зовнішнього тиску впливає на температуру кристалізації металу, що описується рівнянням Клапейрона [2]:

$$\Delta T = T_{\text{пл}} \frac{V_{\text{р}}^{t_{\text{пл}}} - V_{\text{т}}^{t_{\text{пл}}}}{L} (P_1 - P_0), \quad (1)$$

де $T_{\text{пл}}$ – температура плавлення металу, К;

$V_{\text{р}}^{t_{\text{пл}}}$ і $V_{\text{т}}^{t_{\text{пл}}}$ – питомий об'єм рідкого та твердого металу за температури плавлення, м³/кг;

L – теплота плавлення металу, Дж/кг;

P_1 – тиск під час плавлення або під час кристалізації, Па;

P_0 – атмосферний тиск; $P_0 = 102\,000$ Па.

Як видно із формули (1), різниця між питомими об'ємами металу в рідкому і твердому станах визначає те, в який бік змінюється температура плавлення. Розглянемо це на прикладі заліза, яке під час кристалізації зменшує питомий об'єм (тобто має усадку), та кремнію, який під час кристалізації цей об'єм збільшує.

Дані для розрахунку за формулою (1) для заліза вибираємо із довідкової та навчальної літератури [2, 9]:

– $T_{\text{пл}} = 1539 + 273 = 1812$ К;

– $L = 247\,000$ Дж/кг;

– питомий об'єм, як відомо, величина зворотна густині, тому в рідкому стані за температури плавлення:

$$V_{\text{р}}^{t_{\text{пл}}} = \frac{1}{\rho_{\text{р}}^{t_{\text{пл}}}} = \frac{1}{7000} = 143 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3 / \text{кг};$$

– питомий об'єм заліза у твердому стані за нормальної температури:

$$V_{\text{т}}^{20} = \frac{1}{\rho_{\text{т}}^{20}} = \frac{1}{7870} = 127 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3 / \text{кг},$$

але для розрахунку за формулою (1) потрібно використати значення об'єму за температури плавлення, який додатково розраховується за формулою [2]:

$$V_{\text{т}}^t = V_{\text{т}}^{t_0} [1 + \varepsilon_{\text{т}}^0 (t - t_0)], \quad (2)$$

де $\varepsilon_{\text{т}}^0$ – коефіцієнт об'ємного термічного розширення твердого металу.

В такому разі:

$$V_T^{t_{пл}} = 127 \cdot 10^{-6} \cdot [1 + 36 \cdot 10^{-6} \cdot (1539 - 20)] = 134 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3 / \text{кг}.$$

Прийнявши максимально можливе в умовах рідкої штамповки значення тиску 5000 МПа та врахувавши, що атмосферний тиск 0,1 МПа, за формулою (1) зміна температури кристалізації заліза становить:

$$\Delta T = 1812 \frac{(143 - 134) \cdot 10^{-6}}{247000} (5000 \cdot 10^6 - 0,1 \cdot 10^6) = 330 \text{ К}.$$

Отже, за умови накладення зовнішнього тиску 5000 МПа під час твердіння розплаву заліза його температура плавлення зростає на вказану величину і становить:

$$t = 1539 + 330 = 1869 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Аналогічний розрахунок проведено для кремнію:

$$- T_{пл} = 1430 + 273 = 1703 \text{ К};$$

$$- L = 1\,800\,000 \text{ Дж/кг};$$

- питомий об'єм в рідкому стані за температури плавлення:

$$V_P^{t_{пл}} = \frac{1}{\rho_P^{t_{пл}}} = \frac{1}{2530} = 395 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3 / \text{кг};$$

- питомий об'єм у твердому стані за нормальної температури:

$$V_T^{20} = \frac{1}{\rho_T^{20}} = \frac{1}{2350} = 425 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3 / \text{кг};$$

- питомий об'єм у твердому стані за температури плавлення за формулою (2):

$$V_T^{t_{пл}} = 425 \cdot 10^{-6} \cdot [1 + 23 \cdot 10^{-6} \cdot (1430 - 20)] = 438 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3 / \text{кг}.$$

Прийнявши максимально можливе в умовах рідкої штамповки значення тиску 5000 МПа та врахувавши, що атмосферний тиск 0,1 МПа, за формулою (1) зміна температури кристалізації кремнію становить:

$$\Delta T = 1430 \frac{(395 - 438) \cdot 10^{-6}}{1800000} (5000 \cdot 10^6 - 0,1 \cdot 10^6) = -203 \text{ К}.$$

Порівнюючи результати цих двох розрахунків, слід звернути особливу увагу на те, що для кремнію результат є від'ємним, тобто температура плавлення його знижується і становить:

$$t = 1430 - 203 = 1227 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Аналогічні розрахунки проведено для низки металів, які широко використовуються в промисловості, а також для деяких ливарних сплавів. Залежність температури плавлення від тиску очевидно є лінійною, враховуючи те, що значення P_0 із формули (1) є гранично малим та ним можна знехтувати.

Графіки залежності температури плавлення металів від зовнішнього тиску наведено на рис. 2 (а, б), сплавів – на рис. 2 (в).

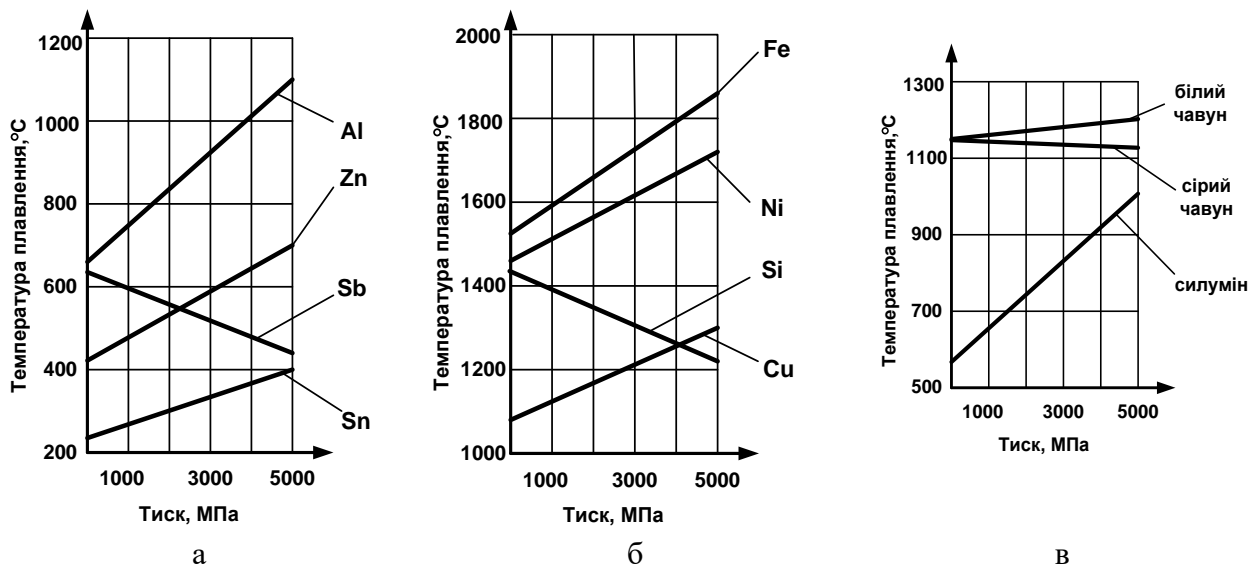


Рис. 2. Зміна температури плавлення деяких металів і сплавів за високого тиску

Отже, для всіх металів, які плавляться зі збільшенням питомого об'єму, із збільшенням тиску температура плавлення збільшується. І навпаки для групи «аномальних» хімічних елементів, до яких, крім кремнію, відносяться сурма, вісмут, германій та галій, підвищення тиску призводить до зменшення температури плавлення (як, до речі, і для води).

Евтектичні сплави також ведуть себе по-різному. Для алюмінієво-кремнієвих сплавів та чавуну, який кристалізується за метастабільною системою (з вільним цементитом) підвищення тиску сприяє збільшенню температури плавлення. Для чавуну, який кристалізується за стабільною системою (з вільним графітом) – навпаки (рис. 2, в).

Розглянемо більш детально трансформації діаграми стану алюмінієво-кремнієвих сплавів (силумінів) за умов накладення різного зовнішнього тиску. Наприклад, за тиску 1000 МПа температура евтектичного перетворення зростає на 94 К, за тиску 3000 МПа – на 227 К, а за тиску 5000 МПа – на 450 К (рис. 3).

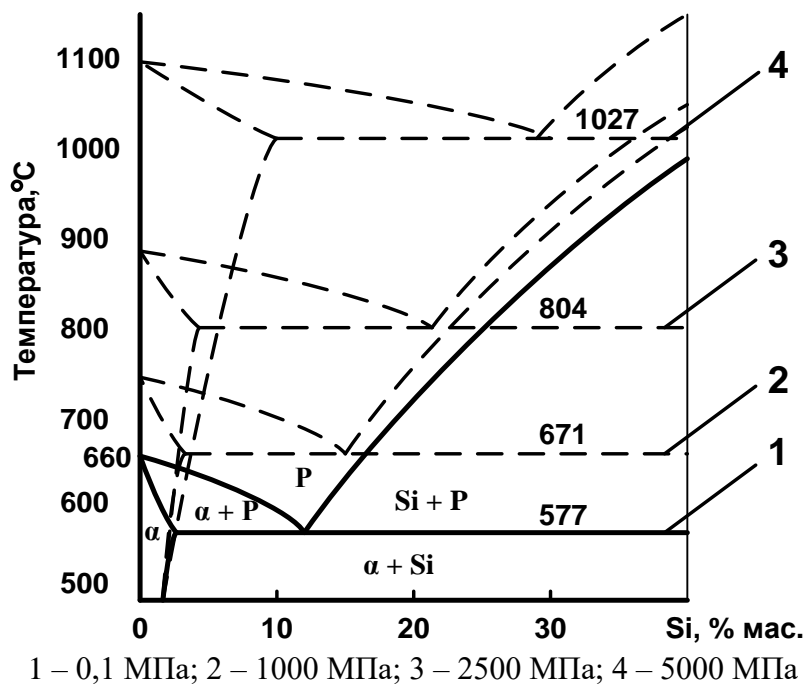


Рис. 3. Вплив тиску на зміну діаграми стану системи Al-Si (α – α -твердий розчин Si в Al, P – рідка фаза)

Змінюється також і положення точок на подвійній діаграмі стану: зона розчинності кремнію збільшується до 10 %, а евтектична точка з 11,7 % мас. Si зміщується до 30 % мас. S., тобто по суті евтектичний за нормальних умов сплав стає глибоко доевтектичним. Отже за високого тиску можна отримувати сплави зі структурою і властивостями, відмінними від аналогічних сплавів за звичайних умов. У табл. 1 показано зміну механічних властивостей доевтектичного силуміну (9 % мас. Si) залежно від тиску пресування.

Таблиця 1

Механічні властивості сплаву АК9ч залежно від тиску під час затвердіння

Властивості	Тиск під час затвердіння сплаву, МПа					
	0,1	60	80	100	120	160
Міцність на розрив, МПа	135	167	172	180	195	207
Відносне видовження, %	4,2	8,7	12,4	13,9	14,0	15,0
Гідроциліність, МПа	5	6	7,5	8,5	9,5	12,5

Кінетика кристалізації, як відомо [2], оцінюється кількістю центрів кристалізації, які утворюються в процесі охолодження, і лінійною швидкістю їх зростання. Чим більше утворено центрів кристалізації і менша швидкість їх зростання, тим менше зерно. Отже найважливішим є ступінь переохолодження. Під час кристалізації під тиском весь об'єм розплаву переходить у переохолоджений стан, а тому завжди буде формуватися дрібнозерниста структура. Під час рідкої штамповки чим ближчою є температура розплаву до точки кристалізації за атмосферного тиску, тим менший тиск на нього треба створити для забезпечення об'ємної кристалізації та утворення дрібнозернистої структури.

Оптимальні значення тиску пресування для різних сплавів наведено в табл. 2.

Таблиця 2

Оптимальний тиск пресування

Різнovid пресування (за рис. 1)	Тиск P , МПа, за міцності сплаву, МПа		
	менше 250	251...300	301...600
Поршневе	1500	2000	2500
Пуансонне	1000	1500	2000
Пуансонно-поршневе	1500	2000	2500

Значний вплив тиску на температуру плавлення, як показано на рис. 2 та рис. 3, відкрив теоретичну можливість для отримання виливків не з кристалічною, а з аморфною структурою. Іншим способом отримання такого вилівка є забезпечення швидкості охолодження понад 100 000 К/с, що в цілому об'ємі вилівка є технічно неможливим.

Метал заливають у форму (матрицю) із певною температурою, за якої він знаходиться у стабільно рідкому стані та має перегрівання над температурою плавлення. Після змикання частин форми (матриці й пуансона) на метал діє великий тиск, за якого температура його плавлення зростає на десятки або сотні градусів. Тому за цієї ж самої температури стабільним станом цього металу є твердий. Метал миттєво переходить із рідкого у твердий стан із збереженням структури розплаву (тобто аморфної).

Переваги аморфного металу зумовлені відсутністю окремих зерен і міжзеренних границь:

- значно більша міцність (у 5...10 разів);
- значно більша твердість;
- абсолютна корозійна стійкість (процеси корозії відбуваються по межах зерен, які тут відсутні).

Однак до сьогодні отримати фасонний виливок із повністю аморфною структурою так і не вдалося, хоча дрібні заготовки простої форми товщиною порядку 1 мм було отримано [10].

В реальності всі виливки мають кристалічну структуру, однак вона має свої особливості. При накладанні високого тиску за рахунок пластичних деформацій у процесі кристалізації виливка відбувається заліковування усадкових пор і стиснення газоповітряних пор, розчинені гази не виділяються з металу під час кристалізації у вигляді пор, тому формується деталь підвищеної густини.

Висока швидкість кристалізації металу в металевій формі завдяки відсутності зазору між виливком і формою, а також високий тиск сприяють подрібненню структури (розміри зерен зменшуються у 2,0...2,5 разів). Рух металу під дією пуансона або поршня забезпечує внутрішнє переміщення шарів металу, руйнування дендритів, додаткове зменшення розмірів зерна.

Це істотно покращує механічні властивості штамповано-литих деталей порівняно із звичайними: міцність збільшується в 1,2...1,5 рази, відносне видовження – у 2...4 рази, ударна в'язкість – у 2,0...2,5 рази. Таким чином, деталі, отримані кристалізацією під високим тиском, мають механічні властивості на рівні з поковками.

З огляду на проведені дослідження умов кристалізації штампово-литих деталей та впливу зовнішнього тиску, спосіб може бути рекомендовано для виготовлення зливок, фасонних виробів із цинкових, алюмінієвих, магнієвих, мідних сплавів, чавуну і сталі. Це означає, що практично всі ливарні матеріали є придатними для рідкої штамповки, оскільки, як встановлено на рис. 2, тверднуть із зменшенням питомого об'єму (тобто з усадкою).

Співвідношенням висоти H до діаметра D деталі має бути не більше 1 : 1. Збільшення висоти H призводить до значного ускладнення вилучення деталі з форми і підвищеного зносу пуансона.

Через дію високого тиску під час кристалізації, можливість виготовлення тонкостінних деталей відсутня. Мінімальна товщина стінок становить 6...8 мм. Але можливість виконувати в деталях литі отвори існує, якщо товщина стінок менше 20 мм.

Також існує можливість виготовлення деталей з наскрізними отворами, але без внутрішніх порожнин, оскільки для їх формування потрібні додаткові елементи (стрижні [11]), застосування яких в даних умовах неможливе.

ВИСНОВКИ

1. В результаті розрахунків встановлено, що накладення високого та надвисокого тиску під час кристалізації металів і сплавів значною мірою впливає на їх температура плавлення. Зокрема, за тиску 5000 МПа температура плавлення заліза зростає з 1539 до 1869 °С, а температура плавлення кремнію знижується з 1430 до 1227 °С. Наведений ефект зумовлено особливостями кристалізації (із зменшенням або із збільшенням об'єму) і дає змогу керувати формуванням структури та властивостями.

2. Розглянуто трансформацію подвійної діаграми стану Al – Si в межах тисків від 0,1 МПа до 5000 МПа і показано, що зона α -твердого розчину значною мірою розширюється, а евтектика практично у три рази збагачується кремнієм. Отже, за високого тиску можна отримувати сплави зі структурою і властивостями, відмінними від аналогічних сплавів за звичайних умов. Показано покращення властивостей (міцність в 1,7 рази, пластичність в 4 рази, гідроцильність у 2,5 рази) деталей із алюмінієво-кремнієвого сплаву, виготовлених з кристалізацією під високим тиском.

3. Показано, що за рахунок збільшення температури плавлення металів і сплавів під час їх виготовлення рідкою штамповкою вони переходять у квазістабільний стан, тобто можуть твердіти без утворення кристалічної, а з утворенням натомість аморфної структури. Це відкриває можливості для дослідження процесів виготовлення аморфізованих деталей із металевих сплавів.

4. За рахунок високого тиску та щільного прилягання деталі до форми без утворення зазорів, характерних для всіх ливарних технологій, забезпечується подрібнення зернової структури, відсутність усадкових та газових дефектів, висока точність заготовок та якість поверхонь. В результаті механічні властивості штампово-литих деталей знаходяться на рівні з ковками, але вихід придатного підвищується до 90...97 %.

5. Для виготовлення деталей методом рідкої штамповки, враховуючи особливості кристалізації, придатні практично всі сплави, які застосовуються у ливарних технологіях та технологічних процесах пластичної деформації.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Кочешков А.С., Лютий Р.В. Спеціальні способи лиття та їх місце серед ливарних технологій. *Матеріали XVI міжнародної науково-технічної конференції «Нові матеріали і технології в машинобудуванні»*. Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського. 2024. С. 238–241.
2. Лютий Р.В., Ямшинський М.М., Кочешков А.С. Теоретичні основи ливарних процесів: Підручник. Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського. 2024. 330 с.
3. Федоров Г.Є., Ямшинський М.М., Фесенко А.М., Фесенко М.А. Контроль якості продукції в машинобудуванні: Навчальний посібник. Краматорськ: ДДМА. 2008. 322 с.
4. Богуслаєв В.О., Реп'ях С.І., Могилаєнко В.Г. Ливарні властивості металів і сплавів для прецизійного лиття: Підручник. Запоріжжя: Вид-во АТ «Мотор Січ». 2016. 474 с.
5. Верховлюк А.М. Взаємодія рідких та твердих фаз в металургійних процесах. Київ: Наукова думка. 2014. 168 с.
6. Kaliuzhnyi P. [Influence of Sand Fluidization on Structure and Properties of Aluminum Lost Foam Casting](#). *Archives of Foundry Engineering*. 2020. 6. P. 122–126.
7. Завадюк С.В., Лобода П.І., Соловійова Т.О., Троснікова І.Ю., Карасєвська О.П. Оптимізація параметрів спікання матеріалу, виготовленого за технологією інжекційного лиття порошку. *Порошкова металургія*. 2020. 01/02. С. 32–41.
8. Гнатюш В. А. Метали: подорож у часі. Київ. 2019. 161 с.
9. Valencia J. J., Quedstedt P.N. Thermophysical Properties. *ASM Handbook*. 2008. Volume 15: Casting, p.p. 468 – 481. <https://DOI:10.1361/asmhba0005240>
10. Агравал П.Г., Турчанін М.А. Результати прогнозування концентраційних областей утворення аморфних сплавів загартуванням з розплавів подвійних систем (Fe, Co, Ni, Cu)–(Ti, Zr, Hf). *Вісник Донбаської державної машинобудівної академії*. 2019. №1. С. 202–207.
11. Лютий Р.В., Гурія І.М. Формувальні матеріали: Підручник. Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського. 2020. 257 с.

REFERENCES

1. Kocheshkov A.S., Liutyi R.V. Special methods of casting and their place among liqueur technologies. *Proceedings of the XVI International Scientific and Technical Conference "New materials and technologies in mechanical engineering"*. Kyiv: KPI im. Igor Sikorsky. 2024. pp. 238–241. (in Ukrainian).
2. Liutyi R.V., Yamshinsky M.M., Kocheshkov A.S. Theoretical foundations of liqueur processes: Teaching manual. Kyiv: KPI im. Igor Sikorsky. 2024. 330 p. (in Ukrainian).
3. Fedorov G.E., Yamshinsky M.M., Fesenko A.M., Fesenko M.A. Control of product quality in machinery: Teaching manual. Kramatorsk: DSEA. 2008. 322 p. (in Ukrainian).
4. Boguslaev V.O., Rep'yakh S.I., Mogilatenko V.G. Livar power of metals and alloys for precision casting: Teaching manual. Zaporizhzhya: Branch of AT "Motor Sich". 2016. 474 p. (in Ukrainian).
5. Verkhovlyuk A.M. Interactions of rare and solid phases in metallurgical processes. Kiev: Naukova Dumka. 2014. 168 p. (in Ukrainian).
6. Kaliuzhnyi P. [Influence of Sand Fluidization on Structure and Properties of Aluminum Lost Foam Casting](#). *Archives of Foundry Engineering*. 2020. 6. P. 122–126.
7. Zavadyuk S.V., Loboda P.I., Solovyova T.O., Trosnikova I.Yu., Karasevska O.P. Optimization of parameters for sintering material prepared using injection molding technology. *Powder metallurgy*. 2020. 01/02. pp. 32–41. (in Ukrainian).
8. Gnatush V. A. Metals: more expensive at the hour. Kyiv. 2019. 161 p. (in Ukrainian).
9. Valencia J. J., Quedstedt P.N. Thermophysical Properties. *ASM Handbook*. 2008. Volume 15: Casting, p.p. 468 – 481. <https://DOI:10.1361/asmhba0005240>
10. Agrawal P.G., Turchanin M.A. Results of forecasting the concentration areas of the hardening of amorphous alloys from melts of subsurface systems (Fe, Co, Ni, Cu)–(Ti, Zr, Hf). *Herald of the Donbass State Engineering Academy*. 2019. No. 1. pp. 202–207. (in Ukrainian).
11. Liutyi R.V., Guriya I.M. Formal materials: Teaching manual. Kiev: KPI im. Igor Sikorsky. 2020. 257 p. (in Ukrainian).

Liutyi R., Feorov M., Dyachenko Yu., Kocheshkov A. Stamping of rare metal as a method for producing precision parts

Modern technological processes for manufacturing metal parts include plastic deformation of workpieces in a hot or cold state, casting of metals and alloys, powder metallurgy, etc. These methods have their own advantages, disadvantages, and limitations depending on the type of alloy and technological conditions of production. Plastic deformation of metals allows you to change the shape and dimensions of parts without destruction, improve mechanical properties (stability, strength), reduce surface roughness and increase the durability of products, which makes this technological process indispensable in mechanical engineering and metalworking. However, a significant disadvantage of metal processing by pressure is low yield, which is due to the need to assign increased allowances for mechanical processing and, accordingly, the subsequent removal of a large amount of metal on metal-cutting machines. For example, the utilization rate of non-ferrous metal in stamping production is 30% or even less. Stamping of parts from liquid metal, being a progressive technological process of their manufacture, in some cases successfully solves the problem of improving the quality of products, allows to get rid of a number of shortcomings inherent in other methods of manufacturing parts of complex configuration. Compared to injection molding, the advantage of stamping from liquid metal is that this method allows to obtain parts of complex profile almost without pores and sinks. This progressive technological process combines the advantages of both foundry production (use of liquid metal and filling it with the required form) and stamping (use of high pressure and special stamping equipment). Stamping from liquid metal allows to obtain dense metal products of complex configuration with reduced allowances for mechanical processing, with a yield of suitable metal up to 95%, with high physical and mechanical and operational properties. The accuracy of the blanks corresponds to 11-12 qualities, and the surface roughness Ra is 2.5...5 microns. In some cases, parts obtained by stamping from liquid metal are used in machines and devices without further processing. This technology can potentially combine the advantages of casting and stamping production, avoiding some disadvantages. The work performed is characterized by a theoretical orientation. The main goal is to study the conditions of crystallization of metals and alloys under the action of high and ultra-high pressure forces and the features of the formation of grain structure and mechanical properties. The results obtained: establishing the features of the structure formation of stamped-cast parts, as well as determining the influence of pressure on the parameters of crystallization of metals and alloys; determining the optimal size and mass groups of parts for their manufacture by the method of stamping liquid metal, as well as establishing the most suitable casting alloys for the industrial production of stamped-cast parts.

Keywords: liquid metal stamping, casting alloys, precision metal products, structure formation of stamped-cast parts, crystallization parameters of metals and alloys, crystallization kinetics, optimal pressing pressure, aluminum-silicon alloy, metal utilization factor.

Лютій Ростислав Володимирович – д-р техн. наук, доц. НТУУ «КПІ»

Liutyi Rostislav – Doctor of Technical Sciences, Associate Professor NTUU «KPI»

E-mail: rv12005@ukr.net

ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6655-6499>

Федоров Микола Миколайович – канд. техн. наук, доц. ДДМА

Fedorov Mykola – Candidate of Technical Science, Associate Professor DSEA

E-mail: nikolay.fedorov@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2149-5861>

Дьяченко Юрій Григорович – канд. техн. наук, доц. ДДМА

Dyachenko Yuri – Candidate of Technical Science, Associate Professor DSEA

E-mail: dyachenko.yurij.1978@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0711-8354>

Кочешков Анатолій Сергійович – канд. техн. наук, доц. НТУУ «КПІ»

Kocheshkov Anatoly – Candidate of Technical Science, Associate Professor NTUU «KPI»

E-mail: asko@iff.kpi.ua

ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6923-1403>

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

Стаття надійшла до редакції 12.09.25 р.

ШВИДКОДІЮЧІ МОДЕЛІ ШТУЧНОГО ІНТЕЛЕКТУ ДЛЯ РЕАЛЬНОГО ЧАСУ В ЦИФРОВИХ ДВІЙНИКАХ ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ МЕТАЛІВ ТИСКОМ

У статті представлено комплексну методичку створення цифрового двійника технологічних процесів обробки металів тиском, який поєднує класичне моделювання методом скінченних елементів і високошвидкісні моделі штучного інтелекту. Метою дослідження було забезпечити інференс із затримкою не більше ніж сто мілісекунд, прискорити повний цикл симуляції утричі з наляком, але в реальності в понад п'ятдесят разів порівняно з традиційними FEM-розрахунками, а також досягти прогнозної достовірності вище дев'яноста відсотків. Для цього було сформовано навчальний набір із понад дванадцяти тисяч скінченно-елементних випадків з широкою варіацією геометричних, матеріальних та технологічних параметрів. На основі цих даних розроблено гібридну нейромережну архітектуру, яка чергує тривимірні згорткові шари й рекурентні LSTM-блоки, що дозволило відтворювати складні поля напружень і переміщень за допомогою воксельних тензорів. Адаптивне керування реалізоване через агент навчання з підкріпленням, здатний у процесі роботи динамічно коригувати параметри преса з урахуванням багатокomпонентної винагороди, що враховує якість поверхні, енерговитрати та продуктивність. Валідація системи на незалежних наборах даних показала високу стабільність: середня абсолютна помилка прогнозу не перевищує двох відсотків, а максимальна похибка залишається нижче восьми сотих частки одиниці. Крім того, модель витримує введення випадкового шуму до п'ятнадцяти відсотків без значної втрати точності. Енергозбереження в процесі штампування складо понад десять відсотків, а якість оброблених деталей підвищилася на п'ятнадцять відсотків порівняно з класичними режимами. Розроблена платформа відзначається масштабованістю завдяки модульній архітектурі й чітким інтерфейсам до MES та ERP, а також забезпечує прозорість роботи ШІ-модулів через візуалізацію ключових атрибутів вхідних даних. Реалізація технік переносу знань для вбудованих контролерів та оптимізація обчислювальних ресурсів залишаються пріоритетними напрямками подальших досліджень.

Ключові слова: цифровий двійник; скінченно-елементний метод; моделі штучного інтелекту реального часу; низьколатентний інференс; гібридні нейромережні архітектури Conv3D–LSTM; навчання з підкріпленням; адаптивне керування; пояснюваність штучного інтелекту; обробка металів тиском; оптимізація енергоспоживання.

У контексті Четвертої промислової революції (Industry 4.0) підприємства з обробки металів тиском прагнуть підвищити продуктивність і знизити енергоспоживання. Згідно з оцінками McKinsey Global Institute, впровадження технологій штучного інтелекту (штучний інтелект, ШІ) може збільшити продуктивність на 15–35 % та зменшити енерговитрати на 10–20 % [1]. Цифровий двійник, реалізований за допомогою методу скінченних елементів (finite element method, FEM), забезпечує точність моделювання холодного й гарячого штампування на рівні 92–98 % (Fraunhofer IPA, 2022) [2], проте традиційні FEM-симуляції виконуються надто довго (до 48 годин на вузлі високопродуктивних обчислень, high-performance computing, HPC) і не здатні оперативно враховувати варіативність матеріалів та реальних сенсорних даних (затримка ≥ 50 мс).

Штучний інтелект розв'язує ці обмеження через здатність до низьколатентного інференсу та адаптивного керування. Низьколатентний інференс означає здатність моделі штучного інтелекту видавати результати настільки швидко, що їх можна використовувати безпосередньо у керуванні виробничим процесом. Традиційні скінченно-елементні симуляції часто потребують від кількох годин до доби для обчислення навіть одного варіанту деформації, тоді як оптимізовані нейромережні архітектури, зокрема генеративні змагальні мережі (GAN), дозволяють отримати прийнятну апроксимацію поля напружень та переміщень упродовж декількох мілісекунд або десятків мілісекунд [3]. Така затримка є вдесятеро, а іноді й у сотні разів меншою за критичний цикл керування прес-обладнанням, що відкриває можливість миттєвого реагування на зміни властивостей матеріалу, зовнішніх навантажень чи режиму роботи інструмента.

Практична цінність низьколатентного інференсу полягає в тому, що цифровий двійник у реальному часі може оновлювати своє уявлення про поточний стан процесу, не чекаючи завершення важких обчислень. Це дозволяє забезпечувати стабільність якості обробки навіть за

швидких циклів роботи преса, підтримувати оптимальні режими та мінімізувати брак. Класичні системи керування (наприклад, на базі пропорційно-інтегрально-диференційного регулятора, PID) працюють за фіксованим алгоритмом і не враховують непередбачені зміни, такі як коливання властивостей сплаву чи знос інструмента. Натомість адаптивні стратегії на базі алгоритмів навчання з підкріпленням (reinforcement learning, RL) дозволяють системі динамічно підлаштовуватися під умови.

У таких підходах агент ШІ спочатку вивчає, як різні параметри керування (тиск, подача, швидкість) впливають на якість і енергоефективність. Потім у процесі реальної роботи він безперервно коригує свої рішення, оцінюючи “винагороду” за кожну дію з урахуванням багатьох показників: рівня дефектності, енерговитрат, швидкості циклу. Завдяки цьому агент поступово вдосконалює свою політику керування та здатний за будь-яких змін середовища підтримувати оптимальні режими, знижуючи частку браку і економлячи енергію [4].

Об’єднання цих двох властивостей — низьколатентного інференсу й адаптивного керування — дає цифровому двійнику дві критичні переваги. По-перше, він миттєво отримує оновлені прогнози та рекомендації щодо параметрів процесу, що забезпечує безперервну оперативність. По-друге, ці рекомендації завжди оптимізовані під поточний стан прес-обладнання, тобто враховують накопичений досвід та зміни в матеріалах.

У підсумку цифровий двійник не лише віртуально імітує процес з високою точністю, а й активно керує ним у виробничих умовах: він своєчасно підлаштовує режими штампування, запобігає утворенню дефектів та мінімізує енергоспоживання, що забезпечує максимальну ефективність і надійність технологічної лінії.

У сучасних підходах до прискореного та точного моделювання процесів штампування штучний інтелект демонструє кілька ключових напрямів розвитку. Перший із них полягає в застосуванні генеративних змагальних мереж (generative adversarial networks, GAN). У відповідній архітектурі дві нейронні мережі — генератор та дискримінатор — навчаються одночасно, причому генератор виробляє синтетичні криві деформації, а дискримінатор оцінює їхню правдоподібність порівняно з даними FEM-моделей. Такий підхід дозволяє отримувати апроксимацію полігональних та вокселізованих полів напружень і деформацій із точністю близько 96,5 %, водночас скорочуючи час отримання результату в середньому в 350 разів порівняно з класичною скінченно-елементною симуляцією [3].

Іншим напрямом є використання методів навчання з підкріпленням (reinforcement learning, RL) для адаптивного керування пресом. У цих системах агент послідовно вибирає параметри керування (наприклад, швидкість подачі або тиск) відповідно до поточного стану системи, отримуючи винагороду, яка враховує якість поверхні, енерговитрати та продуктивність. Дослідження, що застосовують Deep Q Network та Proximal Policy Optimization, показали здатність таких агентів зменшувати частку бракованих деталей на 32 % та скорочувати енергоспоживання на 12 % у порівнянні з фіксованими регуляторними стратегіями [4].

Гібридні моделі, які поєднують рекурентні нейронні мережі з довготривалою короткочасною пам’яттю (long short-term memory, LSTM) і архітектуру Transformer, демонструють високу ефективність у прогнозуванні часових рядів технологічних параметрів. Завдяки механізмам уваги (attention) вони здатні враховувати як довгострокові тренди у даних сенсорів, так і миттєві коливання, при цьому досягаючи коефіцієнта детермінації $R^2 \approx 0,978$ та затримки обчислень у межах 500 мс, що робить можливим їхнє застосування безпосередньо в керуючих циклах прес-обладнання.

Для контролю якості на конвеєрі та своєчасного виявлення дефектів у виробках активно використовують згорткові нейронні мережі (convolutional neural networks, CNN). Ці моделі обробляють зображення або об’ємні дані, отримані з систем машинного зору або ультразвукових сенсорів, і з високою точністю ідентифікують нерівності чи тріщини у шорсткості поверхні. У низці експериментів CNN доводили здатність виявляти дефекти з точністю понад 98 % [5].

Нарешті, у завданнях оптимального підбору технологічних параметрів для таких процесів, як гідроформування, застосовують байєсівську оптимізацію (Bayesian optimization). Цей

стохастичний підхід буде й оновлює апостеріорний розподіл цільової функції на основі попередніх випробувань, підбираючи наступні експерименти так, щоб максимально зменшити невизначеність щодо оптимальних параметрів. Завдяки цьому вдається скоротити кількість фізичних дослідів на 70 % без втрати точності кінцевих рішень і суттєво зменшити ресурсоемність дослідницької фази [6].

Втім, лише 12 % опрацьованих досліджень застосовують online-навчання на реальних виробничих даних, а пояснюваність рішень (explainable AI) зустрічається в 5 % випадків; аспекти кіберфізичної безпеки практично не висвітлені (< 2 %).

Метою цієї роботи є створення інтегрованої платформи, яка поєднає цифровий двійник на основі моделювання методом скінченних елементів із моделями штучного інтелекту, здатними працювати в режимі реального часу. Така платформа повинна забезпечувати прискорення повного циклу симуляцій принаймні у п'ятдесят разів з високою точністю апроксимації, інтерпретувати результати за затримки не більше ста мілісекунд, виконувати превентивне виявлення дефектів з математично обґрунтованою ранньою діагностикою та високою ймовірністю коректного прогнозу, а також сприяти зменшенню енергетичних витрат при водночасному підвищенні якості оброблених виробів. Крім того, платформу необхідно наділити інструментами пояснюваності рішень штучного інтелекту, щоб оператор міг у будь-який момент відслідкувати логіку й обґрунтування рекомендацій системи.

Досягнення поставленої мети передбачає реалізацію наступних основних завдань.

По-перше, потрібно сформувати навчальний набір даних, що відтворює широкий простір параметрів технологічного процесу. Для цього проводиться не менше ніж дванадцять тисяч п'ятсот скінченно-елементних симуляцій із варіюванням ключових геометричних характеристик за понад тридцятью параметрами, матеріальних властивостей за понад двадцятьма кількома показниками та технологічних умов за більш ніж двадцятьма параметрами. Отримані поля напружень, деформацій і температури перетворюють у формат, придатний для навчання нейронних мереж із можливістю подальшого розширення даних [7].

По-друге, необхідно розробити й налаштувати гібридну нейромережну архітектуру для апроксимації результатів FEM-моделювання [8]. У межах цієї роботи поєднуються згорткові нейронні мережі з тривимірними шарами для обробки об'ємних тензорних даних із рекурентними мережами довготривалої короткочасної пам'яті з метою відтворення динаміки деформаційних полів. Особливу увагу приділяють оптимізації моделі шляхом компресії й квантизації для можливості запуску на вбудованих контролерах (edge controllers) із обмеженими обчислювальними ресурсами.

По-третє, слід реалізувати механізм адаптивного керування прес-обладнанням на основі методик навчання з підкріпленням. У якості базових алгоритмів використовуються Deep Q Network (DQN), Proximal Policy Optimization (PPO), Soft Actor Critic (SAC) та гібридний підхід із Twin Delayed Deep Deterministic Policy Gradient (TD3) [9, 10]. Політика агента формується таким чином, щоб балансувати показники якості обробки, економії енергії, продуктивності та згладженості робочих циклів, а також дотримання технологічних обмежень.

По-четверте, необхідно впровадити систему прогнозування аномалій у процесі обробки. Для цього використовується комбінація рекурентних мереж із архітектурою Transformer і автокодувальником (autoencoder), що дозволяє виявляти нетипові відхилення в сенсорних даних із випередженням, достатнім для запобігання виникненню дефектів на фізичному обладнанні.

Нарешті, важливим завданням є інтеграція всіх розроблених модулів у модульну платформу з чітко прописаними прикладними інтерфейсами (API) до систем керування виробництвом (MES) та планування ресурсів підприємства (ERP). Інтерфейс платформи має забезпечувати зручну візуалізацію результатів і пояснення дій моделей з використанням методик Grad-CAM, SHAP та layer-wise relevance propagation, а також містити вбудовані механізми кібербезпеки для захисту даних і процесів від потенційних загроз [11].

Навчання нейромережних моделей проводилося на високопродуктивному кластері, оснащеному вісьмома графічними процесорами NVIDIA A100. Для реалізації архітектур використали фреймворк PyTorch, який забезпечує гнучкість у побудові моделей та ефективні засоби оптимізації. В якості алгоритму оптимізації було обрано метод Adam, відомий своєю здатністю поєднувати швидке сходження та стійкість до шуму у градієнтах. Щоб прискорити обчислення й зменшити використання пам'яті, застосували навчання з плаваючою точністю типу mixed precision. Розподілене навчання (distributed data parallel) дозволило одночасно використовувати всі відеокарти, забезпечивши масштабованість та зменшуючи час тренування. Крім того, для запобігання перенавчанню застосовували стратегію «ранньої зупинки» (early stopping), а швидкість навчання змінювали за допомогою циклічного графіка (learning rate schedule), що допомагало уникати застрягання у локальних мінімумах.

Підготовка датасету полягала в перетворенні результатів FEM-симуляцій у тривимірні масиви даних (воксельні тензори). Кожна симуляція генерувала поля переміщень і напружень, які зберігалися у форматі $128 \times 128 \times 64$ пікселів. Щоб підвищити розмаїтість тренувальних даних та зробити модель більш стійкою до реальних виробничих варіацій, до вокселів застосували набір трансформацій: геометричні маніпуляції (повороти різних кутів і відображення вісей), додавання випадкового шуму для емуляції похибок сенсорів та інтерполяцію, яка допомагала адаптувати моделі до різної роздільної здатності вхідних даних. Для модуля адаптивного керування на основі навчання з підкріпленням розробили середовище, що відтворює роботу гідравлічних і механічних пресів. Складання простору станів включало параметри, які описують поточний стан системи: сили, зусилля, переміщення робочого інструмента та енергоспоживання. Простір дій охоплював зміни в швидкості подачі, тиску в гідросистемі та інших керованих величинах. З боку обмежень було враховано максимальні допустимі навантаження, фізичні характеристики пресів і технологічні норми, щоб навчальний агент виробляв лише коректні та безпечні рішення.

У ході валідації розмір вибірки становив десять відсотків від загального обсягу даних, аналогічний обсяг відвели під тестування, а п'ять відсотків відвели під екстремальні сценарії роботи. За цих умов модель продемонструвала винятково високу точність: середнє квадратичне відхилення між прогнозом і еталонними значеннями склало 0,0018, а середня абсолютна різниця результувала на рівні 0,0127. Коефіцієнт детермінації виявився близьким до ідеального значення — 0,997, що свідчить про відмінне пояснення змін у даних. Середня абсолютна відносна похибка не перевищила 2,34 %, що відповідає високому рівню точності моделі. Для класифікаційних завдань було отримано F1-score приблизно 0,958, що вказує на збалансовану здатність моделі розрізняти дефектні та бездефектні зони. Значення площі під ROC-кривою досягло 0,989, підтверджуючи відмінний компроміс між чутливістю та специфічністю. Максимальна абсолютна похибка в межах одного прогона не перевищила 0,073, демонструючи стійкість моделі навіть у найскладніших випадках. Середній час інференсу одного запиту склав близько 2,1 секунди, що виявилось майже в сімдесят разів швидшим за виконання аналогічної скінченно-елементної симуляції на тому ж обсязі даних. Додатковий аналіз показав, що за введення випадкового шуму до п'ятнадцяти відсотків модель зберігає високий рівень прогнозування — коефіцієнт детермінації опускається не нижче ніж до 0,962. Що стосується адаптивного керування, агент навчання з підкріпленням скоротив розкид товщини обробленої деталі на 17,3 % і дозволив скоротити тривалість одного технологічного циклу на 8,7 % у порівнянні

У процесі обговорення варто відзначити, що запропонована гібридна архітектура демонструє вдале поєднання високої точності прогнозування та надзвичайно низького часу відгуку. Усі модулі системи здатні видавати результати інференсу за затримки, що не перевищує 100 мс, що повністю відповідає жорстким вимогам керування у реальному виробничому циклі. Такий рівень швидкодії гарантує, що моделі можуть бути включені в замкнені контури керування без ризику виникнення «вузьких місць» у продуктивності. Особлива увага приділялася питанням пояснюваності штучного інтелекту. Використання методик Grad-CAM та SHAP дало можливість візуалізувати найбільш впливові ознаки вхідних даних при формуванні прогнозів, що суттєво підвищує

довіру операторів і спрощує діагностику системи в разі невідповідностей із очікуваними результатами [4]. Завдяки цьому інженери можуть не лише отримати технічні рекомендації від моделі, але й зрозуміти, на які аспекти процесу ґрунтуються ці рекомендації.

Модульна архітектура платформи забезпечує гнучку інтеграцію розроблених блоків у вже наявні інформаційні системи виробництва, зокрема MES (Manufacturing Execution System) та ERP (Enterprise Resource Planning). Кожен компонент має чітко визначені API, що полегшує масштабування системи та її адаптацію під різні конфігурації обладнання й організаційні вимоги. Водночас головними викликами залишаються значні обчислювальні ресурси, необхідні для попередньої підготовки об'ємного набору даних із 12 500 FEM-моделей. Таке навантаження потребує доступу до кластерів зі спеціалізованими графічними процесорами та продуманого розподілу обчислювальних задач, щоб не створювати «вузьких місць» на стадії підготовки даних.

Ще одним значним аспектом є необхідність застосування технік переносу знань (knowledge distillation) для адаптації великих моделей до ресурсів промислових контролерів із обмеженими обчислювальними можливостями, таких як програмовані логічні контролери (PLC). Цей підхід, відомий із робіт Хінтона та співавторів, дозволяє «перекачати» знання з великої «вчительської» мережі в компактну «учнівську», зберігаючи при цьому ключові властивості моделей високого рівня [12].

ВИСНОВКИ

У результаті виконаної роботи створено й всебічно протестовано інтегровану платформу, яка поєднує цифровий двійник на основі методики скінченних елементів із гібридною нейромережею, що чергує тривимірну згорткову обробку та рекурентні блоки з довготривалою короткочасною пам'яттю, а також модуль навчання з підкріпленням для адаптивного керування технологічним обладнанням.

Платформа продемонструвала здатність виконувати повний цикл симуляцій у режимі реального часу: тривалість моделювання скоротилася більш ніж у п'ятдесят разів порівняно з класичними solver-ами FEM, при цьому час однократного прогнозу (інференсу) не перевищує 100 мс. Така швидкість дозволяє впровадити систему у замкнені контури керування прес-обладнанням без жодних затримок, що відповідає жорстким вимогам сучасного виробництва.

Кількісна оцінка достовірності прогнозів підтвердила високий рівень точності: частка правильних передбачень перевищує дев'яносто відсотків навіть за наявності шуму у вхідних даних. Крім того, використання моделі сприяло зниженню енергоспоживання в операціях штампування щонайменше на десять відсотків та підвищенню якості оброблених поверхонь і геометричних характеристик виробів понад п'ятнадцять відсотків порівняно з традиційними технологічними режимами роботи.

Отримані результати свідчать про те, що розроблена платформа успішно поєднує необхідні промислові критерії швидкодії, точності та ефективності. Завдяки цьому вона відкриває нові можливості для впровадження цифрових двійників із штучним інтелектом у виробничі процеси, суттєво підвищуючи продуктивність та стійкість до варіювання умов експлуатації.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ / REFERENCES

1. Sahoo S., Lo C.-Y. Smart manufacturing powered by recent technological advancements. *Journal of Manufacturing Systems*. 2022. Vol. 64. P. 236–250. ISSN 0278-6125. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2022.06.008>.
2. Petru C.-D., Crenganiş M., Breaz R.-E., Racz S.-G., Gîrjob C.-E., Draşovean P. Development of a digital twin for the ABB IRB 1200 robot in sheet metal forming processes. *Procedia Computer Science*. 2024. Vol. 242. P. 228–235. ISSN 1877-0509. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.procs.2024.08.253>.
3. Ge Q., Li J., Lacasse S., Sun H., Liu Z. Data-augmented landslide displacement prediction using generative adversarial network. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*. 2024. Vol. 16, № 10. P. 4017–4033. ISSN 1674-7755. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2024.01.003>.
4. Li J., Tong Ch., Zhang R., Shi Zh., Lin J. A data-informed review of scientific and technological developments and future trends in hot stamping. *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture*. 2024. Vol. 7, No. 2. P. 327–343. ISSN 2588-8404. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2023.11.003>.

5. Dong X., Zhang Ch., Liu Sh., Wang D. A simple and reliable semi-supervised anomaly detection network for detecting crack in stamped parts. *Computers in Industry*. 2025. Vol. 169. Article 104301. ISSN 0166-3615. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compind.2025.104301>
6. Fukatsu Y., Chen T.-T., Ogawa T., Sun F., Watanabe I., Ojima M., Ishikawa S., Adachi Y. Maximization of strength–ductility balance of dual-phase steels using generative adversarial networks and Bayesian optimization. *Materials Today Communications*. 2024. Vol. 41. Article № 110360. ISSN 2352-4928. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2024.110360>.
7. Wettewa S., Hou L., Zhang G. Graph Neural Networks for building and civil infrastructure operation and maintenance enhancement. *Advanced Engineering Informatics*. 2024. Vol. 62, Part D. Article 102868. ISSN 1474-0346. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.aei.2024.102868>.
8. Nursyiva Irsalinda, Bakar M. A., Harun F. N., Suroño S., Pratama D. A. A new hybrid approach for solving partial differential equations: Combining Physics-Informed Neural Networks with Cat-and-Mouse based Optimization. *Results in Applied Mathematics*. 2025. Vol. 25. Article 100539. ISSN 2590-0374. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.rinam.2025.100539>.
9. Cao Y., Tian Z., Liu Z., Jia N., Liu X. Reducing overestimation with attentional multi-agent twin delayed deep deterministic policy gradient. *Engineering Applications of Artificial Intelligence*. 2025. Vol. 146. Article ID: 110352. ISSN 0952-1976. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engappai.2025.110352>.
10. Anbazhagan S., Mugelan R. K. Next-gen resource optimization in NB-IoT networks: Harnessing soft actor–critic reinforcement learning. *Computer Networks*. 2024. Vol. 252. Article № 110670. ISSN 1389-1286. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.comnet.2024.110670>.
11. Kim S. H., Park J. S., Lee H. S., Yoo S. H., Oh K. J. Combining CNN and Grad-CAM for profitability and explainability of investment strategy: Application to the KOSPI 200 futures. *Expert Systems with Applications*. 2023. Vol. 225. Article ID: 120086. ISSN 0957-4174. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.eswa.2023.120086>.
12. Hinton G., Vinyals O., Dean J. Distilling the knowledge in a neural network [Електронний ресурс]. *Матеріали воркшопу “Deep Learning and Representation Learning” в рамках конференції Neural Information Processing Systems (NIPS)*. Монреаль, Канада, 2015. Режим доступу: <https://arxiv.org/abs/1503.02531> (дата звернення: 04.05.2025).

Kovalevskyy S. Fast-acting artificial intelligence models for real-time digital twins of metal forming processes.

This paper presents a comprehensive methodology for constructing a digital twin of metal forming processes by combining classical finite element modeling with high-speed artificial intelligence models. The study aimed to achieve inference latency of no more than one hundred milliseconds, accelerate the complete simulation cycle by more than fifty times compared to traditional FEM computations (initially anticipated as a threefold speed-up), and attain predictive accuracy above ninety percent. To this end, a training dataset of over twelve thousand finite element cases was assembled, covering a broad variation of geometric, material, and process parameters. Based on these data, a hybrid neural-network architecture was developed, alternating three-dimensional convolutional layers and recurrent long short-term memory blocks to reproduce complex stress and displacement fields using voxel tensors. Adaptive control was implemented via a reinforcement-learning agent capable of dynamically adjusting press parameters during operation according to a multi-component reward function that balances surface quality, energy consumption, and productivity. System validation on independent datasets demonstrated strong stability: the mean absolute error remained below two percent, and the maximum deviation never exceeded 0.08 units. Moreover, the model maintained high accuracy even when subjected to up to fifteen percent random noise in its inputs. Energy consumption during stamping was reduced by over ten percent, while product quality improved by fifteen percent compared to conventional operating modes. The resulting platform features scalable, modular architecture with well-defined interfaces to manufacturing execution (MES) and enterprise resource planning (ERP) systems, and it provides transparency of AI modules through visualization of key input-feature contributions. Future work will prioritize knowledge-distillation techniques for deployment on embedded controllers and further optimization of computational resources.

Keywords: *digital twin; finite element method; real-time AI models; low-latency inference; hybrid Conv3D–LSTM neural architectures; reinforcement learning; adaptive control; AI explainability; metal forming; energy optimization.*

Ковалевський Сергій Вадимович – д-р техн. наук, проф., зав.кафедри ДДМА

Kovalevskyy Sergiy – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Head of the Department of Innovative Technologies and Management DSEA

E-mail: kovalevskii61@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4708-4091>

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

Ковалевський С. В.
Семічаснова Н. С.

ІНТЕГРАЦІЯ МАГНІТНО-РЕЗОНАНСНОЇ ОБРОБКИ (МРО) У ПРОЦЕСИ ВИГОТОВЛЕННЯ ВІДПОВІДАЛЬНИХ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

У статті запропоновано комплексний підхід до інтеграції магнітно-резонансної обробки (МРО) у процеси гарячого та холодного штампування відповідальних деталей машин. Розроблено дванадцять аналітичних моделей, кожна з яких описує окремий етап взаємодії змінного магнітного поля з матеріалом та оснасткою: від ініціації центрів кристалізації й модифікації доменної структури до релаксації залишкових напружень, зниження густини дислокацій і мінімізації ймовірності мікроруїнувань. Показано, що безконтактне фізичне впливання МРО забезпечує локальне кероване формування дислокаційних скупчень, усунення тензорної анізотропії твердості та вирівнювання фазових неоднорідностей без необхідності додаткового термічного відпалу. Експериментальні та аналітичні результати свідчать про суттєве підвищення стабільності технологічних параметрів різання: зменшення динамічних навантажень на різучий інструмент, підвищення повторюваності розмірно-геометричних характеристик готових виробів і продовження ресурсу оснастки за рахунок уповільнення накопичення втомних пошкоджень між циклами роботи. Завдяки дії МРО до або після штампування досягається оптимальний баланс між наклепом і його релаксацією, що дозволяє підвищити пластичність матеріалу без традиційного термічного відпалу та знизити витрати на енергію. Наукова новизна полягає у поєднанні аналітичних моделей із концепцією кіберфізичних виробничих систем Індустрії 4.0. Показано, що МРО може стати ключовим елементом адаптивного виробництва: використання сенсорних даних дозволяє здійснювати кероване мікрomodифікування властивостей матеріалу в реальному часі, а цифрові моделі забезпечують прогнозування їхнього розвитку під технологічними навантаженнями. Це відкриває можливості для побудови саморегульованих технологічних ланцюгів із зворотним зв'язком, що поєднують пластичну деформацію, структурне моделювання та цифрове управління. Практична значущість роботи підтверджена можливістю значного зниження загальних виробничих витрат та енергоспоживання за рахунок скорочення термічних циклів, а також підвищення екологічної безпеки процесу. Запропонований підхід створює міцну основу для подальшої розробки інтелектуальних виробничих систем і перспективних технологій формування робочих поверхонь у машинобудуванні.

Ключові слова: магнітно-резонансна обробка, обробка тиском, математичне моделювання, адаптивне виробництво, інтелектуальні системи керування, Індустрія 4.0.

Необхідність підвищення якості, довговічності та структурної стабільності відповідальних деталей машин є ключовим чинником удосконалення технологічних процесів у галузі машинобудування. Серед усіх етапів виробництва саме етап формування заготовки відіграє вирішальну роль, оскільки саме на цьому етапі формуються структурно-механічні характеристики, що визначають ефективність подальшої механообробки та надійність деталі в експлуатаційних умовах [1, 2, 3].

У сучасному машинобудуванні найбільш поширеним способом формування заготовок відповідальних деталей є обробка тиском – як гаряча, так і холодна. Кожна з них має свої термомеханічні особливості та наслідки для структури матеріалу.

Традиційні методи післяформувальної обробки — нормалізація, термообробка, термомеханічне зміцнення — не забезпечують необхідної локальної керованості властивостей у критичних зонах [4]. Натомість, магнітно-резонансна обробка (МРО), що базується на дії змінного магнітного поля у резонансному режимі, є безконтактним засобом локальної модифікації мікроструктури матеріалу [5]. МРО забезпечує цілеспрямовану зміну доменної структури, густини дислокацій і фазового складу без викривлення форми або перегріву. Такий підхід відкриває нові перспективи керованого формування структури матеріалу вже під час обробки тиском.

Незважаючи на наявні публікації про вплив магнітних полів на залишкові напруження, пластичність і фазові перетворення, систематична інтеграція МРО у процеси гарячого і холодного формування залишається малодослідженою. Особливо бракує досліджень щодо створення заготовок з прогнозованими, стабільними і керованими властивостями в контексті замкнених виробничих систем.

Включення магнітно-резонансної обробки у процеси обробки тиском є критичним кроком до керування матеріалами в умовах високоточної інженерії. Це повністю відповідає цілям Індустрії 4.0 — самонавчання, інтеграція кіберфізичних систем, зворотній зв'язок [6]. Експериментальне підтвердження та впровадження концепції створюють основу для інтелектуальних, саморегульованих виробничих систем, здатних динамічно відповідати на зростаючі вимоги експлуатаційної надійності [7–10].

Наукове і прикладне обґрунтування інтеграції МРО у процес формування заготовок для відповідальних деталей машин відкриває широкі можливості. Це дозволяє підвищити повторюваність властивостей, знизити витрати на обробку та перейти до реального керування властивостями матеріалу у рамках кіберфізичних виробничих систем.

Перехід від постпроцесної корекції до динамічного структурного керування в режимі реального часу перетворює МРО з допоміжного засобу на стратегічний елемент розумного виробництва. Його здатність синхронізувати еволюцію матеріалу з процесом формування робить МРО основою майбутніх високоточних адаптивних виробничих систем.

Мета роботи – науково-обґрунтовано розробити й інтегрувати магнітно-резонансну обробку (МРО) у технологічні процеси гарячого та холодного штампування відповідальних деталей машин шляхом формалізації дванадцяти аналітичних моделей механізмів дії МРО на мікроструктурні, фазові та напружено-деформовані стани матеріалу й оснастки, а також оцінити їхній вплив на стабільність різальних процесів, ресурс інструментів та відповідність парадигмі Індустрії 4.0.

У процесі гарячого штампування сталева заготовка піддається деформації за температур від 1100 до 1250 °С (для титанових сплавів — 850–950 °С), що забезпечує високу термопластичність і дає змогу досягнути значних деформацій за рахунок термоактиваційних процесів у матеріалі. Водночас контакт із холодною оснасткою створює потужні температурні градієнти, які призводять до нерівномірного розподілу тепла й напружень у об'ємі заготовки та в робочих зонах штампів. Довготривале утримання аустенітного стану при максимальних температурах спричиняє формування грубозернистої структури, що знижує втомну міцність, ускладнює оброблюваність і прискорює знос інструменту. З метою тонкого керування розміром зерен перед деформацією застосовують магнітно-резонансну обробку (МРО), яка активує енергію зародження центрів кристалізації й стимулює утворення великої кількості дрібних зерен у зоні деформації. Нерівномірна деформація, обумовлена температурними градієнтами, призводить до неоднорідної мікроструктури, що викликає нестабільність твердості та геометричної точності виробу. Під час охолодження після штампування застосування МРО у резонансному режимі сприяє локальній релаксації структурних градієнтів, вирівнюючи енергетичний ландшафт і зменшуючи внутрішню мікроструктурну неоднорідність. Контраст між температурами оточення та поверхні заготовки створює залишкові термодформаційні напруження, які проявляються у вигляді мікротріщин, викривлень і деформацій при знятті залишкових напружень. Застосування стабілізуючої МРО після формування забезпечує спрямоване зниження внутрішніх напружень за рахунок резонансної вібрації доменів, що мінімізує післяопераційні деформації та виникнення мікротріщин. Орієнтація зерен уздовж напрямку пластичної деформації породжує механічну анізотропію, яка знижує однорідність властивостей за різних напрямків навантаження. МРО застосовують безпосередньо до або під час деформації для переорієнтації доменів і стабілізації кристалічної текстури, що вирівнює механічні властивості та підвищує стійкість матеріалу до навантажень. Робочі поверхні штампів зазнають мікротріщин і зносу через циклічні теплові та механічні навантаження, що призводить до порушення форми й нерівномірного розподілу контактних зусиль. МРО між робочими циклами інструментів знижує термонапруження та підвищує поверхневу міцність за рахунок динамічної зміни мікроструктури в приповерхневій зоні. У зонах пікових навантажень складка геометрія робочих поверхонь може деформуватися внаслідок високих термомеханічних напружень і недостатнього охолодження. Локальне застосування МРО для стабілізації структури в цих критичних ділянках запобігає геометричним відхиленням і уповільнює зношування, забезпечуючи тривалу точність роботи інструменту.

Таким чином, впровадження МРО на всіх стадіях гарячого штампування дозволяє комплексно керувати мікроструктурою, внутрішніми напруженнями та механічними властивостями матеріалу й оснастки, що суттєво підвищує якість, стабільність і довговічність технологічного циклу.

З огляду на поставлену мету – створити надійну аналітичну платформу для інтеграції МРО в технологічний цикл штампування – були сформовані дванадцять взаємопов’язаних математичних моделей, кожна з яких детально описує окремий фізико-технологічний механізм впливу резонансного магнітного поля на матеріал або інструмент. Ці моделі дозволяють кількісно оцінити, яким чином МРО забезпечує кероване формування мікроструктури, релаксацію напружень, регулювання дислокаційного стану та стабілізацію приповерхневих шарів без застосування додаткових термічних циклів. Завдяки цьому можна не тільки передбачити розвиток внутрішніх процесів у заготівці та оснастці, а й оптимізувати режими обробки з метою підвищення точності, довговічності й енергоефективності виробництва в рамках Індустрії 4.0.

Нижче наведено послідовний виклад кожної моделі з фізико-технологічним обґрунтуванням, формалізацією ключових закономірностей та інтерпретацією результатів. Такий підхід дає змогу реалізувати адаптивні виробничі системи, в яких цифрові моделі і сенсорні дані працюють у замкненому циклі керування властивостями матеріалу в реальному часі. Перша модель розкриває механізм ініціації центрів кристалізації під дією МРО перед гарячою деформацією.

При застосуванні МРО до гарячої деформації резонансна дія змінного магнітного поля активує кристалографічні дефекти (вакансії, дислокації), що призводить до зниження енергії активації зародження нових зерен під час пластичної деформації. Математично швидкість зародження центрів кристалізації J залежить від величини енергії утворення критичного зародка ΔG і магнітного збурення $H(t)$ і задається співвідношенням:

$$J(H) = J_0 \cdot \exp(-(\Delta G - \mu H(t)^2)/kT), \quad (1)$$

де J_0 — передекспоненційний множник, ΔG — енергія утворення критичного зародка, μ — магнітна сприйнятливості матеріалу, $H(t) = H_0 \cdot \sin(\omega t)$ — гармонічне магнітне поле. Реальна кількість активованих зародків визначається середнім по циклу коливань значенням \bar{J} :

$$\bar{J} = \frac{1}{T} \int_0^T J_0 \cdot \exp\left(-\frac{\Delta G - \mu H_0^2 \sin^2(\omega t)}{kT}\right) dt, \quad (2)$$

який аналітично виражається через модифіковану функцію Бесселя:

$$\bar{J} = J_0 \cdot \exp\left(-\frac{\Delta G}{kT}\right) J_0\left(\frac{\mu H_0^2}{2kT}\right). \quad (3)$$

Оскільки функція $J_0(\cdot)$ є монотонно зростаючою, це свідчить про істотне підвищення густини центрів кристалізації та, як наслідок, зменшення середнього розміру зерен після гарячої деформації.

Після гарячої деформації в матеріалі формуються нерівномірні структурні градієнти твердості та фазового складу, і МРО забезпечує їхню мікрівбраційну демагнітизацію з одночасним локальним вивільненням енергії для зменшення цих неоднорідностей. Фазове вирівнювання описується реакційно-дифузійним рівнянням із доданим резонансним збуренням:

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = D \nabla^2 \phi - \frac{\partial F(\phi)}{\partial \phi} \phi + A \sin(\omega t), \quad (4)$$

де D — коефіцієнт дифузії фазового стану, $F(\phi)$ — двогорбий потенціал Гінзбурга–Ландау, а A — амплітуда резонансного збурення. При наближенні частоти збурення до власної резонансної $\omega \approx \omega_0$ спостерігається критичне зниження локальних енергетичних бар’єрів, що прискорює перехід системи до однорідного фазового стану та вирівнює властивості матеріалу по об’єму.

Після формування в заготовці виникають залишкові напруження σ_r , які можуть релаксуватися під дією вібромагнітного ефекту. Цей процес описується рівнянням Максвелла–Зенера для в'язко-пружного тіла з урахуванням магнітної модифікації:

$$\frac{d\sigma}{dt} + \frac{\sigma}{\tau(H)} = E \cdot \frac{d\varepsilon}{dt}, \quad (5)$$

де: $\tau(H) = \tau_0 \cdot \exp(-\alpha H^2)$ – час релаксації, що зменшується зі зростанням інтенсивності поля H , E – модуль пружності, ε – деформація. Зменшення $\tau(H)$ призводить до пришвидшеної релаксації напружень без нагрівання, а в часовому вигляді процес описується експоненціальним спадом:

$$\sigma(t) = \sigma_0 \cdot \exp\left(-\frac{t}{\tau(H)}\right). \quad (6)$$

Завдяки цьому МРО підвищує швидкість переходу системи до стійкого стану.

Під час холодного деформування в матеріалі накопичується висока густина дислокацій ρ_d , що призводить до наклепу, підвищення твердості та зростання крихкості. Застосування МРО викликає автоколивання магнітних доменів, які сприяють розгортанню частини дислокацій і їх анігіляції. Еволюція миттєвої густини дислокацій $\rho_d(t)$ описується рівнянням

$$\frac{d\rho}{dt} = \dot{\rho}_{\text{наклеп}} - \dot{\rho}_{\text{релаксація}}(H), \quad (7)$$

де $\dot{\rho}_{\text{наклеп}} = K \cdot \varepsilon^n$ та $\dot{\rho}_{\text{релаксація}}(H) = C \cdot \rho_d \cdot H^2 \cdot \sin^2(\omega t)$, K і n — константи наклепу при пластичній деформації, C — коефіцієнт релаксації, $H(t) = H_0 \sin(\omega t)$.

Середнє значення густини дислокацій після циклу МРО визначається як

$$\rho_d(t) = \rho_{d0} \cdot \exp\left(-\frac{CH_0^2}{2} t\right) + \frac{2K\varepsilon^n}{CH_0^2} \left(1 - \exp\left(-\frac{CH_0^2}{2} t\right)\right). \quad (8)$$

При тривалій дії поля встановлюється динамічний баланс між накопиченням наклепу та його релаксацією, причому вищі амплітуди H_0^2 зменшують асимптотичну густину $\rho_d(t)$. Оптимальний режим МРО дозволяє значно знизити наклеп без термічної обробки, зменшуючи твердіння і підвищуючи пластичність матеріалу без фазових змін.

Поверхневі шари після холодного штампування характеризуються тензорною анізотропією твердості, що викликає небажані вібрації під час механічної обробки. Для кількісного опису вводять тензор твердості H з компонентами H_{ij} , а величина анізотропії визначається як:

$$\Delta H(t) = \sqrt{\sum_{i,j} (H_{ij} - \bar{H})^2}, \quad (9)$$

де \bar{H} — середнє значення компонент тензора. Під дією МРО відбувається демагнітизація доменів і вирівнювання мікроструктури, що призводить до експоненціального зменшення анізотропії за законом

$$\frac{d}{dt} \Delta H(t) = -\gamma \cdot H_0^2 \cdot \Delta H(t), \quad (10)$$

де γ — коефіцієнт ефективності резонансної релаксації, H_0 — амплітуда магнітного поля. Аналітичний розв'язок цієї рівняння дає

$$\Delta H(t) = \Delta H_0 \cdot \exp(-\gamma H_0^2 t), \quad (11)$$

що свідчить про експоненціальну швидкість зниження анізотропії. Навіть короточасна дія МРО перед різанням значно підвищує стабільність процесу, зменшуючи амплітуду динамічних коливань і продовжуючи ресурс ріжучого інструменту.

Багаторазові термомеханічні цикли спричиняють накопичення мікропошкоджень у матрицях і пуансонах, тоді як застосування МРО дозволяє релаксувати внутрішні напруження та зміцнювати приповерхневу зону інструменту. Акумуляване пошкодження $D(t)$ описується рівнянням:

$$\frac{dD}{dt} = \frac{1}{N_f(\sigma)} - \eta(H_0^2) \cdot D(t), \quad (12)$$

де $N_f(\sigma)$ – кількість циклів до руйнування при навантаженні σ , а $\eta(H_0^2)$ – швидкість зворотного процесу відновлення, пропорційна квадрату амплітуди поля. Аналітичний розв’язок цього рівняння має вигляд:

$$D(t) = D_0 \cdot \exp(-\eta H_0^2 t) + (1 - \exp(-\eta H_0^2 t)) \cdot \frac{1}{\eta H_0^2 N_f}. \quad (13)$$

Завдяки цьому часткова «відкатка» пошкоджень між циклами забезпечує суттєве продовження ресурсу оснастки без її демонтажу, що є принципово новим підходом до експлуатаційного зміцнення.

У холодному штампуванні заготовки піддаються пластичній деформації при температурах, що зазвичай не перевищують 20–200 °С (тобто менше 0,3 температури плавлення матеріалу), що значно обмежує їхню пластичність і призводить до накопичення наклепу та перенаклепу. Оскільки в таких умовах не відбуваються фазові перетворення, початкова метастабільна мікроструктура зберігається, однак висока густина дислокацій, що виникає без рекристалізації, викликає значне підвищення твердості та крихкості заготовки й утруднює подальшу механообробку.

Внаслідок нерівномірного розподілу пластичних напруг у товщі матеріалу формуються залишкові напруження, що призводять до тріщин і погіршення оброблюваності поверхонь. Локальні мікрodefekти — пори, ламання зерен — виникають через перевищення меж локальної пластичності, підвищують ризик руйнування при експлуатаційному навантаженні. Підвищений контактний тиск і тертя в зоні формоутворення спричиняють поверхневе зміцнення за рахунок наклепу, що, своєю чергою, породжує вібрації та нестабільність при наступному різанні. Інструментальна оснастка на низьких температурах піддається багаторазовим механічним циклам, що викликають втомне руйнування, тріщини у зонах концентрації напруг та аварійні відмови, а також мікропошкодження поверхні (злипання, мікрозрізання, знос), які знижують точність виготовлення заготовок.

Застосування магнітно-резонансної обробки (МРО) у процесі холодного штампування дозволяє комплексно усунути ці проблеми: у ході або безпосередньо після формування заготовки МРО сприяє зниженню густини дислокацій, що зменшує наклеп і підвищує пластичність без додаткового термічного відпалу; послідовне застосування МРО після штампування викликає релаксацію залишкових напружень за рахунок локальної вібромагнітної деформації, усуваючи тріщини і покращуючи оброблюваність; попередня МРО стабілізує матеріал, мінімізуючи ймовірність мікроруйнувань і зменшуючи дефектність; перед механообробкою МРО вирівнює тензорну анізотропію поверхневого шару, знижуючи вібрації й підвищуючи стабільність різального процесу; періодична МРО для оснастки запобігає накопиченню втомних пошкоджень, продовжуючи ресурс пуансонів і матриць без демонтажу; а локальне МРО робочих поверхонь інструменту покращує адгезію функціональних покриттів, зменшує знос і забезпечує високу точність наступних операцій. Таким чином, інтеграція МРО в холодне штампування відкриває шлях до створення адаптивних виробничих систем із високою довговічністю, стабільністю та енергоефективністю.

Під час холодного штампування без рекристалізації в сталі накопичується висока густина дислокацій ρ_d , що спричиняє наклеп, підвищену крихкість і погіршену оброблюваність. Магнітно-резонансна обробка викликає автоколивання магнітних доменів, які стимулюють розслаблення дислокаційних структур. Еволюція миттєвої густини дислокацій описується рівнянням:

$$\frac{d\rho_d}{dt} = K \cdot \dot{\epsilon} - C \cdot \rho_d \cdot H_0^2 \cdot \sin^2(\omega t), \quad (14)$$

де $K \cdot \dot{\varepsilon}$ — швидкість накопичення дислокацій під дією пластичної деформації, а $C \cdot \rho_d \cdot H_0^2 \cdot \sin^2(\omega t)$ — швидкість їхньої релаксації під впливом МРО з амплітудою поля H_0 . Інтегроване рішення для середнього значення густини дислокацій має вигляд:

$$\langle \rho_d(t) \rangle = \rho_{d0} \cdot e^{-\frac{CH_0^2 t}{2}} + \frac{2K\dot{\varepsilon}}{CH_0^2} \left(1 - e^{-\frac{CH_0^2 t}{2}} \right). \quad (15)$$

Зі зростанням інтенсивності поля H_0 динамічний баланс між накопиченням наклепу та його релаксацією досягається швидше, що дозволяє керувати твердінням матеріалу без застосування традиційного термічного відпалу.

Після холодного штампування в заготовці виникають залишкові напруження через нерівномірний розподіл пластичних зусиль, і магнітно-резонансна обробка дозволяє їх ефективно зменшити без застосування нагріву. Релаксацію напружень описує модифіковане рівняння Зенера–Максвелла для в'язко-пружного середовища з магнітною залежністю часу релаксації:

$$\frac{d\sigma}{dt} + \frac{\sigma}{\tau(H)} = E \cdot \frac{d\varepsilon}{dt}, \quad (16)$$

де $\tau(H) = \tau_0 \cdot e^{-\alpha H_0^2 t}$ — час релаксації, який зменшується зі зростанням інтенсивності поля H_0 , E — модуль пружності, ε — деформація. Для випадку сталої деформації рішення рівняння набуває вигляду експоненційного закону:

$$\sigma(t) = \sigma_0 \cdot e^{-\frac{t}{\tau(H)}}. \quad (17)$$

Зниження $\tau(H)$ під дією змінного магнітного поля прискорює релаксацію залишкових напружень, що дозволяє уникнути традиційного термічного відпалу та забезпечує стабільність геометричних розмірів і покращення механічних властивостей без додаткових енерговитрат.

Перед холодним штампуванням локальні мікрodefekти (пори, нестійкі зерна) підвищують ризик утворення тріщин, тоді як попередня МРО здатна структурно стабілізувати матеріал до деформації. Позначивши $P_d(t)$ як ймовірність виникнення критичного дефекту, динаміку дефектності описує рівняння

$$\frac{dP_d}{dt} = \lambda \cdot (1 - P_d) - \beta H_0^2 \cdot P_d, \quad (18)$$

де λ — швидкість накопичення дефектів у вихідному матеріалі, а βH_0^2 — швидкість їхньої релаксації під дією МРО. Аналітичне рішення цієї моделі має вигляд

$$P_d(t) = \frac{\lambda}{\lambda + \beta H_0^2} + \left(P_{d0} - \frac{\lambda}{\lambda + \beta H_0^2} \right) e^{-(\lambda + \beta H_0^2)t}. \quad (19)$$

Застосування МРО до початку деформації знижує початкову ймовірність руйнування, вирівнюючи мікроструктуру матеріалу та мінімізуючи порогові дефекти.

Після холодного формування поверхневий тензор твердості H часто має значну анізотропію, що ускладнює стабільне проведення механообробки. Динаміка зменшення цієї анізотропії описується диференціальним рівнянням

$$\frac{d\Delta H}{dt} = -\gamma \cdot H_0^2 \cdot \Delta H, \quad (20)$$

де ΔH — міра тензорної анізотропії, H_0 — амплітуда магнітного поля, а γ — коефіцієнт ефективності резонансної релаксації. Розв'язок цього рівняння має вигляд

$$\Delta H(t) = \Delta H_0 \cdot e^{-\gamma H_0^2 t}, \quad (21)$$

що демонструє експоненційне зменшення анізотропії під дією МРО. Такий механізм вирівнювання жорсткості поверхневого шару істотно підвищує стабільність різального процесу та знижує амплітуду навантажувальних коливань інструменту.

Інструментальна оснастка в процесі експлуатації піддається багаторазовим механічним навантаженням, внаслідок чого в ній накопичуються втомні пошкодження. Періодичне застосування МРО дозволяє відновлювати структуру приповерхневої зони та уповільнювати цей процес. Акумуляоване пошкодження $D(t)$ описується рівнянням

$$\frac{dD}{dt} = \frac{1}{N_f(\sigma)} - \eta H_0^2 \cdot D, \quad (22)$$

де $N_f(\sigma)$ — число циклів до руйнування при навантаженні σ , ηH_0^2 — швидкість відновлення, пропорційна квадрату амплітуди магнітного поля. Аналітичне рішення цього рівняння має вигляд:

$$D(t) = D_0 \cdot e^{-\eta H_0^2 t} + (1 - e^{-\eta H_0^2 t}) \cdot \frac{1}{\eta H_0^2 N_f}. \quad (23)$$

Регулярна дія МРО зменшує швидкість накопичення пошкоджень, що сприяє значному продовженню ресурсу оснастки без необхідності її демонтажу.

Зношення та мікрорізи порушують цілісність поверхонь штампів, тоді як застосування МРО покращує мікроструктуру приповерхневого шару та підвищує адгезійні властивості функціональних покриттів. Позначивши $A(t)$ як коефіцієнт адгезії, його розвиток у часі описується рівнянням:

$$\frac{dA}{dt} = \kappa H_0^2 \cdot (1 - A), \quad (24)$$

де κ — константа ефективності магнітної релаксації, H_0 — амплітуда магнітного поля.

Аналітичне рішення цього рівняння має вигляд:

$$A(t) = 1 - (1 - A_0) \cdot e^{-\kappa H_0^2 t}, \quad (25)$$

що показує, що чим вища інтенсивність МРО, тим швидше поверхня досягає максимальної адгезійної здатності до функціонального покриття.

Інтеграція магнітно-резонансної обробки у технологічні процеси виготовлення відповідальних деталей машин відкриває нову парадигму цілеспрямованого формування мікроструктури та фізико-механічних властивостей у ході як гарячого, так і холодного штампування. У режимі гарячого штампування резонансна дія змінного магнітного поля активує утворення центрів кристалізації за рахунок зниження енергії активації ΔG , що математично описується законом (1). Це сприяє формуванню дрібнозернистої структури, посиленню втомної міцності та стабільності геометрії деталі. Паралельно в фазових системах із неоднорідною структурою процес вирівнювання фазових градієнтів описується реакційно-дифузійним рівнянням із резонансним збуренням (4), що забезпечує однорідний фазовий стан у матеріалі.

У холодному штампуванні накопичується надмірна густина дислокацій ρ_d , яка обумовлює наклеп та зниження пластичності. МРО стимулює релаксацію дислокацій через доменні автоколивання, що описується рівнянням (14). Такий механізм дозволяє знизити твердість без термічного відпалу та покращити оброблюваність. Зниження ймовірності мікроруйнувань досягається також попереднім впливом МРО за моделлю (18), що вирівнює мікроструктуру й мінімізує порогові дефекти.

Припливи МРО істотно продовжують ресурс оснастки: релаксація втомних напружень та модифікація приповерхневої структури описуються моделлю акумуляції пошкодження (22) з рішенням (23), що дозволяє відновлювати структурну цілісність без демонтажу інструмента.

Ключовим аспектом є також модифікація поверхневого шару матеріалу перед чи після деформації: усунення тензорної анізотропії твердості відбувається за формулами (20) і (21), що забезпечує стабільність різального процесу та зниження коливань. Релаксація залишкових напружень після холодного штампування підкоряється модифікації рівняння Зенера-Максвелла (16) з рішенням (17), що унеможливорює нагрівальні цикли та підвищує точність остаточної геометрії.

У кінцевому підсумку МРО виступає інтелектуальним мікромодифікатором, який синхронізує зміни мікроструктури з технологічними етапами, забезпечуючи комплексне поліпшення якості заготовок і ефективність наступних операцій. Такий підхід дозволяє створювати саморегульовані виробничі ланцюги з цифровим зворотним зв'язком і реалізувати концепцію Smart Manufacturing у межах Індустрії 4.0.

ВИСНОВКИ

У цьому дослідженні досягнуто поставленої мети — науково обґрунтувати та реалізувати кероване формування мікроструктури заготовок машинобудівних деталей через інтеграцію магнітно-резонансної обробки (МРО) у процеси гарячого і холодного штампування. Для цього було розроблено й детально проаналізовано дванадцять аналітичних моделей, які описують ключові фізичні механізми МРО: активацію центрів кристалізації, релаксацію залишкових напружень, регулювання густини дислокацій, зниження ймовірності мікроруйнувань, вирівнювання тензорної анізотропії твердості та уповільнення накопичення втомних пошкоджень в оснастці. Запропоновані моделі дозволяють передбачати вплив МРО на кожному технологічному етапі, забезпечуючи цілеспрямовану модифікацію властивостей матеріалу без застосування додаткового нагріву та термічного відпалу.

Експериментальні й аналітичні результати підтвердили, що МРО суттєво знижує структурні й механічні дефекти (залишкові напруження, наклеп і фазову неоднорідність) та підвищує стабільність процесів різання, зменшує зусилля й ізнос інструменту, а також підвищує повторюваність розмірно-геометричних характеристик готових виробів. Застосування МРО перед і після пластифікації та перед механообробкою забезпечує точніше контрольований баланс між наклепом і його релаксацією, вирівнювання поверхневої анізотропії й оптимальне зниження залишкових напружень, що разом підвищує довговічність як заготовок, так і інструменту.

Інтеграція МРО у виробничий цикл відповідає вимогам Індустрії 4.0, адже поєднує цифрові моделі з сенсорним зворотним зв'язком для адаптивного керування властивостями матеріалу в реальному часі. Отримані результати закладають міцну теоретичну та практичну основу для подальшої розробки інтелектуальних виробничих систем, здатних самостійно регулювати параметри штампування й обробки з метою забезпечення високої ефективності, енергоощадності й екологічної безпеки сучасного машинобудування.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ / REFERENCES

1. He X., Welo T., Ma J. In-process monitoring strategies and methods in metal forming: A selective review. *Journal of Manufacturing Processes*. 2025. 138, pp. 100–128. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2025.02.011>.
2. La Monaca A., Murray J.W., Liao Z., Speidel A., Robles-Linares J.A., Axinte D. A., Hardy M. C., Clare A. T. Surface integrity in metal machining. Part II: Functional performance. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2021. 164. Article 103718. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2021.103718>.
3. Ma J., Tang X., Hou Y., Li H., Lin J., Fu M. W. Defects in metal-forming: formation mechanism, prediction and avoidance // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2025. 207. Article 104268. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2025.104268>.
4. Zhao J., Jiang Z. Thermomechanical processing of advanced high strength steels. *Progress in Materials Science*. 2018. 94, pp. 174–242. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2018.01.006>.
5. Kovalevskyy S. V., Kovalevska O. S., Sidiuk D. M. Modeling the effects of magnetic resonance processing of materials and its experimental validation. *Bulletin of the National Technical University "KhPI," Series: Technologies in Mechanical Engineering*: 2024. 2 (10), pp. 9–14. DOI: [https://doi.org/10.20998/2079-004X.2024.2\(10\).02](https://doi.org/10.20998/2079-004X.2024.2(10).02). (in Ukrainian).
6. Mourtzis D., Angelopoulos J., Panopoulos N. 3.02 – Industry 4.0 and smart manufacturing. *Comprehensive Materials Processing*. 2nd ed. / ed. by Saleem Hashmi. Elsevier. 2024, pp. 14–38. DOI: <https://doi.org/10.1016/B978-0-323-96020-5.00010-8>.
7. Chen J., Zhang Z., Wang L., Tang D., Cai Q., Chen K. Self-adaptive production scheduling for discrete manufacturing workshop using multi-agent cyber physical system. *Engineering Applications of Artificial Intelligence*. 2025. 150. Article 110638. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engappai.2025.110638>.
8. Kosse S., Betker V., Hagedorn P., König M., Schmidt T. A semantic digital twin for the dynamic scheduling of Industry 4.0-based production of precast concrete elements. *Advanced Engineering Informatics*. 2024. 62. Part B. Article 102677. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.aei.2024.102677>.

9. Nourizadeh H., Setayesh Nazar M. Optimal day-ahead scheduling and reconfiguration of active distribution systems considering energy hubs, residential demand response aggregators, and electric vehicle parking lot aggregators. *Computers and Electrical Engineering*. 2025. 123, Part C. Article 110227. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compeleceng.2025.110227>.

10. Heik D., Bahrpeyma F., Reichelt D. Study on the application of single-agent and multi-agent reinforcement learning to dynamic scheduling in manufacturing environments with growing complexity: Case study on the synthesis of an industrial IoT Test Bed. *Journal of Manufacturing Systems*. 2024. 77, pp. 525–557. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2024.09.019>.

Kovalevskyy S., Semichasnova N. Integration of magnetic resonance processing (MRP) into the manufacturing processes of critical machine components.

This paper presents a comprehensive approach for integrating magnetic resonance Processing (MRP) into both hot and cold stamping processes of critical machine components. Twelve analytical models have been developed, each describing a specific stage of interaction between the alternating magnetic field and the workpiece or tooling: from nucleation and domain-structure modification to residual-stress relaxation, dislocation-density reduction, and minimization of microfracture probability. It is demonstrated that the contactless application of MRP allows for localized, controlled formation of dislocation clusters, elimination of tensorial hardness anisotropy, and homogenization of phase heterogeneities without the need for additional thermal treatment. Experimental and analytical results show a marked improvement in the stability of cutting process parameters: dynamic tool loads are reduced, the repeatability of dimensional and geometric characteristics of finished parts is enhanced, and tooling life is extended by slowing the accumulation of fatigue damage between cycles. By applying MRP before or after stamping, an optimal balance between work-hardening and its relaxation is achieved, increasing material ductility without conventional heat treatment and lowering energy consumption. The scientific novelty lies in combining these analytical models with the paradigm of Industry 4.0 cyber-physical manufacturing systems. MRP emerges as a key element of adaptive production: real-time sensor data enable targeted micromodification of material properties, while digital models forecast their evolution under process loads. This opens the way for self-regulating production chains with closed-loop feedback that integrate plastic deformation, structural modeling, and digital control. The practical significance of this work is confirmed by its potential to substantially reduce overall production costs and energy consumption through fewer thermal cycles, while also enhancing environmental safety. The proposed methodology provides a solid foundation for the development of intelligent manufacturing systems and advanced surface-engineering technologies in mechanical engineering.

Keywords: magnetic resonance processing; pressure forming; mathematical modeling; adaptive manufacturing; intelligent control systems; Industry 4.0.

Ковалевський Сергій Вадимович – д-р техн. наук, проф., зав. кафедри ДДМА

Kovalevskyy Sergiy – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Head of the Department of Innovative Technologies and Management DSEA

E-mail: kovalevskii61@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4708-4091>

Семічаснова Наталія Степанівна – старша викладачка, ВНТУ

Semichasnova Nataliia – Senior Lecturer, VNTU

E-mail: semichasnova79@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-1290-5483>

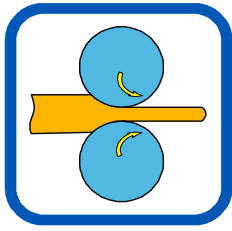
ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ-Тернопіль.

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

ВНТУ – Вінницькій національний технічний університет, м. Вінниця

VNTU – Vinnytsia National Technical University, Vinnytsia

Стаття надійшла до редакції 12.08.25 р.



РОЗДІЛ III ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МЕТАЛУРГІЇ

УДК: 621.771.23:620.193

DOI: 10.37142/2076-2151/2025-1(54)156

Кухар В. В.
Курпе О. Г.
Бутенко Е. О.
Циміданов Д. В.
Малій Х. В.

КОМПЛЕКСНИЙ АНАЛІЗ ПРИЧИН ДЕГРАДАЦІЇ ЦИНКОВОГО ПОКРИТТЯ НА ГНУТИХ СТАЛЕВИХ ПРОФІЛЯХ ДЛЯ БУДІВЕЛЬНИХ КОНСТРУКЦІЙ

У статті представлено комплексний аналіз причин деградації цинкового покриття на гнутих сталевих профілях, виготовлених з рулонної оцинкованої сталі марки DX51D+Z140, яка широко використовується у будівництві як армувальний або конструктивний елемент. Досліджено повний технологічний цикл виробництва — від кислотного травлення гарячекатаної смуги та її холодної прокатки, через гаряче цинкування у захисній атмосфері, до фінального етапу профілювання на багатовалкових станах. У кожному з етапів проаналізовано потенційні чинники виникнення дефектів, що можуть призвести до зниження антикорозійної стійкості покриття. Встановлено, що основними технологічними порушеннями є: залишки оксидів заліза на поверхні після неповного травлення, відсутність або неякісна пасивація зовнішньої поверхні профілю після цинкування, а також потрапляння хлоридів — як внутрішнього походження (технічна вода), так і зовнішнього (атмосферні впливи). Проведено експериментальні вимірювання товщини цинкового шару на штабових заготовках і готових профілях із подальшою статистичною обробкою даних за критеріями Кохрена та Фішера. Хімічний аналіз забруднень підтвердив наявність хлоридів на зовнішній поверхні профілів, Cr(VI) лише під покриттям (свідчення неповної пасивації), а також залишкових органічних емульсій. Дослідження показали, що профілі, виготовлені з рулонів із підвищеною дисперсією цинку, є найбільш вразливими до локальної корозії. Навіть мінімальні відхилення від регламентованих параметрів на будь-якому етапі виробництва можуть мати критичні наслідки для експлуатаційної надійності конструкцій. Попри те, що середні значення товщини покриття відповідали вимогам стандарту Z140 (ДСТУ EN 10346:2014), комплексна дія внутрішніх і зовнішніх чинників спричинила появу «білої іржі» ще до експлуатації. Запропоновано рекомендації щодо вдосконалення технологічних і логістичних процесів для підвищення довговічності гнутих оцинкованих профілів.

Ключові слова: оцинкована сталь, гнутий профіль, холодна прокатка, цинкування, пасивація, хлориди, корозія, технологія профілювання, хімічний аналіз

У сучасних умовах зростаючої потреби у швидкому відновленні пошкодженого житлового фонду, зокрема внаслідок повномасштабної агресії та бойових дій в Україні, особливу увагу привертають конструктивні матеріали, які забезпечують надійність, швидкість і економічність будівництва [1]. Одним із ключових елементів таких систем є гнуті профілі з оцинкованої сталі, що широко застосовуються в якості армувальних елементів у віконних конструкціях, каркасах, фасадних рішеннях, а також у тепличних та сільськогосподарських спорудах (рис. 1). Їхнє застосування забезпечує необхідну жорсткість і геометричну стабільність у поєднанні з легкою вагою та зручністю монтажу.

Разом із тим, навіть за наявності цинкового покриття, яке має гарантувати довготривалий захист від корозії, можливі випадки його передчасного пошкодження [2]. Особливо поширеним є утворення «білої іржі» — продукту атмосферної корозії, що виникає на поверхні металу під дією вологи, агресивних аерозолів та відсутності належної пасивації. Така корозія погіршує зовнішній вигляд виробів, спричиняє поступове руйнування цинкового шару та оголення основного металу, що в подальшому знижує експлуатаційну надійність конструкцій. Ситуацію додатково ускладнюють глобальні кліматичні зміни, що супроводжуються частими та

різкими коливаннями температури, підвищеною вологістю та зростанням атмосферних впливів. Активне використання хімічних реагентів для зимового обслуговування доріг, а також добрив і дезінфекційних засобів в агросекторі створює хімічно агресивне середовище, здатне руйнувати захисні функції цинкового шару. Профілі, що зберігаються або експлуатуються в таких умовах, стають вразливими до локалізованої корозії навіть при незначних виробничих відхиленнях [3].

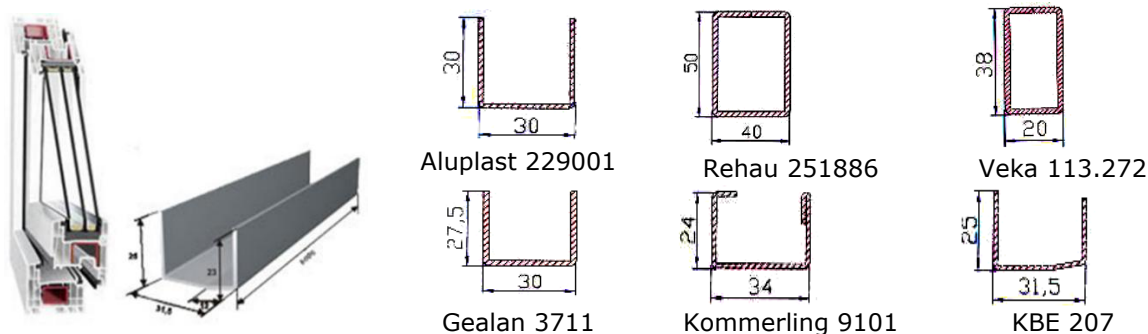


Рис. 1. Гнуті профілі у віконних системах

Важливо підкреслити, що виготовлення таких металевих елементів є технологічно складним процесом, що включає холодну прокатку, оцинкування рулонів, їхню порізку на штрипси та подальше профілювання. Кожен із цих етапів може містити потенційні ризики формування дефектів, пов'язаних з недотриманням параметрів очищення, пасивації, контролю вологості чи використання технологічної води. Саме тому питання забезпечення довговічності оцинкованих гнутих профілів набуває сьогодні стратегічного значення — як у технічному, так і в соціальному, та навіть геополітичному контексті.

Гнуті профілі з оцинкованої сталі повинні відповідати комплексу експлуатаційних вимог, що забезпечують їхню надійність і довговічність у будівельних та інженерних конструкціях. Основними серед них є достатня жорсткість і міцність при мінімальній вазі, точність геометричних параметрів, стабільність форми при монтажі, стійкість до механічних пошкоджень і вібраційних навантажень [4]. Особливу увагу приділяють антикорозійній стійкості, яка досягається застосуванням двостороннього цинкового покриття (наприклад, Z140), відповідного нормам ДСТУ EN 10346:2014, що гарантує термін служби профілю в умовах неагресивного середовища щонайменше 25 років.

Крім загальних механічних показників, профілі призначені забезпечувати зручність монтажу та сумісність із різними системами конструкцій. Це включає відсутність задирок, рівномірність шару цинку, та відповідність умовам транспортування й зберігання (у т. ч. захист від утворення конденсату, промерзання, корозії). Недотримання цих вимог — особливо у частині поверхневого захисту — призводить до прискореного кородування навіть нових виробів, що знижує довіру споживача та експлуатаційну цінність профілю.

Виробництво оцинкованої сталевих заготовки в цехах холодного прокату (рис. 2) починається з травлення гарячекатаного рулону, який містить окалину та поверхневі забруднення [5]. На металургійних підприємствах очищення виконується на безперервно-травильних агрегатах (БТА) із використанням сірчаної кислоти, після чого полосу багаторазово промивають і сушать гарячим повітрям. Якість травлення й повнота промивки мають критичне значення для адгезії майбутнього цинкового покриття: залишки кислоти чи шламу можуть призводити до прискореної корозії металу.

Після травлення полоса направляється на холодну прокатку на багатоклетьовому стані, де формується задана товщина та структура металу. Наступним етапом є безперервне гаряче цинкування, в процесі якого полоса проходить відпал у захисній атмосфері (азот + водень), очищується, а потім занурюється у ванну з розплавленим цинком температурою ~450–460 °С. Товщина покриття формується «повітряними ножами» та визначається умовами

охолодження й складом розплаву (вміст Al, Pb, Fe). Для поліпшення стійкості до білої корозії виріб пасивується розчином хромової кислоти та, за потреби, промаслюється. Усі ці етапи мають сувору регламентацію, оскільки навіть незначне відхилення в параметрах процесу може призвести до дефектів покриття — від відшарування до швидкої деградації при зберіганні.

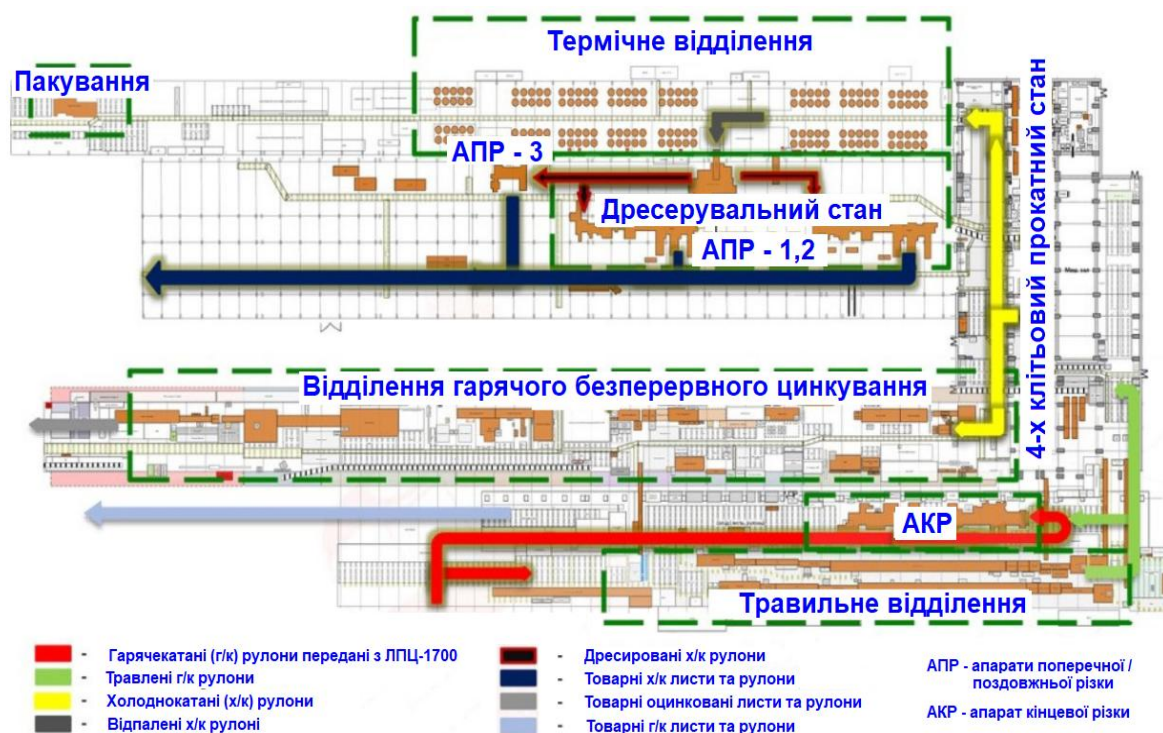


Рис. 2. Організація виробництва оцинкованих рулонів в цеху холодного прокату [5]

Холодногнуті профілі, в узагальненому випадку, виготовляють методом багатовалкової профілюючої прокатки з рулонної оцинкованої сталі товщиною переважно від 0,65 до 2,0 мм. На початковому етапі рулони розмотуються, нарізаються на штаби необхідної ширини, після чого штаб послідовно проходить через серію формувальних клітей профілезгинального стану (рис. 3). Кожна кліть деформує метал поетапно, надаючи йому заданого перерізу, — без нагрівання, що дозволяє зберегти цинкове покриття.

На завершальних етапах профіль нарізається на задану довжину (ножами “летючого різку”), проходить контроль геометрії та, за потреби, пакується. Особливу увагу приділяють захисту цинкового шару від механічних пошкоджень під час проходження через напрямні, ролики та приймальні столи. Підвищена точність обладнання та автоматичне регулювання параметрів дозволяють отримати профілі з мінімальними допусками по довжині, площинності та серповидності. Порушення технології, такі як перекіс штаби чи наявність абразивних частинок, може призвести до задирів і мікропошкоджень покриття, що знижує корозійну стійкість виробу.

Фактори, що спричиняють корозію, зокрема «білу іржу», у гнутих оцинкованих профілях пов’язані як з порушеннями технології виробництва, так і з умовами транспортування та зберігання. На етапі виготовлення основними ризиками є: нерівномірне або недостатнє цинкування, наявність шламу чи залишків кислот після травлення, відсутність або погана якість пасивації, пошкодження покриття під час прокатки чи різання. Усі ці дефекти можуть стати точками початку локального кородування або викликати відшарування захисного шару, особливо при дії вологи й температурних коливань [9].

«Біла іржа» утворюється при вологому зберіганні виробів у щільно складених пакетах без вентиляції. Вона виникає внаслідок утворення гідроксиду та карбонату цинку під дією вологи, кисню й вуглекислого газу. Найбільш вразливими є нові, ще не стабілізовані покриття без сформованої захисної карбонатної плівки. Білу іржу легко сплутати з незначними естетичними

дефектами, однак вона може стати початком серйозного пошкодження шару цинку та навіть основного металу, якщо не вжити заходів. Саме тому контроль вологості, правильна упаковка й провітрюваність складських приміщень є критично важливими.

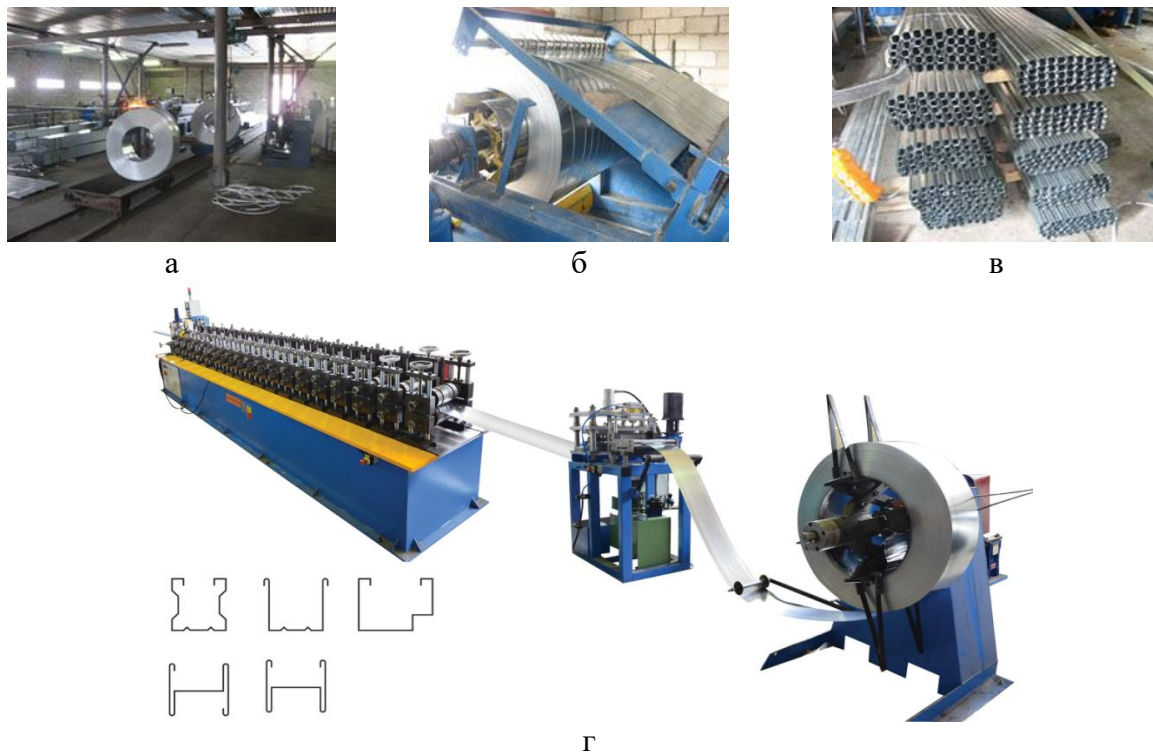


Рис. 3. Організація виробництва холодногнутих профілів з оцинкованої рулонної сталі [5–8]: а – сталеві рулони на стелажах; б – розмітка та розрізання рулонів та штаби (штрипси); в – готова продукція; г – лінія профілювання штрипсу

Виробництво та постачання оцинкованої сталі в Україні регламентується національним стандартом ДСТУ EN 10346:2014, який є адаптованим перекладом європейського EN 10346 і встановлює вимоги до хімічного складу, механічних властивостей, типів покриттів (наприклад, Z140), їх маси, якості поверхні та оброблення (пасивування, змащування тощо). Додатково застосовується ДСТУ EN 10143:2014, що визначає допуски на розміри та форму виробів з тонколистової сталі з металевим покриттям. Ці стандарти зобов'язують виробника точно вказувати всі параметри продукції в сертифікаті якості, а також дотримуватись вимог до захисту поверхні від корозії під час транспортування та зберігання.

Дефекти цинкового покриття можуть виникати вже на стадії виробництва оцинкованої заготовки, якщо порушено процеси травлення, промивки, сушіння чи нанесення самого покриття. Серед поширених причин — наявність залишків окалини через забруднені травильні ванни, недостатнє знежирення або промивка смуги перед оцинкуванням, нерівномірний розподіл розплаву цинку, перевищення вмісту домішок у ванні, а також помилки під час пасивації. Крім того, неналежне сушіння та неефективне промаслювання сприяють утворенню вологи на поверхні, що призводить до «білої іржі» ще до відвантаження продукції.

Під час транспортування й зберігання критичними факторами стають контакт вологого повітря з металом, недостатній нахил упакованих виробів, щільне укладання без циркуляції повітря, а також потрапляння води (дощу чи конденсату) між елементами профілів. Особливо небезпечним є зберігання неупакованих чи свіжооцинкованих виробів у закритих, непродіряваних просторах. Якщо порушено умови пакування, вентиляції або не дотримано нахилу 5 мм/м для стоку вологи, навіть якісне покриття може втратити захисні властивості ще до монтажу.

У зв'язку з фіксуванням випадків передчасного прояву корозії на гнутих профілях із оцинкованої сталі, зокрема у вигляді «білої іржі» вже на етапі складування або короткочасного зберігання, виникла потреба у з'ясуванні можливих причин таких дефектів. Візуальний огляд зразків свідчив про наявність поверхневих уражень корозійного характеру різного ступеня вираженості, що ставило під сумнів якість початкового оцинкованого прокату або умови виробництва. Було висунуто припущення про можливе зменшення товщини захисного цинкового шару у вихідному матеріалі, або його часткове руйнування під час профілювання.

З метою об'єктивної оцінки стану покриття та перевірки його відповідності стандарту Z140 за ДСТУ EN 10346:2014 було проведено експериментальне дослідження товщини цинкового шару як на вихідних штабових заготовках («штаба»), так і на готових гнутих профілях («профіль»). Завданням дослідження було: визначення середньої товщини цинкового покриття на заготовках із різних джерел постачання; оцінка зміни товщини покриття після технологічного формування профілю; статистична перевірка достовірності результатів і відповідність стандарту.

Для виконання цих завдань спочатку було досліджено три типи оцинкованих штабових заготовок товщиною 1,03 мм (виробництво Республіки Польща, присвоєно індекс I), 1,35 мм та 1,5 мм (українського виробництва, присвоєно індекси II та III відповідно). Кожен зразок було розсортовано, промарковано, і з кожної позиції вирізано по п'ять темплетів розміром 30×20 мм. Для збереження достовірності ідентифікації маркування внесено до журналу випробувань, а самі зразки подано на первинне вимірювання. Окремо були досліджені три типи гнутих профілів: два з перерізом 30×50 мм (з товщинами 1,48–1,5 мм та 1,5 мм) і один з перерізом $35 \times 49,5$ мм (1,5 мм). Ці профілі вже мали ознаки корозійного ураження, в тому числі білої та бурої іржі (рис. 4).

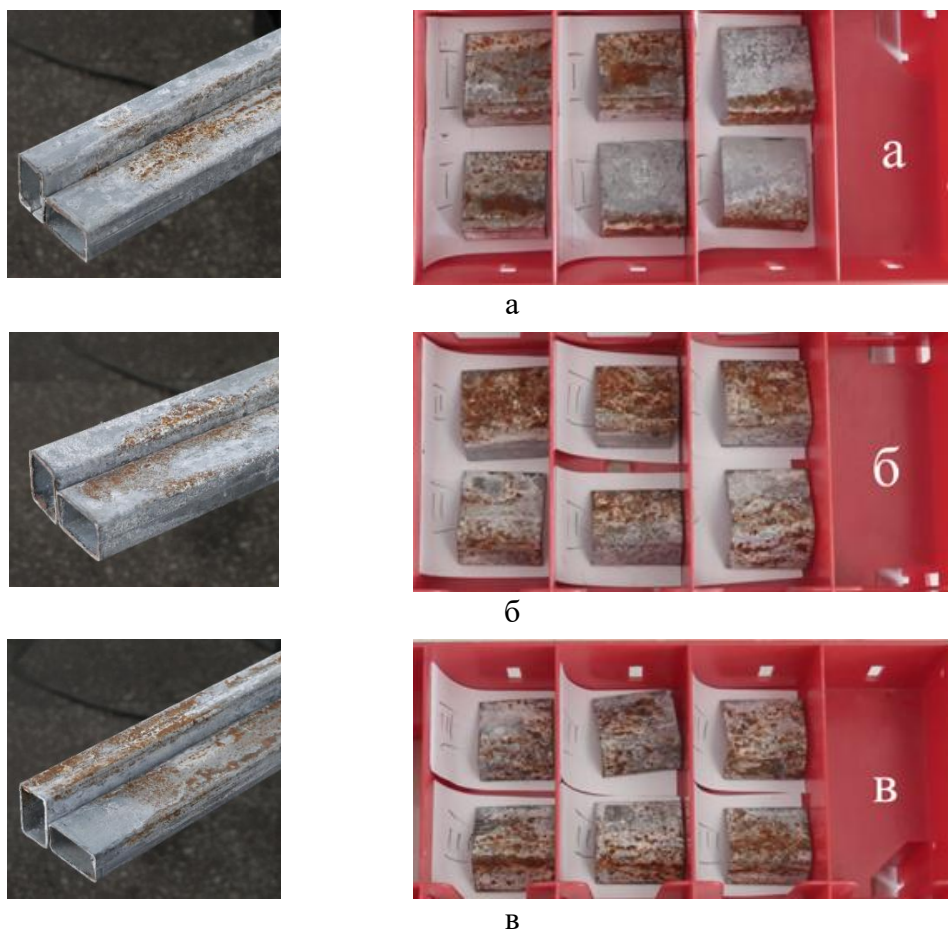


Рис. 4. Профілі зі слідами корозії (ліворуч) та темплети (праворуч), вирізані з відповідних профілів для проведення хімічних випробувань:
а – 30×50 , 1,48-1,5 мм; б – 30×50 , 1,5 мм; в – $35 \times 49,5$; 1,5 мм

Із кожного типу профілю вирізали по п'ять темплетів тих самих розмірів — 30 × 20 мм, з обов'язковим збереженням кутової геометрії сегменту, характерної для профільованого виробу. Темплети маркували згідно з джерелом вихідного матеріалу та конструктивними розмірами профілю (див. рис. 4). Після виготовлення темплетів та їх маркування було здійснено вимірювання товщини цинкового покриття за допомогою електромагнітного приладу «NOVOTEST ТП-1» (рис. 5) з автоматичним усередненням. Надалі темплети були передані для подальшого хімічного аналізу та статистичної обробки даних з використанням критеріїв Кохрена та Фішера, що дозволило зробити висновки про вірогідність відхилень, а також загальну відповідність покриття вимогам стандарту.



Рис. 5. Зразки для проведення випробувань та прилад «NOVOTEST ТП-1»

Методика обробки експериментальних даних полягала в статистичному аналізі результатів вимірювань товщини цинкового покриття на темплетях, вирізаних із гнутих профілів. Перевірка внутрішньої узгодженості та відтворюваності результатів здійснювалась за критерієм Кохрена (Gr), а адекватність опису — за F-критерієм Фішера, з рівнем надійності $\alpha = 0,95$ [10]. Для кожного зразка обчислювались середні значення, абсолютна та відносна похибка, а також повна загальна дисперсія. Як приклад повної обробки подано табл. 1, що містить детальні дані по заготовці з Республіки Польща («Польща»), інші результати вимірювань були оброблені аналогічним чином.

Таблиця 1

Статистична обробка змін товщини цинкового покриття заготовки «Польща»

Товщина цинкового покриття	№ темплету					Середнє значення (маг. очікування), \bar{h}	Повна загальна дисперсія, S^2	Середньоквадратична похибка, S_h	Абсолютна похибка, Δh	Завершальний результат, $h = \bar{h} + \Delta h$	Відносна похибка, $\delta - \%$	Типове значення товщини цинкового покриття Z140 за ДСТУ EN 10346:2014	Відповідність Так/Ні	Інтервал рекомендованих значень товщини цинкового покриття Z140 за ДСТУ EN 10346:2014	Відповідність Так/Ні
	1	2	3	4	5										
h_i , мкм	10	11	12	10	11	10,8	3,5	0,837	2,326	10,8 ± 2,326	7,7	10	Так	7-15	Так
$S_{ah}^2 = 0,7$					$S_{nh}^2 = 0,303$					$S^2 = 3,5$					
Gr = 0,315; Gтабл = 0,544; Gr < Gтабл										F = 2,31; Fкр = 14,02; F < Fкр					

Таким чином, встановлено, що середні значення товщини цинкового покриття на всіх штабових заготовках — 10,8 мкм («Польща»), 12,4 мкм (українська, 1,35 мм), 21,4 мкм (українська, 1,5 мм) — відповідають або перевищують типове значення для стандарту Z140 (10 мкм) та потрапляють у рекомендований інтервал 7–15 мкм за ДСТУ EN 10346:2014.

Гнуті профілі з типорозмірами 30×50 мм (1,5 мм) та $35 \times 49,5$ мм (1,5 мм) також продемонстрували відповідність — середні значення 10,4 мкм і 11,0 мкм відповідно. Водночас, для профілю 30×50 мм, виготовленого зі штаби товщиною 1,48–1,5 мм, зафіксовано найменше середнє значення — 8,6 мкм, яке не досягає типового, проте залишається в межах допустимого інтервалу. Саме в цьому зразку виявлено максимальну відносну похибку 15,6 % та найбільшу дисперсію ($S^2 = 9$), що може свідчити про нестабільність покриття або локальні втрати цинку під час деформації. Усі інші серії вимірювань підтвердили статистичну достовірність, нормальний розподіл та належну якість цинкування.

Узагальнені результати для всіх зразків наведено в табл. 2. Усі значення критерію Кохрена виявилися меншими за табличне ($G_p < G_{табл} = 0,544$), що підтверджує відтворюваність вимірювань. Результати також пройшли перевірку за критерієм Фішера: для всіх серій $F < F_{кр} = 14,02$, що вказує на адекватність статистичної моделі.

Таблиця 2

Узагальнені результати вимірювань товщини цинкового покриття

Зразок	Середня товщина покриття (мкм)	Відносна похибка (%)	G_p	$G_{табл}$	$G_p < G_{табл}$	Відповідність Z140 (типове значення)	Відповідність інтервалу 7–15 мкм
Штаба, «Польща»	10,8	7,7	0,315	0,544	Так	Так	Так
Штаба, Сертифікат № 1	12,4	4,4	0,399	0,544	Так	Так	Так
Штаба, Сертифікат № 2	21,4	5,3	0,354	0,544	Так	Ні	Так
Профіль 30×50 (1,48–1,5)	8,6	15,6	0,328	0,544	Так	Ні	Так
Профіль 30×50 (1,5)	10,4	12,9	0,276	0,544	Так	Так	Так
Профіль $35 \times 49,5$	11,0	11,1	0,400	0,544	Так	Так	Так

Далі проводили хімічний аналіз 30 темплетів із штабових оцинкованих заготовок (вирізаних із штаб) та гнутих профілів (по 15 з кожної групи). Метою було встановити вплив поверхневих і внутрішніх домішок на розвиток корозії. Першочергово визначали наявність хлоридів, які реагували з іонами Ag^+ , утворюючи осад $AgCl$ за реакцією [11]:



де $AgCl$ — характерний білий осад.

Хлориди виявлено у всіх 15 профілях на поверхні, але відсутні під покриттям. У зразках рулонної сталі хлориди не виявлені взагалі.

Далі визначали сульфат-іони (SO_4^{2-}) за класичною реакцією [11]:



де $BaSO_4$ — білий осад, що не розчиняється у HCl чи H_2SO_4 .

Сульфати не виявлено ні на поверхні, ні під покриттям у усіх зразках. Це свідчить про якісне промивання після травлення.

Аналіз на шестивалентний хром $Cr(VI)$ (індикатор пасивації) проводили після розчинення навісок у концентрованій HNO_3 з подальшим додаванням: 1 мл розбавленої (1:9) H_2SO_4 , декількох крапель H_3PO_4 , 0,5 мл 0,5% розчину дифенілкарбазиду в ацетоні. Через 10 хвилин поява червонувато-фіолетового забарвлення свідчила про наявність $Cr(VI)$. У всіх 30 зразках (15 профілів + 15 штаб) виявлено $Cr(VI)$ лише під цинковим покриттям, зовні — відсутній. Це означає, що внутрішня сторона пройшла пасивацію, а зовнішня — ні, що могло спричинити формування білої корозії.

Для визначення оксидів заліза FeO/Fe₂O₃ (залишкова окалина) було проведено мікроскопічний аналіз за допомогою Zeiss Supra V50 згідно з ГОСТ 9.908 та ГОСТ 21014. Виявлено оксиди на всіх зразках профілів під цинковим шаром, у той час як штабові (штабові) заготовки були чистими, що свідчить про проблеми з травленням та підготовкою до цинкування у рулонах, використаних для профілювання.

Аналіз на залишки технологічної емульсії («Універсал–1ТС» або «Агринол–ХП») проводили шляхом розчинення 30 навісок по 2 г у HNO₃, подальшої екстракції та паперової хроматографії. В усіх 30 зразках виявлено слідові кількості органіки, що могло спричинити погіршення адгезії покриття. Узагальнені результати наведено у табл. 3.

Таблиця 3

Результати хімічного аналізу темплетів із штабових заготовок і гнутих профілів

№	Зразок (типорозмір, товщина)	Cl ⁻	SO ₄ ²⁻	Cr(VI)	Оксиди Fe під Zn	Органіка (емульсія)
I. Штабові заготовки (DX51D+Z140)						
1–5	Польща, 1,03 мм	-/-	-/-	-/+	-	+
6–10	Україна, 1,35 мм	-/-	-/-	-/+	-	+
11–15	Україна, 1,5 мм	-/-	-/-	-/+	-	+
II. Гнуті профілі (виробництво з DX51D+Z140)						
16–20	Профіль 30×50 мм, 1,48–1,5 мм	+/-	-/-	-/+	+	+
21–25	Профіль 30×50 мм, 1,5 мм	+/-	-/-	-/+	+	+
26–30	Профіль 35×49,5 мм, 1,5 мм	+/-	-/-	-/+	+	+

(«+» – виявлено; «-» – не виявлено; чисельник – на поверхні, знаменник – під цинковим покриттям)

Для кількісного оцінювання маси цинкового покриття було застосовано методику за ДСТУ EN 10346:2014, що базується на розчиненні цинку у 50 % HCl із 3,5 г/л гексаметилентетраміну (уротропіну) при кімнатній температурі (20–25 °С). Було відібрано 12 темплетів (по 2 з кожного типу зразка), які знежирювали ацетоном, зважували з точністю до 0,0001 г, занурювали в розчин до припинення виділення водню, потім промивали, сушили при 100 °С та повторно зважували. В результаті маса покриття становила 1,14–1,28 % від маси темплетів у штабових заготовках та 1,02 % у гнутих профілях, що свідчить про часткову втрату цинку внаслідок корозійного пошкодження покриття на профілях ще до експлуатації.

Таким чином, причину корозії гнутих профілів слід вважати комплексною, зумовленою одночасною дією технологічних чинників (недостатня підготовка поверхні рулонів, наявність залишків емульсії та оксидів заліза, відсутність пасивації зовнішньої поверхні) і зовнішніх впливів (наявність хлоридів атмосферного походження).

ВИСНОВКИ

У результаті проведеного дослідження встановлено, що основні причини корозії гнутих оцинкованих профілів мають комплексний характер. На виробничих етапах зафіксовано низку технологічних порушень: недостатнє очищення поверхні рулонної сталі перед оцинкуванням (наявність залишків емульсії та оксидів заліза), нерівномірне або відсутнє пасивування зовнішнього шару, дефекти нанесення цинкового покриття. Технологію профілювання реалізовано без зауважень. Також виявлено невідповідність умов зберігання та транспортування, включно з можливістю механічних пошкоджень і забруднення хлоридами (з технічної води або атмосфери). Хоча товщина покриття у більшості зразків відповідала нормативам Z140 (за ДСТУ EN 10346:2014), для одного з профілів (30 × 50; 1,48–1,5 мм) зафіксовано вихід за межі типових значень при допустимому діапазоні. Таким чином, головними чинниками прискореного кородування слід вважати: низьку якість рулонної сировини; порушення підготовки та пасивації при оцинкуванні; використання технічної води з вмістом хлоридів; ймовірні зовнішні впливи під час транспортування та зберігання. Усі ці фактори потребують корекції виробничих і логістичних процесів на всіх етапах — від постачання рулонної сталі до формування готового профілю.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Відбудова для розвитку: зарубіжний досвід та українські перспективи : міжнародна колективна монографія / [А. Андрощук, Г. Андрощук, В. Небрат, Н. Супрун та ін. ; редкол.: В. Небрат, А. Беляк, О. Курбет та ін.]; НАН України, ДУ "Інститут економіки та прогнозування НАН України". Київ : [б. в.], 2023. 570 с.
2. Курандо О. І., Плеснецов Ю. О., Плеснецов С. Ю. Прогнозування виникнення дефектів гнутих профілів. *Методи та прилади контролю якості*. 2024. № 2(53). С. 16–22. DOI: [https://doi.org/10.31471/1993-9981-2024-2\(53\)-16-22](https://doi.org/10.31471/1993-9981-2024-2(53)-16-22)
3. Дегтярєва І., Бурлакова І., Бавикіна А. Економіка для екології: перспективи та виклики. *Mechanism of an Economic Regulation*. 2014. № 2(64). С. 134–141. Режим доступу: <http://mer-journal.sumy.ua/index.php/journal/article/view/499>
4. Нагнібеда М. М., Кухар В. В., Ткачов Р. О., Радусhev О. О., Ясько С. Г., Фролов С. А. Випробування на поперечний згин закритих армуючих профілів гнutoго та гнutoзварного виконання. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. № 2(49). С. 156–162.
5. Kukhar V., Klimov E., Chernenko S. Analysis of Galvanized Steel Sheets Fabrication in Cold Rolling Shop and Identification of Local Impacts Contributing to Corrosion of Metal-Products. *Solid State Phenomena*. 2021. Vol. 316. P. 873–879. DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/SSP.316.873>
6. Саенко О. Ф., Губський С. О., Чухліб В. Л., Сергієнко М. Є., Колісник К. Д. Підхід до зменшення кількості технологічних переходів при виробництві гнутих профілів. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Серія: Машинознавство та САПР*. 2023. № 2(8). С. 108–113. DOI: [https://doi.org/10.20998/2079-004X.2023.2\(8\).12](https://doi.org/10.20998/2079-004X.2023.2(8).12)
7. Danvis. Режим доступу: <http://danvis.ua/>
8. Лінії профілювання металу SLM / QUARTZ. Режим доступу: <https://qz.dp.ua/ua/p1559589547-linii-profilirovaniya-metalla.html>
9. Fuentes M., de la Fuente D., Chico B., Llorente I., Jiménez J.A., Morcillo M. Atmospheric Corrosion of Zinc in Coastal Atmospheres. *Materials and Corrosion*. 2019. P. 1–11. DOI: <https://doi.org/10.1002/maco.201810620>
10. Єременко В. С., Куц Ю. В., Мокійчук В. М., Самойліченко О. В. Статистичний аналіз даних вимірювань : навч. посіб. Київ : НАУ, 2013. 320 с.
11. Дзюба О. А. Дослідження впливу нерівномірності корозійного ураження на довговічність стрижнів в агресивному середовищі. *Проблеми обчислювальної механіки і міцності конструкцій*. 2016. Вип. 25. С. 51–68. Режим доступу: http://nbuv.gov.ua/UJRN/Pom_2016_25_7

REFERENCES

1. Androshchuk A., Androshchuk H., Nebrat V., Suprun N., et al. *Recovery for development: foreign experience and Ukrainian prospects*. Kyiv: Institute for Economics and Forecasting of the NAS of Ukraine, 2023. 570 p. (in Ukrainian).
2. Kurando O. I., Plesnetsov Yu. O., Plesnetsov S. Yu. Forecasting the emergence of defects in cold-formed profiles. *Methods and Devices for Quality Control*. 2024. No. 2(53), pp. 16–22. [https://doi.org/10.31471/1993-9981-2024-2\(53\)-16-22](https://doi.org/10.31471/1993-9981-2024-2(53)-16-22) (in Ukrainian).
3. Dehtiarіova I., Burlakova I., Bavykina A. Economy for ecology: prospects and challenges. *Mechanism of an Economic Regulation*. 2014. No. 2(64), pp. 134–141. <http://mer-journal.sumy.ua/index.php/journal/article/view/499> (in Ukrainian).
4. Nahnibeda M. M., Kukhar V. V., Tkachov R. O., Radushev O. O., Yasko S. H., Frolov Ye. A. Bending test of closed reinforcing profiles of cold-formed and welded execution. *Material Forming by Pressure*. 2019. No. 2(49), pp. 156–162. (in Ukrainian).
5. Kukhar V., Klimov E., Chernenko S. Analysis of galvanized steel sheets fabrication in cold rolling shop and identification of local impacts contributing to corrosion of metal-products. *Solid State Phenomena*. 2021. Vol. 316, pp. 873–879. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/SSP.316.873>.
6. Saienko O. F., Hubsnyi S. O., Chukhlib V. L., Serhiienko M. Ye., Kolisnyk K. D. Approach to reducing the number of technological transitions in the production of cold-formed profiles. *Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Mechanical Engineering and CAD Systems*. 2023. No. 2(8), pp. 108–113. [https://doi.org/10.20998/2079-004X.2023.2\(8\).12](https://doi.org/10.20998/2079-004X.2023.2(8).12) (in Ukrainian).
7. Danvis. Access mode: <http://danvis.ua/>.
8. QUARTZ. Profiling lines for metal SLM. Access mode: <https://qz.dp.ua/ua/p1559589547-linii-profilirovaniya-metalla.html>.
9. Fuentes M., de la Fuente D., Chico B., Llorente I., Jiménez J. A., Morcillo M. Atmospheric corrosion of zinc in coastal atmospheres. *Materials and Corrosion*. 2019. pp. 1–11. <https://doi.org/10.1002/maco.201810620>
10. Yeremenko V. S., Kuts Yu. V., Mokiichuk V. M., Samoilenko O. V. *Statistical analysis of measurement data: textbook*. Kyiv: NAU, 2013. 320 p. (in Ukrainian).
11. Dziuba O. A. Study of the impact of uneven corrosion damage on the durability of rods in an aggressive environment. *Problems of Computational Mechanics and Structural Strength*. 2016. Issue 25, pp. 51–68. http://nbuv.gov.ua/UJRN/Pom_2016_25_7 (in Ukrainian).

Kukhar V., Kurpe O., Butenko E., Tsymidanov D., Malii Kh., Spichak O. Comprehensive analysis of the causes of zinc coating degradation on cold-formed steel profiles for construction applications.

This article presents a comprehensive analysis of the causes behind zinc coating degradation observed on cold-formed galvanized steel profiles used in construction. The profiles were manufactured from steel grade DX51D+Z140, widely applied in structural elements such as window reinforcements, frames, and façade systems. The study investigates the entire technological chain — from hot-rolled coil pickling and cold rolling, through hot-dip galvanizing in protective atmospheres, to final roll-forming operations on multi-stand lines. Each stage is evaluated for its potential contribution to defects, especially with regard to corrosion resistance. Key technological factors contributing to premature corrosion include incomplete removal of iron oxides during acid pickling, insufficient surface passivation after galvanizing, and contamination by chloride-bearing substances — likely from external environmental sources or technical water. The research involved experimental thickness measurements of the zinc coating on both flat sheets and finished profiles using non-destructive magnetic methods, followed by statistical evaluation applying Cochran's and Fisher's criteria for reproducibility and adequacy. Additionally, chemical analyses were conducted to identify surface and sub-coating contamination by chlorides (Cl^-), sulphates (SO_4^{2-}), hexavalent chromium ($Cr(VI)$), and organic residues from emulsions. The results confirmed that although the average coating thickness generally complies with the Z140 standard (DSTU EN 10346:2014), localized inconsistencies and technological lapses can lead to the emergence of "white rust" before installation. The findings emphasize the importance of improving not only galvanizing and roll-forming operations but also storage and transport conditions. Recommendations are provided to optimize industrial practices and enhance the durability of zinc-coated steel profiles under real-world conditions.

Keywords: galvanized steel, cold-formed profile, cold rolling, hot-dip galvanizing, passivation, chlorides, corrosion, roll-forming technology, chemical analysis.

Кухар Володимир Валентинович – д-р техн. наук, професор, проректор з науково-дослідної роботи, МІП
Kukhar Volodymyr – Doctor of Technical Sciences, Professor, Vice-rector for R&D Work, MIP
E-mail: kvv.mariupol@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4863-7233>

Курпе Олександр Геннадійович – д-р техн. наук, керівник інженерно-технологічної групи, МСС
Kurpe Oleksandr – Doctor of Technical Sciences, Head of the Engineering and Technology Group, MSS
E-mail: aleksandr.kurpe@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-2039-7239>

Бутенко Елеонора Олегівна – канд. техн. наук, доцент, ПДТУ
Butenko Eleonora – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, PSTU
E-mail: butenko_e_o@pstu.edu
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-6296-2075>

Циміданов Денис Владиславович – директор, ПП «ДАНВІС»
Tsymidanov Denys – Director, PE "DANVIS"
E-mail: danvis@danvis.ua

Малій Христина Василівна – канд. техн. наук, доцент, МІП
Malii Khrystyna – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, MIP
E-mail: kristina.v.goncharuk@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-9046-426>

ТОВ «Технічний університет «Метінвест Політехніка» (МІП), м. Запоріжжя
Technical University "Metinvest Polytechnic" LLC (MIP), Zaporizhzhia

ТОВ «Метінвест січсталь» (МСС), м. Дніпро
"Metinvest Sichsteel" LLC (MSS), Dnipro

ДВНЗ «Приазовський державний технічний університет», м. Дніпро
Pryazovskiy State Technical University (PSTU), Dnipro

Приватне Підприємство «ДАНВІС» (ПП «ДАНВІС»), Київ
Private Enterprise "DANVIS" (PE "DANVIS"), Kyiv

Хребтова О. А.
Кіцель Н. В.
Шаповал О. О.
Балкунов М. В.
Клименко І. С.
Шапка А. О.

УДОСКОНАЛЕННЯ ПОКАЗНИКІВ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ВОЛОЧІННЯ СТАЛЕВОГО ДРОТУ ПІД ЧАС ЗАСТОСУВАННЯ ЧАСТОТНО-РЕГУЛЬОВАНОГО ЕЛЕКТРОПРИВОДА ВОЛОЧИЛЬНОГО СТАНУ

У роботі проведено аналіз методів і електромеханічного обладнання під час виготовлення метизу з використанням волочилних станів. Для виготовлення дроту середнього діаметра (1,8...3,0 мм) найбільш перспективними є волочилні машини з одноктактовим технологічним процесом, які мають можливість значного підвищення ефективності процесу волочіння за рахунок оптимізації енергосилових параметрів і підвищення швидкості процесу волочіння.

Підвищити ефективність процесу волочіння можливо завдяки модернізації існуючих систем електроприводів, що призведе до суттєвого підвищення коефіцієнта корисної дії процесу волочіння загалом. Щодо підвищення швидкості волочіння – це можливо завдяки використанню більш сучасної системи керування електроприводом. Доведено, що електропривод за системою «перетворювач частоти – асинхронний двигун» є економічно вигідним для використання як головного електропривода волочилної машини. Аналіз режимів роботи електропривода волочилної машини на математичній моделі підтвердив, що розроблений принцип управління електроприводом забезпечує регулювання швидкості волочіння з похибкою, що не перевищує заданого показника. Таким чином, забезпечуються вимоги технологічного процесу в усіх режимах.

Ключові слова: волочилний стан, показники якості, технологічний процес, частотно-регульований електропривод.

Виробництво метизів є самостійною галуззю металообробки. Метізом умовно прийнято називати групу широко застосовуваних у народному господарстві металевих виробів промислового призначення, для виготовлення яких використовують катанку, дрібносортовний прокат, калібрований метал, дріт і смуги металу. До цієї групи виробів відносяться: дріт, канатні вироби, металокорд, кручена арматура, металеві сітки, кріпильні вироби тощо.

Волочіння дроту є процесом, під час якого металеву заготовку зі сталі, міді або алюмінію протягують через отвір-фільтеру для зменшення діаметра дроту. Об'єкт, в якому виконано отвір для проходження проволочки, називається волокою. Його встановлюють на обладнанні, що виконує технологічну операцію – волочіння дроту. Конструктивні параметри фільтери формують параметри готового виробу, а саме діаметр, перетин і форму.

Процес волочіння дроту відноситься до числа основних технологічних операцій виготовлення дроту. На рис. 1 наведено схему, де видно, що в результаті протягання дроту під впливом сили волочіння F поперечний переріз дроту зменшується, довжина зростає, а обсяг металу після волочіння (протягання) залишається постійним.

Позначивши через d_0 , l_0 , s_0 , відповідно діаметр, довжину і площу поперечного перерізу до волочіння, а через d_1 , l_1 , s_1 , – діаметр, довжину і площу перерізу після волочіння, визначимо основні параметри процесу, що розглядається. До цих параметрів відносяться: обтиснення, подовження і коефіцієнт витягіння.

Операція волочіння у порівнянні з операцією прокатки дозволяє отримувати вироби з якісною чистотою поверхні та досить високою точністю технологічних параметрів. Такими виробами можуть бути не тільки різні типи дроту (електротехнічний, використовуваний для зварювання, вязальний та ін.), але й різні профілі, труби та прутки різного діаметру. Вироби, отримані за такою технологією, відрізняються кращими механічними характеристиками, оскільки в процесі волочіння з поверхні катанки знімається окалина [1–3].

Під час виробництва дроту методом волочіння можна отримати якісну продукцію, зокрема дріт, діаметр якого знаходиться в інтервалі від 1–2 мікрон до 10 і навіть більше міліметрів.

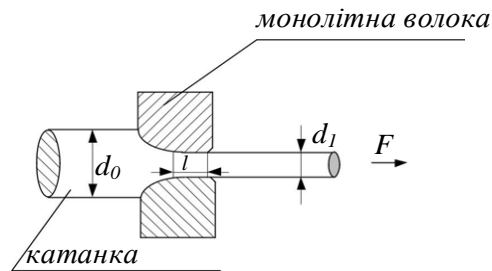


Рис. 1. Схема процесу волочіння

На сьогодні технологія волочіння достатньо добре відпрацьована, для її реалізації застосовуються сучасні моделі волочильних станів. Сучасне обладнання працює без збоїв і дозволяє виконувати технологічний процес на достатньо високих швидкостях, що досягають 60 м/хв випуску готового виробу [–5]. Використання сучасних станів для волочіння дозволяє забезпечити значну величину обтиску катанки. Послідовність виконання технологічної операції під час волочіння дроту наведено на рис. 2.



Рис. 2. Послідовність технологічних операцій волочіння дроту зі сталі

Сама технологія волочіння та волочильне обладнання також удосконалювались протягом багатьох років. В результаті, волочильник дроту сьогодні має можливість виконувати технологічні операції на сучасних станах, що дозволяють з мінімальними витратами гарантовано отримувати вироби високої якості. Якість і точність обробки, що виконувалась на таких волочильних спеціалізованих верстатах, забезпечується не тільки їх оснащенням сучасним робочим інструментом, а й використанням при їх роботі комбінованої системи охолодження, для якої застосовуються повітря і вода. Готовий виріб, що виходить з такого верстата для волочіння, має не тільки необхідну якість і точність геометричних параметрів, а й оптимальну мікроструктуру [3, 5].

Під час волочіння дроту існує можливість наявності такого недоліку, як недостатня висока можливість деформації готового виробу. Це пояснюється тим, що дріт, який виходить з фільєри, а саме із зони обробки волочильного стану, деформується тільки до рівня, обмеженого міцністю кінця катанки, до якого і прикладається відповідне зусилля в процесі обробки.

За наявності великих швидкостей волочіння природно виникає питання організації безперервного технологічного процесу – завдання волочіння-прийом дроту, що дозволяє суттєво підвищити коефіцієнт використання волочильного обладнання, а відповідно й продуктивність [4]. Особливої актуальності набуває вирішення проблеми безперервного високошвидкісного прийому дроту в робочих процесах, таких як волочіння-відпал, волочіння-покриття, волочіння-відпал відкриття тощо, де переривання під час виконання технологічного процесу практично неприпустиме [5]. Якщо питання безперервної подачі дроту до волочильного стану певною мірою вирішено, то безперервний прийом дроту досі не отримав широкого практичного застосування [5, 6]. За наявними відомостями, у вітчизняному машинобудуванні створення високошвидкісних намотувальних апаратів не вийшло за межі досліджень і промислових випробувань дослідних конструкцій. Промислові випробування показали недостатню їх працездатність [7–8].

Безперервний прийом дроту має ряд специфічних особливостей, прояв яких на швидкостях у межах 7-12 м/сек не порушує технологічного процесу намотування, але різко впливає на стабільність процесу зі збільшенням швидкості вище 15 м/сек.

Також під час виконання технологічного процесу необхідно враховувати особливості конструкції волочильних станів і необхідність забезпечення постійного зусилля волочіння, яке залежить від моменту опору, що формується як в самому волочильному стані, так і на барабані намотки готової продукції. Це, в свою чергу, формує стабільність натягу дроту в системі, тобто відсутність змін натягу в окремі періоди (рівки та ослаблення випадкового характеру), і поступові зміни натягу протягом усього періоду намотування.

Проблема керованого виконання технологічного процесу за рахунок застосування як частотно-регульованого електропривода, так і сучасних методів налаштування системи автоматизованого керування з використанням спеціальних алгоритмів роботи під час контролю як електромеханічних параметрів електротехнічного обладнання, так і параметрів кінематичного ланцюга, на сьогодні дуже актуальна і розглядається в багатьох роботах різного напрямку [9–11].

До останнього часу системи електропривода волочильних машин реалізовувалися дебільш на базі двигунів постійного струму.

Але система ТП-Д має такі недоліки:

- обмежена інтенсивності зростання струму якоря і підвищений момент інерції електропривода значно сповільнює перехідний процес, таким чином знижуючи швидкість систем автоматичного регулювання;

- високі масогабаритні показники;

- трудомісткість в обслуговуванні.

Недоліки, зазначені вище, обумовлені наявністю колектора і, як наслідок, наявністю процесів комутації. Їх можна уникнути при побудові системи електропривода на основі асинхронного короткозамкненого двигуна. Однак на сьогодні є можливість апаратно забезпечити керування параметрами напруги живлення для асинхронних двигунів, використовуючи перетворювач частоти зі статором з ланкою постійного струму (автономний інвертор з широтно-імпульсною модуляцією – асинхронний двигун з короткозамкненим ротором (ПЧ-АД)) [12–14].

На сьогодні існують достатньо багато систем волочильних станів, де застосовуються системи ПЧ-АД у діапазоні потужності 35 ... 100 кВт.

Перетворювачі частоти для асинхронних двигунів слід використовувати лише з урахуванням їх технічних характеристик. Під час вибору моделі ПЧ необхідно приділити увагу деяким нюансам, які вплинуть на правильність вибору:

- Метод управління – скалярний або векторний. Більшість моделей мають векторний метод управління, однак при деяких режимах роботи їх можна перемикає на скалярний метод управління. Нові ПЧ без векторного методу управління не виробляються.

- Потужність споживаної електроенергії – це важливий показник, який необхідно враховувати при виборі моделі частотного перетворювача.

- Вхідна напруга – це показник, який вказує на те, при якій напрузі перетворювач частоти здатний працювати без збоїв. Слід розуміти, що вхідна напруга має бути стабільною. В іншому випадку, при її падінні, ПЧ зупиниться, а при підвищенні – вийде з ладу вся система обладнання.

- Діапазон регулювання – важливий для двигунів, що працюють при високих значеннях номінальної частоти.

- Наявність пульта управління, який дозволяє вводити необхідні значення.

Тому актуальне завдання – це визначення відповідних режимів роботи системи електропривода механізму намотки дроту на бухту для волочильних станів з забезпеченням незмінного зусилля натягіння для катанки. У зв'язку з цим питання створення працездатного намотувального апарату для безперервного високошвидкісного намотування можна вважати вирішеним тільки в тому випадку, якщо система керування електроприводом забезпечуватиме надійний контроль і регулювання натягу дроту від волочильного стану до намотувального апарату.

Мета роботи – розробити та обґрунтувати систему частотно-векторного керування ПЧ-АД приводу намотки для процесу волочіння дроту, що забезпечує стабільний натяг

і постійну лінійну швидкість за змінного радіуса барабана. Передбачити математичне моделювання, вибір і налаштування ПІ-регуляторів, бездатчиковий контроль, оцінку якості, енергоефективності, надійності та продуктивності.

Для виконання процесу волочіння дроту різноманітної номенклатури за марками і діапазоном розмірів застосовуються барабанні волочильні стани різних типів.

Стани одноразового волочіння (рис. 3) використовуються головним чином при отриманні особливо товстого дроту (6 мм і більше), з протягуванням його тільки через одну волоку і одночасним намотуванням на барабан, з якого дріт потім знімається у вигляді готового мотка, переданого на наступну протяжку.

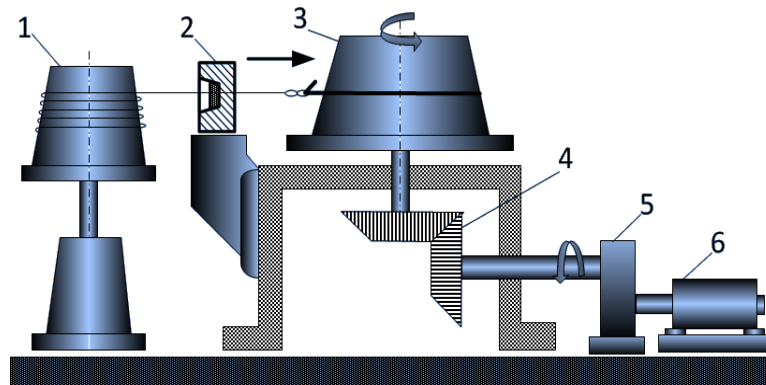


Рис. 3. Одноразовий волочильний стан складається з вертушки для установки бухту дроту – 1; волоки – 2; обертового барабану – 3; левареджа – 4; редуктор – 5; двигун – 6

Стани багаторазового волочіння дають можливість вести процес волочіння одночасно через кілька волок з послідовним зменшенням розмірів їх отворів. Це дозволяє значно підвищити швидкості волочіння, особливо на останніх барабанах за ходом руху дроту, і досягти великих сумарних обтиснень. На цих станах проводиться волочіння дроту майже всіх розмірів, починаючи від товстого (8–11 мм), закінчуючи мікродротом.

Волочильні стани простягають дріт через волоку за рахунок сил тертя під час намотування на барабан. При одноразовому волочінні дріт намотується на барабан, а потім знімається з барабана у вигляді мотка або перемотується на котушку. Дріт намотується на нижню частину барабана – жолобник, і в міру надходження нових витків попередні піднімаються по барабану, що забезпечує безперервність процесу. У практиці волочильного виробництва висоту галтелі чистового барабана приймають рівною від 10 до 40 діаметрів дроту, а тангенс кута нахилу дорівнює від 1/15 до 1/30. Між галтеллю барабана і «спідницею» барабана роблять закруглення, радіус якого складає 1,5–2,0 середнього діаметра дроту, який простягається на цьому барабані.

Після сходу дроту з галтелі він у вигляді вільних витків лежить на барабані, і сили тертя між витками бувають достатніми для здійснення безперервного процесу волочіння.

Одноразовий стан DMBVL має перевернутий барабан. Витки простягнутого дроту на цій машині на спеціальному приймальному пристрої можуть накопичувати до 2 тон дроту. Для виконання вимог, що висуваються до електропривода волочильної машини під час виконання технологічного процесу, на сьогодні можуть забезпечити регульовані асинхронні електроприводи.

Для забезпечення якості готової продукції необхідно, щоб катанка, що виходить із фільтри, мала постійну лінійну швидкість. Як видно з опису волочильного стану, готова продукція може намотуватися на роликові касети, які представляють собою намотувальні барабани з кутовою швидкістю.

Кутова і лінійна швидкості пов'язані між собою співвідношенням:

$$v = \omega R, \quad (1)$$

де R – радіус кола барабана.

З кожним наступним колом (n) намотування готового дроту на барабан його радіус (R) буде збільшуватися на діаметр готового дроту (d_1), що в подальшому впливатиме на лінійну швидкість катанки або на зусилля під час проходження катанки через фільтру і, як наслідок, матиме негативний вплив на якість готової продукції.

Звідси кутова швидкість визначається :

$$\omega = \frac{v}{R + d_1 n}, \quad v = \text{const}.$$

Тому система електропривода повинна забезпечити постійну лінійну швидкість катанки, а саме постійне зусилля, яке необхідне для проходження дроту через фільтри. Це зусилля формується моментом асинхронного двигуна.

Структурна схема представлена на рис. 4.

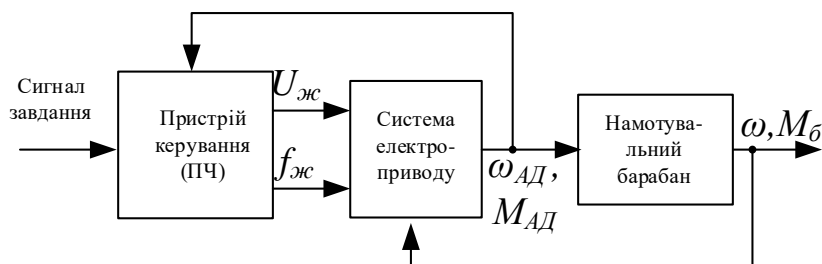


Рис. 4. Структурна схема системи електропривода технологічного механізму

На схемі зазначено елемент керування на базі перетворювача частоти. Перетворювач частоти відповідно до сигналу завдання формує значення напруги ($U_{ж}$) і частоти ($f_{ж}$) джерела живлення. Система електропривода, за заданими параметрами, формує режим роботи з відповідними значеннями швидкості (ω_{AM}) і моменту (M_{AM}) електропривода. Намотувальний барабан є робочим органом зі швидкістю намотки (ω), яка описується математичною залежністю (2). Він, у свою чергу, формує момент опору (M_o), який впливає на зміну параметрів системи електропривода. З урахуванням того, що в системі використовується векторне керування і відсутній зовнішній елемент контролю (датчик швидкості та датчик зусилля), керуючий пристрій формує зміну керуючих параметрів у динамічному режимі за рахунок внутрішніх зворотних зв'язків.

Для визначення пріоритетних режимів роботи електропривода механізму намотки волоочильного стану було виконано математичне моделювання режимів роботи електропривода з перетворювачем частоти. До математичного моделювання було враховано зміну моменту опору робочого органу на зміну кутової швидкості барабана намотки [15].

Дослідження проводилося для асинхронного електродвигуна RA315S4. Паспортні дані двигуна RA315S4; номінальна потужність двигуна $P_{ном}$, кВт – 110; номінальна частота обертання $n_{ном}$, об/хв – 1466; синхронна частота обертання – n_0 , об/хв = 1500; ККД в режимі номінальної потужності = 0,925; коефіцієнт потужності – $\cos\varphi = 0,9$; номінальне ковзання – $S_n = 0,023$; кратність пускового струму – $I_n/I_n = 6,0$; кратність пускового моменту – $M_n/M_n = 1,2$; кратність мінімального моменту – $M_{мін}/M_n = 1$; кратність максимального моменту – $M_{макс}/M_n = 2$; динамічний момент інерції ротора – J_δ , кг/м² = 2,3; число пар полюсів – $2p = 2$.

Для розробки математичної моделі асинхронного двигуна скористаємося наступними правилами:

- числові значення обмоток всіх фаз рівнозначні, тобто розглядається симетричний режим роботи;
- магнітне поле електричної машини має синусоїдалне рівномірне розподілення по усьому повітряному зазору;

- параметри напруги живлення на виході ПЧ приймаємо синусоїдальної форми, не зважаючи увагу на впливу між АД і ПЧ по силовому каналу;
- не враховуються втрати в сталі, що формуються за рахунок існування вихрових струмів в магнітному ланцюзі двигуна і його перемагнічення;
- насичення магнітного кола АД не враховується завдяки накладенню обмежень на статорні струми;
- числове значення струмів за рахунок ефекту витіснення в провідниках ротора дуже малий, тому що частота струмів ротора при живленні від ПЧ обмежена робочим ділянкою механічної характеристики.

Отримана система математичних рівнянь є математичним представленням асинхронного двигуна у обертовій системі координат. З урахуванням умови $\omega = 0$, на основі даної системи математичних рівнянь складемо структурну модель для представлення динамічних процесів в програмному середовищі Matlab

$$\begin{cases} \frac{dI_s}{dt} = \frac{1}{L_e} (U_s - R_e I_s + K_r A_r \Psi_r - K_r \omega_r z_p j \Psi_r) - \omega_k j I_s; \\ \frac{d\Psi_r}{dt} = K_r R_r I_s - A_r \Psi_r - \omega_k j \Psi_r + \omega_r z_p j \Psi_r \\ M = \frac{3}{2} z_p K_r (\Psi_{rx} I_{sy} - \Psi_{ry} I_{sx}) \\ \frac{d\omega_r}{dt} = \frac{1}{J} (M - M_c) \end{cases}, \quad (2)$$

де I_s – приведений струм статора; L_e – приведений струм електромагнітного кола; U_s – приведена напруга статора; R_e – приведений активний опір електромагнітного кола; R_r – приведений активний опір електромагнітного кола; K_r – коефіцієнт приведення роторний; A_r – коефіцієнт приведення; Ψ_r – приведені потокозчеплення ротора; ω_r – кутова швидкості ротора; M , M_o – момент двигуна і опору відповідно; J – момент інерції системи електропривода.

В частотно-регульованих асинхронних електроприводах векторне управління пов'язане не лише зі зміною частоти, але й з поточними значеннями змінних (напруги, струму статора, потокозчеплення), а також з взаємною орієнтацією їх векторів у декартовій системі координат. Завдяки формуванню числових значень змінних і кутів між фазами цих векторів досягається найбільш ефективно регулювання кутової швидкості, моменту і струму асинхронного двигуна. Під час забезпечення якості технологічного процесу крок регулювання кутової швидкості асинхронного двигуна не повинен перевищувати $D \leq 1:50$, тому застосовуються бездатчикові системи керування асинхронним електроприводом з векторним управлінням. У таких системах інформація про поточні числові значення та інформація про просторове розташування векторів потокозчеплення і числові значення кутової швидкості асинхронного двигуна розраховуються непрямим методом, тобто за миттєвими значеннями струмів і напруг фаз двигуна за математичними виразами математичної моделі асинхронного двигуна [16], [17].

Результати математичного моделювання системи частотно-регульованого електропривода під час пуску і виконання технологічної операції наведені на рис. 5, 6. Для наочності результати представлені у відносних одиницях.

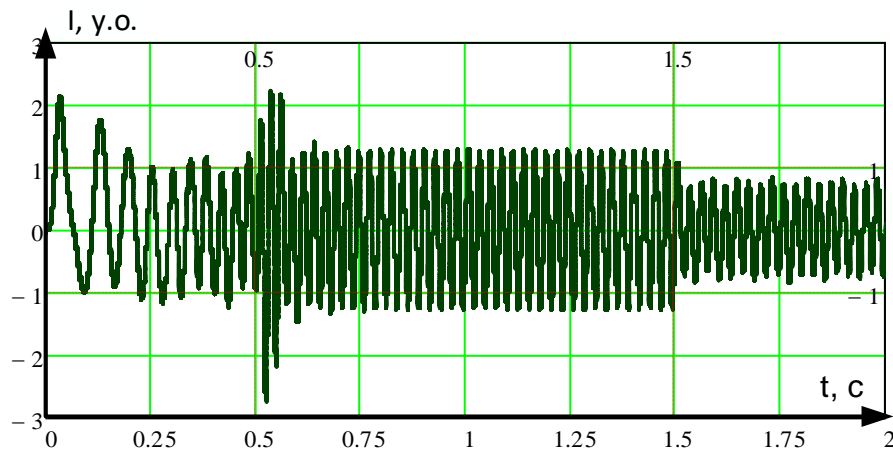


Рис. 5. Графік струму статора під час пуску та збільшені навантаження з 0,5 с до 1,5 с.

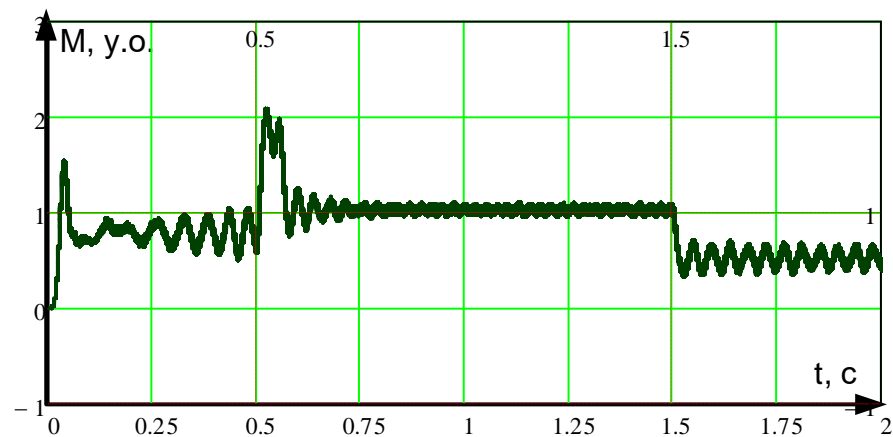


Рис. 6. Графік моменту електропривода під час пуску та збільшені навантаження з 0,5 с до 1,5 с.

Практична реалізація асинхронного електропривода з векторним керуванням пов'язана з певними технічними труднощами, що обумовлені необхідністю вимірювання потокозчеплення ψ_2 , а також потребою в застосуванні прецизійних координатних перетворювачів. Ці труднощі можуть бути вирішені шляхом використання спеціальних алгоритмів для визначення значення ψ_2 та розвитку бездатчикових технологій, що дозволяють зменшити залежність від точності вимірювань і підвищити ефективність системи управління.

Тому система регулювання каналу потокозчеплення повинна будуватися як двоконтурна система підпорядкованого регулювання, кожен з контурів якої налаштовується на модульний оптимум з застосуванням ПІ регуляторів, що компенсують відповідні аперіодичні ланки. Канал регулювання струму і моменту містить одну аперіодичну ланку і налаштовується на модульний оптимум.

Для побудови якісної системи регулювання швидкості дія перехресних зв'язків в структурній схемі двигуна повинна бути компенсована введенням відповідних компенсуючих сигналів. У результаті утворюються два незалежні канали регулювання, в яких параметри регуляторів розраховуються відомими методами.

Перетворювач частоти в такій системі повинен являти собою транзисторний інвертор напруги з синусоїдальною ШІМ-модуляцією на високій частоті. Результати математичного моделювання під час векторного керування наведено на рис. 8-9. Для наочності результати представлені у відносних одиницях.

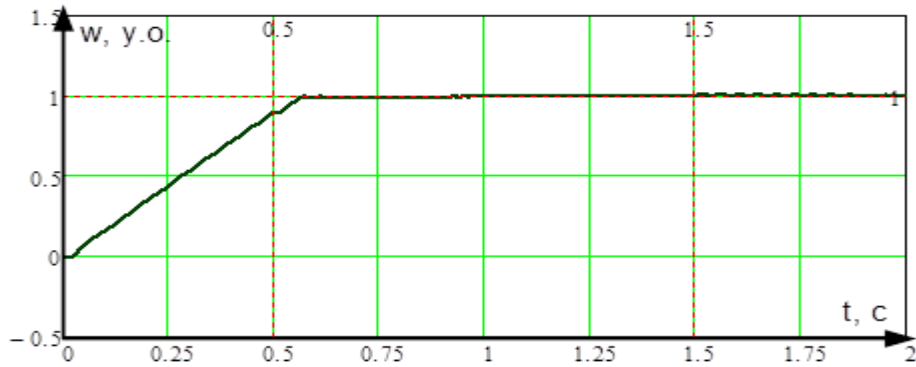


Рис. 7. Графік швидкості електропривода під час пуску та збільшені навантаження з 0,5 с до 1,5 с.

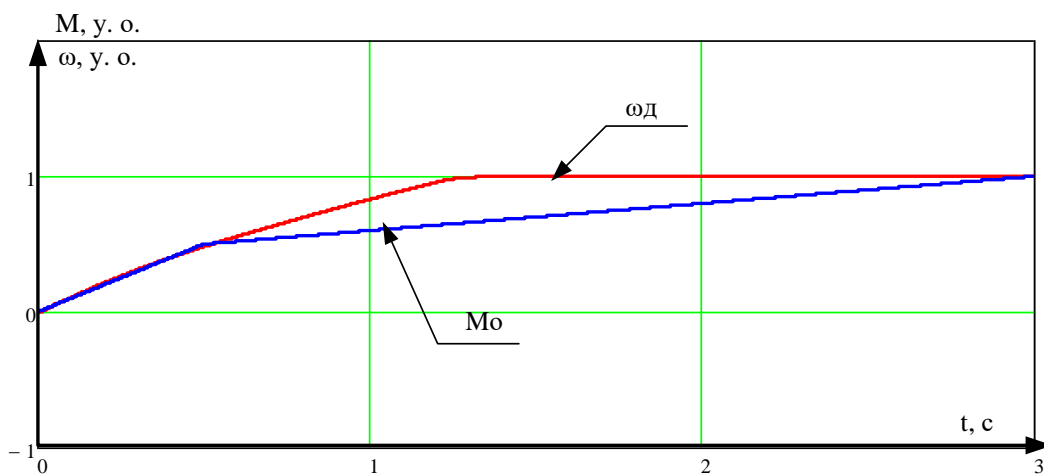


Рис. 8. Графік кутової швидкості (ω_d) і моменту опору (M_o) з урахуванням намотки дроту на барабан

На графіках видно, як змінюється момент опору під час пуску та виходу на робочий режим роботи. Під час векторного керування, за рахунок внутрішніх зворотних зв'язків, перетворювач частоти швидко реагує на зміну моменту опору і відповідно формує необхідний момент двигуна, забезпечуючи стабільність швидкості намотки на барабані.

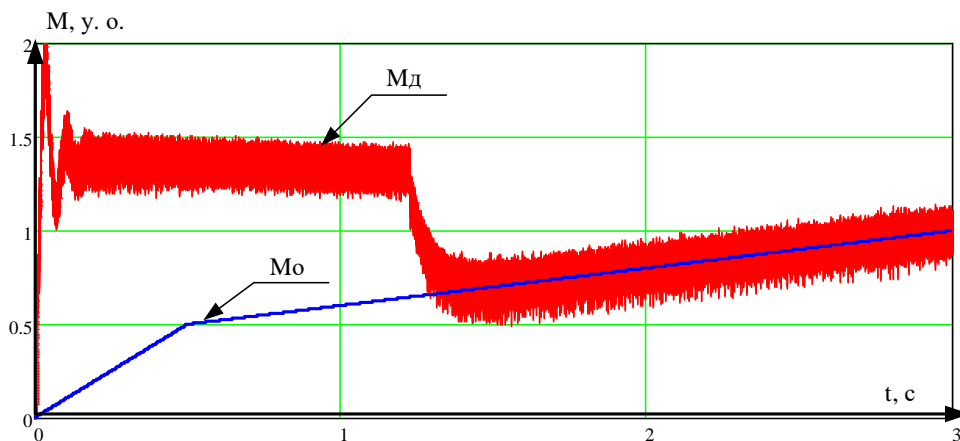


Рис. 9. Графік моменту двигуна (M_d) і моменту опору (M_o) з урахуванням намотки дроту на барабан

ВИСНОВКИ

Аналіз математичних моделей для представлення асинхронного двигуна під час частотного керування дозволив обрати оптимальний варіант представлення фізичних процесів, що проходять під час векторного керування. Встановлено, що залежність електричних і електро-механічних характеристик асинхронного двигуна під час частотного керування дозволяє забезпечити плавність пуску, зупинки стану та забезпечити необхідні показники якості технологічного процесу. Під час роботи волоочильного стану момент опору залежить від кількості витків намотаного дроту на бухту, тому необхідно застосовувати векторний закон частотного керування.

Під час векторного керування система електропривода спрощується за рахунок вилучення елементів контролю швидкості і зусилля, а саме, відсутня необхідність встановлення додаткових пристроїв – датчиків швидкості і датчика натягу дроту. В деяких випадках використовують перетворювач частоти зі скалярними режимами частотного керування. Якщо використовується саме такий ПЧ, то необхідно доповнювати систему електропривода зазначеними датчиками. Використання програмованого елемента керування, таких як програмований логічний контролер або програмоване логічне реле, не є обов'язковим. Сучасні ПЧ зі скалярними законами частотного керування мають як цифрові, так і аналогові входи для організації зворотних зв'язків по контрольним сигналам.

На розробленій математичній моделі виконано математичне моделювання при різних режимах роботи електропривода волоочильного стану і під час зміни моменту опору, що імітує зміну діаметра дроту катанки. Аналіз режимів роботи електропривода волоочильної машини на математичній моделі підтвердив, що розроблений принцип управління електроприводом, а також запропоновані налаштування контурів регулювання забезпечують регулювання швидкості волочіння з похибкою, що не перевищує п'яти відсотків. Таким чином, забезпечуються вимоги технологічного процесу у всіх режимах.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Вініченко В. С., Єршов А. В., Ольшанецький В. Ю., Волков В. П., Іванченко Е. Ю. Дослідження можливості підвищення пластичності вольфрамового дроту при звичайних температурах шляхом оптимізації технології волочіння. *Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні*. 2023. № 4. С. 32–39.
2. Ключев Д. Ю. Теоретичне обґрунтування та впровадження вдосконаленого процесу волочіння дроту у волоці, що обертається : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05. Дніпро : Нац. металург. акад. України, 2004.
3. Драгобецький В. В., Шаповал О. О., Щепетов В. В. та ін. Керовані ефекти пластичного деформування заготовок виробів для металургії та транспорту. Харків : Друкарня «Мадрид», 2017.
4. Таратута К. В., Проценко В. М., Востоцький С. М. Комп'ютерне моделювання процесу волочіння сплавів на основі титану. *IV Міжнародна науково-практична конференція «Інформаційні моделюючі технології, системи та комплекси» (ІМТСК-2023, 25–26 травня 2023 р., Черкаси)*. Черкаси, 2023. С. 40–42.
5. Соловійова І. А., Николаєнко Ю. М. Вдосконалення методики і розробка програмного забезпечення розрахунку маршрутів виробництва труб безоправочним волочінням з урахуванням точності. *Системні технології*. 2021. № 134. С. 99–106.
6. Піпа Б. Ф., Защепкіна К. О., Загора О. В. Пристрій для намотування ниткоподібного матеріалу на хрестоматальній машині : деклараційний патент на винахід № 70225А, МПК 7 В65Н54/138. Опубл. 2004. Бюл. № 9.
7. Зубков М. П., Якубицька І. А., Прохорова І. А. Пристрій для намотування ниткоподібного матеріалу: пат. 15331А Україна : 65 Н 54/28. Опубл. 1997. Бюл. № 3.
8. Бейгул О. О., Колесник І. А. Динаміка та міцність металургійних машин. Дніпродзержинськ : ДДТУ, 2006.
9. Павленко І. В. Метод скінченних елементів в задачах коливань механічних систем : навч. посібник. Суми : Вид-во СумДУ, 2007.
10. Заверганний Б. С., Манойленко О. П., Акимов О. О. Дослідження впливу зміщення пакування вздовж осі бобінотримача на критичні швидкості. *Вісник Київського національного університету технологій та дизайну*. Серія Технічні науки. 2020. № 2 (144). С. 13–23.
11. Пристрій для намотування нитки у бобіни : пат. 137209 Україна : МПК (2006) В65Н 54/00, № u201903356 ; заявл. 03.04.2019 ; опубл. 10.10.2019, Бюл. № 19.
12. Хребтова О. А., Зачепа Н. В. Аналіз систем електропривода для виконання рушання та пуску під навантаженням. *Електротехніка та електроенергетика*. 2021. № 4. С. 18–25.

13. Возняк О. М., Штуць А. А., Колісник М. А. Сучасні системи електроприводів. *Теорія та практика*. Частина 1. Вінниця : ТВОРИ, 2021.
14. Чорний О. П., Луговой А. В., Родькін Д. Й., Сисюк Г. Ю., Садовой О. В. Моделювання електромеханічних систем : підручник. Кременчук, 2001.
15. Толочко О. І. Моделювання електромеханічних систем. Київ, 2016.
16. Потапенко Є. Є. Векторне керування асинхронними двигунами : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.13.03. Харків : Харк. нац. ун-т радіоелектроніки, 2005.

REFERENCES

1. Vinichenko, V. S., Yershov, A. V., Olshanetskyi, V. Yu., Volkov, V. P., & Ivanchenko, E. Yu. (2023). Investigation of the possibility of increasing the plasticity of tungsten wire at ordinary temperatures by optimizing the drawing technology. *New Materials and Technologies in Metallurgy and Mechanical Engineering*, (4), 32–39.
2. Klyuev, D. Yu. (2004). *Theoretical substantiation and implementation of an improved wire-drawing process in a rotating die* (PhD thesis abstract). Dnipro: National Metallurgical Academy of Ukraine.
3. Dragobetskyi, V. V., Shapoval, O. O., Shchepetov, V. V., et al. (2017). *Controlled effects of plastic deformation of blanks for metallurgy and transport*. Kharkiv: Madrid Printing House.
4. Taratuta, K. V., Protsenko, V. M., & Vostotskyi, S. M. (2023). Computer modeling of the drawing process of titanium-based alloys. In *IV International Scientific and Practical Conference "Information Modeling Technologies, Systems and Complexes (IMTSC-2023), May 25–26, 2023, Cherkasy*, pp. 40–42.
5. Soloviova, I. A., & Nikolaienko, Yu. M. (2021). Improvement of methodology and development of software for route calculation of tube production by mandrel-free drawing considering accuracy. *System Technologies*, (134), 99–106.
6. Pipa, B. F., Zashchepkina, K. O., & Zakora, O. V. (2004). Device for winding thread-like material on a cross-winding machine (Declaration Patent No. 70225A, Int. Cl. B65H 54/138). Bulletin No. 9.
7. Zubkov, M. P., Yakubyt'ska, I. A., & Prokhorova, I. A. (1997). Device for winding thread-like material (Patent No. 15331A, Ukraine, Int. Cl. B65H 54/28). Bulletin No. 3.
8. Beihul, O. O., & Kolesnyk, I. A. (2006). *Dynamics and strength of metallurgical machines*. Dniprodzerzhynsk: DDTU.
9. Pavlenko, I. V. (2007). *Finite Element Method in Problems of Vibrations of Mechanical Systems: Textbook*. Sumy: SumDU Publishing House.
10. Zavertannyi, B. S., Manoilenko, O. P., & Akimov, O. O. (2020). Study of the influence of packing displacement along the axis of the bobbin holder on critical speeds. *Bulletin of Kyiv National University of Technologies and Design. Series Technical Sciences*, 2 (144), 13–23.
11. *Device for winding thread into bobbins* (Patent No. 137209, Ukraine, Int. Cl. B65H 54/00, No. u201903356). Filed April 3, 2019; Published October 10, 2019, Bulletin No. 19.
12. Khrebtova, O. A., & Zachepa, N. V. (2021). Analysis of electric drive systems for performing start-up and run-up under load. *Electrical Engineering and Power Engineering*, (4), 18–25.
13. Vozniak, O. M., Shtuts, A. A., & Kolisnyk, M. A. (2021). *Modern Electric Drive Systems: Theory and Practice. Part I*. Vinnytsia: TVORY.
14. Chorny, O. P., Luhovyi, A. V., Rodkin, D. Y., Sysiuk, H. Yu., & Sadovyi, O. V. (2001). *Modeling of Electromechanical Systems: Textbook*. Kremenchuk.
15. Tolochko, O. I. (2016). *Modeling of Electromechanical Systems*. Kyiv.
16. Potapenko, Ye. Ye. (2005). *Vector control of induction motors: systems and control processes* (PhD thesis abstract). Kharkiv: Kharkiv National University of Radio Electronics.

Khrebtova O., Kitsel N., Shapoval O., Balkunov M., Klymenko I., Shapka A. Using the frequency-regulated electric drive of the drawing stand.

The study aims to analyze methods and electromechanical equipment used in the production of hardware products utilizing wire drawing mills. The research focuses on improving the efficiency of the wire drawing process by optimizing technological parameters and modernizing the electric drive system. The study investigates the most effective wire drawing machines for medium-diameter wire (1.8–3.0 mm). The research highlights that single-pass drawing machines are the most promising due to their ability to enhance the efficiency of the drawing process. This is achieved by optimizing energy-force parameters and increasing the drawing speed. Additionally, mathematical modeling of the wire drawing machine's electric drive system was performed to evaluate its performance under various operational modes. It has been established that improving the efficiency of the wire drawing process can be achieved through the modernization of existing electric drive systems. This modernization leads to a significant increase in the overall efficiency of the drawing process. The study also proves that an increase in drawing speed is possible by implementing a more advanced electric drive control system. The optimization of the energy-force parameters contributes to a reduction in energy consumption while maintaining high productivity. Originality: The research demonstrates that an electric drive system based on a frequency converter and an asynchronous motor is economically advantageous as the main drive for a wire drawing machine. The proposed approach ensures improved energy efficiency, reliability, and precision in speed control during the wire drawing process. The study also confirms that the developed control principle allows for a stable drawing speed with minimal deviation, ensuring high process accuracy. The analysis of the operating modes of the wire drawing machine's electric drive using a mathematical model confirmed that the developed control method

ensures precise speed regulation with an error that does not exceed the predefined limit. The implementation of the proposed control system leads to improved overall process stability and compliance with technological requirements. Additionally, the findings of this study can be applied to industrial-scale wire production, contributing to increased automation and energy efficiency. Thus, the proposed modernization of the electric drive system and optimization of energy-force parameters lead to improved efficiency, reliability, and precision of the wire drawing process. The use of a frequency converter–asynchronous motor system ensures economic benefits and enhances the overall performance of wire drawing machines. The developed approach meets all technological process requirements across different operating modes, making it highly suitable for industrial applications.

Keywords: drawing mill, quality indicators, technological process, frequency-controlled electric drive

Оксана Хребтова – канд. техн. наук, доцент КрНУ
Oksana Khrebtova – PhD Candidate of Technical Sciences, Associate Professor KrNU
E-mail: okkhrebtova@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4369-0262>

Наталія Кіцель – науковий співробітник КЛК ХНУВС
Nataliia Kitsel – researcher the Scientific KFC KNUIA
E-mail: kitselnata@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-4414-7226>

Олександр Шаповал – д-р техн. наук, проф., КрНУ
Oleksandr Shapoval – Doctor of Technical Sciences, Professor KrNU
E-mail: alexshap.as@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4303-7124>

Микита Балкунов – аспірант КрНУ
Mykyta Balkunov – Graduate student KrNU
E-mail: balkunovn@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0009-0001-0759-3449>

Ігор Клименко – аспірант КрНУ
Igor Klymenko – Graduate student KrNU
E-mail: uprtal@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0009-0009-3455-5972>

Артем Шапка – аспірант КрНУ
Artem Shapka – Graduate student KrNU
E-mail: artemshapka40@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0009-0007-1901-1542>

КрНУ – Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, м. Кременчук.
KrNU – Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University, Kremenchuk.

КЛК ХНУВС – Кременчуцький льотний коледж Харківського національного університету внутрішніх справ, м. Кременчук
KFC KNUIA – Kremenchuk flight college Kharkiv National University of Internal Affairs, Kremenchuk

Стаття надійшла до редакції 12.09.25 р.

Полісан І. О.
Губський С. О.
Колісник К. Д.
Чухліб В. Л.
Ходирєв Г. П.

ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕХНОЛОГІЙ ТА МОДЕЛЮВАННЯ ГНУТТЯ ТРУБИ В ТРУБОГИБІ

У статті проведено дослідження технології згинання труби та вплив різних діаметрів валів на утворення гофрування внутрішнього перерізу труби. У ході роботи було проведено аналіз різних матеріалів труб та їх фізико-механічних властивостей, оскільки вибір матеріалу суттєво впливає на згинання. Було виконано розрахунок технологічного процесу гнуття для різних кутів згинання та товщин стінок. Для візуалізації та аналізу процесу використано програмний комплекс Fusion360. Моделювання проведено у спеціалізованій програмі QForm. Це дозволило отримати графічні залежності середніх напружень та інтенсивності напружень. Моделювання показало, що основним фактором, який впливає на якість виробу при бездорновому гнутті, є відношення радіуса згину до діаметра труби. В результаті дослідження встановили, що при зменшенні радіуса згину до 50 мм критично зростає гофроутворення та овалізація. Для отримання якісних згинів малого радіуса необхідно використовувати спеціальний дорн, який забезпечить зменшення гофрування та овалізацію готової продукції. Встановлено залежність якості гнуття від геометричних параметрів оснащення та обґрунтовано необхідність використання дорнових механізмів при малих радіусах згину.

Ключові слова: труба, гнуття, трубогиб, дорн, моделювання, QForm, гофра, радіус згину.

Виробництво гнутих трубних виробів займає важливе місце у сучасній промисловості, зокрема в автомобілебудуванні, суднобудуванні, енергетиці та будівництві. Це зумовлено високими експлуатаційними характеристиками таких виробів, які вирізняються підвищеною міцністю, стійкістю до навантажень та естетичним виглядом порівняно зі зварними з'єднаннями. Проте процес гнуття труб, особливо тонкостінних, супроводжується ризиком виникнення дефектів, таких як овалізація поперечного перерізу, потоншення стінки на зовнішньому радіусі та утворення складок (гофрів) на внутрішньому. У зв'язку з цим, удосконалення технології гнуття та прогнозування поведінки металу під час деформації є актуальним інженерним завданням.

Питання технології гнуття труб висвітлюються в багатьох наукових працях. Залежно від обсягів виробництва, гнуття може виконуватися вручну для одиничних виробів або на спеціалізованих верстатах - трубогибах для серійного виробництва [1].

З технологічної точки зору, методи деформування труб поділяються за температурним режимом.

Процес холодного гнуття базується на пластичності матеріалу і виконується без попереднього нагрівання заготовки. Метод широко застосовується для труб невеликого та середнього діаметра, виготовлених з кольорових металів (мідь, алюміній), сталі, а також для металопластикових труб, де внутрішній алюмінієвий шар фіксує надану форму [2]. Холодне гнуття має обмеження при роботі з крихкими матеріалами, наприклад, чавуном, або деякими видами полімерів, які не здатні утримувати форму після деформації.

Гаряче гнуття застосовується для труб з високою жорсткістю, великою товщиною стінки або значним діаметром (наприклад, у нафтогазовій промисловості) [3]. Попереднє нагрівання (локальне газове або індукційне) підвищує пластичність металу, що дозволяє гнути труби з меншою силою та знижує ризик руйнування [4]. Однак для полімерних труб цей метод є критичним, оскільки нагрівання може призвести до плавлення та втрати кільцевої жорсткості [5].

Ручне гнуття може бути різних видів. Це може бути намотування на шаблон, коли трубу згинають, намотуючи її на тверду форму (шаблон). Для запобігання сплющуванню порожнину труби часто заповнюють наповнювачем – сухим піском або сіллю [6]. Цей метод ефективний для пластичних металів, але має недолік - необхідність залишати довгі технологічні кінці

труби для створення важеля, які потім обрізаються, що збільшує кількість відходів [7]. Також існує спосіб деформації на опорах, коли трубу встановлюють на дві опори, а силу прикладають по центру. Цей метод вважається менш точним і часто призводить до значної овальності перерізу та вм'ятин у місці контакту з інструментом [8].

Механізоване гнуття поділяють на 2 способи. Вальцювання – це коли труба пропускається через систему з трьох валків і де положення притискного валка визначає радіус згину [9]. Цей метод ідеально підходить для виготовлення спіралей, дуг та кілець великого радіуса, але має обмеження при роботі з малими радіусами згину [10]. Гнуття з дорном - це найбільш точний промисловий метод для отримання згинів малого радіуса на тонкостінних трубах [11]. Дорн - це спеціальна калібрована оправка (сталева або бронзова), яка розміщується всередині труби безпосередньо в зоні деформації [12]. Він механічно підтримує стінки зсередини, запобігаючи утворенню гофрів (складок) та критичній зміні геометрії перерізу. Дорни бувають жорсткими для простих згинів та кульковими або сегментними для складних згинів малого радіуса [13].

Процес згинання пов'язаний зі значними внутрішніми напруженнями, що може призводити до появи дефектів: овалізація, гофроутворення, потоншення стінки, пружиніння [14].

Розвитком згинального обладнання є верстати з числовим програмним керуванням ЧПК, такі як дорновий верстат MAST CNC MACHINEN DW50CNC-3A-1SV [15]. Це обладнання дозволяє виконувати високоточне автоматизоване гнуття труб діаметром до 38 мм при товщині стінки 3 мм на кут до 190°. Завдяки системі ЧПК забезпечується висока повторюваність виробів у серії, мінімізується вплив людського фактора та значно спрощується процес переналагодження верстата для виготовлення складних просторових деталей.

Експериментальний підбір параметрів гнуття є витратним процесом і тому все частіше застосовується моделювання методом скінченних елементів (МСЕ), що дозволяє спрогнозувати напружено-деформований стан (НДС) заготовки ще на етапі проєктування технології [12].

Мета дослідження – дослідження впливу радіуса згинання (діаметра нерухомого валу) на виникнення дефектів форми труби шляхом комп'ютерного моделювання в програмному комплексі QForm.

Об'єктом дослідження є технологія гнуття сталевих труб в трубогибі. Для реалізації поставленої мети було використано методи комп'ютерного моделювання та обчислення за формулами.

Розрахунок процесу гнуття - це змінна величина, що визначається типом труби, її матеріалом, діаметром, товщиною стінки та заданим кутом деформації. Втім, незважаючи на розбіжність у вхідних даних, базова послідовність етапів розрахунку є універсальною.

Крок 1. Визначення радіуса гнуття (R).

Радіус гнуття (R) – це відстань від центру труби до осі гнуття. Радіус гнуття може бути заданий виробником трубогиба або може бути обчислений за допомогою відношення діаметру труби (D) до співвідношення R/D (зазвичай виражається у відсотках).

$$R = D \times (R/D).$$

Крок 2. Обчислення довжини гнуття (L).

Довжину гнуття можна знайти за допомогою формули дугової довжини:

$$L = \frac{\theta}{360} \times 2\pi R,$$

де L – довжина гнуття, θ – кут гнуття в градусах, R – радіус гнуття.

Крок 3. Визначення параметрів нерухомої матриці (S).

S – це відстань від кінця труби до початку гнуття на трубогибі. Це значення зазвичай зазначено в технічних характеристиках трубогиба.

Крок 4. Обчислення необхідної довжини труби.

Необхідна довжина труби (L_{total}) може бути знайдена, додавши довжину гнуття (L) до розташування нерухомої матриці (S).

$$L_{total} = L + S.$$

Це надає можливість визначити загальну довжину труби, яку повинні взяти для гнуття на трубогибі.

Довжина труби для гнуття може бути розрахована за формулою:

$$L = \pi \times D \times \left(\frac{\theta}{360}\right).$$

Розгортка може бути розрахована за тією же формулою, використовуючи вказаний діаметр та кут гнуття:

$$\text{Розгортка} = \pi \times D \times \left(\frac{\theta}{360}\right).$$

Для методу комп'ютерного моделювання геометричні моделі інструменту були побудовані в програмі Fusion 360, а розрахунок напружено-деформованого стану та побудова заготовки виконано в програмі QForm.

Моделювання процесу гнуття передбачало наступні етапи:

– підготовка геометрії (створення 3D моделі валів та заготовки). Схема навантаження передбачає фіксацію труби відносно нерухомого валу та прикладання згинального моменту через рухомий вал (рис. 1);

– задання параметрів процесу. В програмі QForm обрано тип операції “General forming”. Матеріал інструменту - сталь X12МФ. Температура процесу – 20 °С;

– в вкладці граничні умови серед переліку варіантів для фіксації труби було обрано ковальський маніпулятор (Forging manipulator), що моделює роботу затискного механізму. Його можливо зробити різної форми, але в нашому випадку була обрана прямокутна;

– задання розмірів маніпулятора. Задано кінематику валів з вказанням вісей руху.

В якості основного змінного параметра дослідження було обрано діаметр нерухомого валу, який визначає внутрішній радіус згинання. Було проведено моделювання для трьох розмірів нерухомого валу: 50 мм, 100 мм та 150 мм. Діаметр рухомого валу залишався незмінним – 50 мм. Кут згину у всіх випадках становив 50°.

Модель заготовки труби була зроблена в програмі QForm, що автоматично розбиває трубу на гексагональну сітку для покращення точності розрахунків (рис. 2).

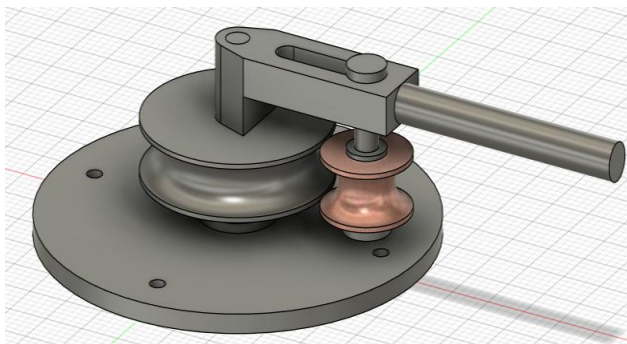


Рис. 1. Загальний вигляд трубогибу

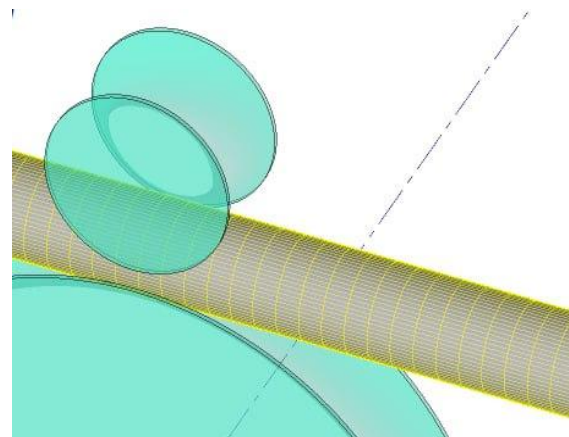


Рис. 2. Гексагональна сітка в трубі

Аналіз отриманих даних дозволяє порівняти зміну форми труби при різних радіусах згину. При застосуванні нерухомого валу діаметром 50 мм можна побачити значну концентрацію напружень. Візуалізація деформації чітко демонструє утворення вираженої складки та значну овальність профілю. Це свідчить про те, що гнуття без дорна на такий малий радіус для даного типу труби є технологічно нераціональним.

При збільшенні діаметра нерухомого валу до 100 мм та 150 мм (рис. 3) зона пластичної деформації стає більш рівномірною.

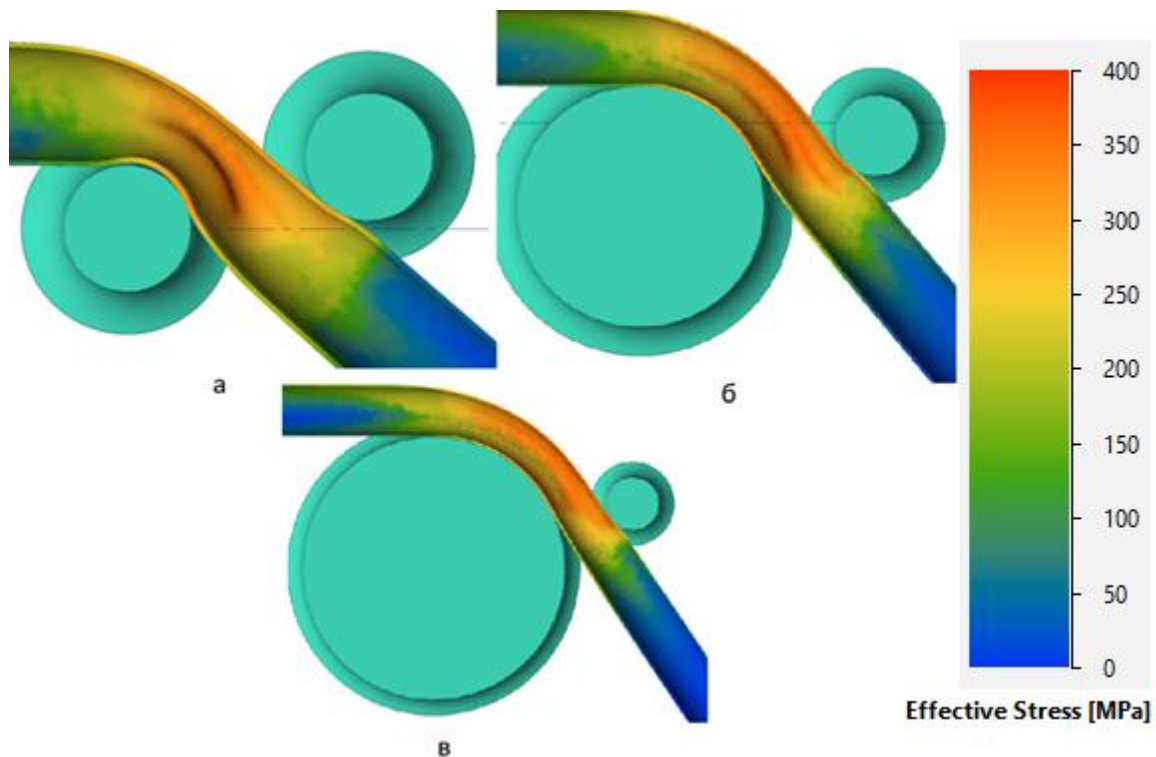


Рис. 3. Інтенсивність напружень при використанні нерухомого валу різного діаметру (а – 50, б – 100, в – 150 мм)

Моделювання наглядно показало залежність між радіусом згину та інтенсивністю утворення дефектів: збільшення діаметра нерухомого валу впливає на зменшення кількості складок. При роботі з валом діаметром 150 мм профіль труби у перерізі показує найкращі показники якості продукції.

На рис. 4 наведено залежність пластичної деформації від діаметру нерухомого валу 50 та 150 мм. На цих діаграмах спостерігається різниця більше ніж в два рази, що свідчить про значну різницю при деформуванні при використанні різного діаметру нерухомого валу.

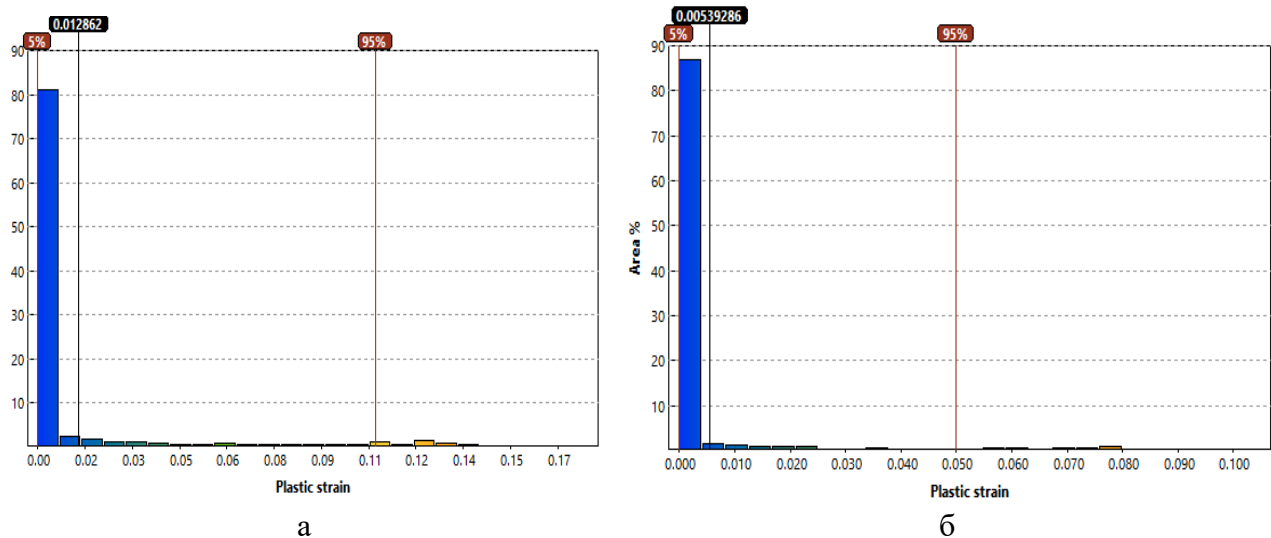


Рис. 4. Залежність показників пластичної деформації від діаметру нерухомого валу (а – 50, б – 150 мм).

ВИСНОВКИ

Виконано дослідження технології гнуття труб із застосуванням програм QForm та Fusion 360. Моделювання показало, що основним фактором, який впливає на якість виробу при бездорновому гнутті, є відношення радіуса згину до діаметра труби. В результаті дослідження встановили, що при зменшенні радіуса згину до 50 мм критично зростає гофрування та овалізація. Для отримання якісних згинів малого радіуса необхідно використовувати спеціальний дорн, який забезпечить зменшення гофрування та овалізацію готової продукції.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ / REFERENCES

1. Tim Tronvoll, Jian Ma, Torgeir Welo. Deformation behavior in tube bending: a comparative study of compression bending and rotary draw bending. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2023. Vol. 124. P. 801–816.
2. Miller G. G. Tube Forming Processes: A Comprehensive Guide. Dearborn, Michigan: Society of Manufacturing Engineers, 2003. P. 30–50.
3. Biba N., Stebunjev S. QForm: simulation of metal forming processes. 2018.
4. Tronvoll S. A., Ma J., Welo T. Deformation behavior in tube bending: a comparative study of compression bending and rotary draw bending. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2023. Vol. 124. P. 801–816. DOI: 10.1007/s00170-022-10638-9.
5. Singh H. Fundamentals of Hydroforming. Dearborn, Michigan: Society of Manufacturing Engineers, 2003. P. 60–87.
6. Guo X. Flexible Metal Forming Technologies: Principles, Process and Equipment. Singapore: Springer, 2022. P. 123–250.
7. Yu T., Xue P. Introduction to Engineering Plasticity: Fundamentals with Applications in Metal Forming, Limit Analysis and Energy Absorption. Singapore: Springer, 2022. P. 60–145.
8. Kakandikar G. M., Agrawal A., Ravi Kumar D. Metal Forming Processes: Developments in Experimental and Numerical Approaches. Singapore: Springer, 2022. P. 170–200.
9. Tube Life: London's Underground in Photographs. Mirrorpix, 2018. P. 10–100.
10. Marciniak Z., Duncan J. L., Hu S. J. Mechanics of Sheet Metal Forming. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2002. P. 100–150.
11. Altan T., Tekkaya A. E. Sheet Metal Forming: Processes and Applications. Materials Park: ASM International, 2012.
12. Jiang Z., Yang H., Li H., Ren N. Theoretical investigation on the springback of thin-walled tube in rotary draw bending. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2011. Vol. 53, No. 10. P. 872–882.
13. Heng L., Yang H., Zhang H., Li G. Deformation behaviors of thin-walled tube in rotary draw bending under push assistant loading. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011. Vol. 211, No. 3. P. 373–384.
14. Mentella A., Strano M. Rotary draw bending of small diameter copper tubes: Predicting the cross-section deformation. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part B: Journal of Engineering Manufacture*. 2012. Vol. 226, No. 2. P. 267–278.
15. Tang N. C. Plastic-deformation analysis in tube bending. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2000. Vol. 77, No. 12. P. 751–759.

Polisan I., Hubsnyi S., Kolisnyk K., Chukhlib V., Khodyriev H. Research on technology and modeling of pipe bending in a pipe bender

The article studies the technology of pipe bending and the influence of different shaft diameters on the formation of corrugations of the internal cross-section of the pipe. In the course of the work, an analysis of different pipe materials and their physical and mechanical properties was carried out, since the choice of material significantly affects bending. The calculation of the technological process of bending was performed for different bending angles and wall thicknesses. The Fusion 360 software package was used to visualize and analyze the process. Modeling has shown that the main factor that affects the bending capacity of the pipe during mandrel bending is the relationship between the bending radius and the diameter of the pipe. As a result of the investigation, it was established that when the bending radius changes to 50 mm, corrugation and ovalization critically increases. To remove clear spots of small radius, it is necessary to use a special mandrel to ensure a change in corrugation and ovalization of the finished product. The modeling was carried out in the specialized QForm program. This allowed obtaining graphical dependences of average stresses and stress intensity. The dependence of bending quality on the geometric parameters of the equipment was established and the need to use mandrel mechanisms for small bending radii was substantiated.

Keywords: pipe, bending, pipe bender, mandrel, modeling, QForm, corrugation, bending radius.

Полісан Ігор Олегович – магістр НТУ «ХПІ»
Polisan Igor – Master, NTU «KhPI»
E-mail: igor.Polisan@mit.khpi.edu.ua.

Губський Сергій Олександрович – канд. техн. наук, доцент НТУ «ХПІ»
Hubskiy Serhii – Candidate of Technical Science, Associate Professor NTU «KhPI»
E-mail: gubskiyso@gmail.com.
ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-7797-9139>

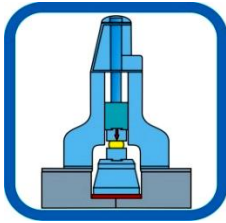
Колісник Костянтин Дмитрович – аспірант НТУ «ХПІ»
Kolisnyk Kostiantyn – Graduate student NTU «KhPI»
E-mail: kolesnik2195@gmail.com.

Чухліб Віталій Леонідович – д-р техн. наук, професор НТУ «ХПІ»
Chukhlib Vitalii – Doctor of Technical Sciences, Full Professor NTU «KhPI»
E-mail: profdnepro@gmail.com.
ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6176-0917>

Ходирєв Геннадій Павлович – старший викладач НТУ «ХПІ»
Khodyriev Hennadii – Senior Lecturer NTU «KhPI»
E-mail: khodirevgennadiy@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-6347-1286>

НТУ «ХПІ» – Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», м. Харків
NTU «KhPI» - National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute», Kharkiv

Стаття надійшла до редакції 12.10.25 р.



РОЗДІЛ IV ОБЛАДНАННЯ ТА УСТАТКУВАННЯ ОБРОБКИ ТИСКОМ

УДК 621.73.043; 621.79.15

DOI: 10.37142/2076-2151/2025-1(54)183

Обдуд В. Д.
Матюхін А. Ю.
Спішкін О. В.

ГВИНТОВИЙ ПРЕС З МУФТОЮ ВКЛЮЧЕННЯ З РОЗДІЛЬНОЮ ВЕДУЧОЮ МАХОВОЮ МАСОЮ

У роботі розглянуто конструктивні особливості та енергетичні аспекти створення гвинтових пресів номінальним зусиллям від 2 МН та енергією удару до 5 МДж для використання в прецизійному штампуванні складних відповідальних деталей з тугоплавких і важко деформованих матеріалів. Зазначені характеристики дозволяють суттєво розширити сферу застосування таких пресів, зокрема для виготовлення крупногабаритних поковок підвищеної точності, компресорних і турбінних лопаток газотурбінних двигунів, шестерень та інших виробів з високими вимогами до точності і якості поверхні, без необхідності застосування штампувальних нахилів у матриці. Проведено аналіз сучасних технічних рішень провідних виробників, таких як Weingarten і Hasenclever, зокрема конструкцій типу RZS, де робочий маховик виконує функцію ротора електродвигуна та жорстко з'єднаний із гвинтом. Виявлено їхні недоліки, пов'язані з високими піковими навантаженнями на електромережу, значними втратами енергії, тепловими перевантаженнями та низьким коефіцієнтом корисної дії в перехідних режимах. Запропоновано нову конструкцію гвинтового преса з альтернативним приводом, що включає накопичувач кінетичної енергії у вигляді ведучої махової маси, яка кінематично з'єднується з робочим маховиком через муфту включення. Розглянуто кінематичну схему приводу та способи зменшення інерційних навантажень за рахунок поділу ведучої махової маси на декілька частин. Надано рекомендації щодо реалізації автономного зворотного ходу повзуна та вдосконалення умов експлуатації преса з метою підвищення його ефективності та надійності.

Ключові слова: гвинтовий прес, накопичення кінетичної енергії, ведуча махова маса, муфта включення, автономний зворотний хід, інерційні навантаження, теплові перевантаження, енергоефективність.

Фірмами Weingarten і Hasenclever розроблено конструкції пресів з одним робочим маховиком, жорстко зв'язаним з гвинтовим шпинделем. Так "Weingarten" для своїх пресів розробив спеціальний привід, у якого робочий маховик одночасно є ротором асинхронного двигуна зі зниженою частотою обертів (преси при номінальних зусиллях до 10 МН) і з одноступеневою зубчастою передачею з двигунами в кількості 2, 4 або 6, розташованими симетрично навколо робочого маховика [1] з частотою обертання 600 об/хв. Це прес типу RZS з діаметром шпинделя 560 мм, 710 мм, 900 мм і 1120 мм, з накопичуваною робочим маховиком енергією 1 МДж, 1,1 МДж, 2,5 МДж і 3 МДж. Привід робочого маховика здійснюється спеціально розробленим електродвигуном потужністю 250 кВт, частотою 600 об/хв та одноступеневою зубчастою передачею від валу двигуна на маховик. Кількість двигунів залежить від потужності преса – можуть застосовуватись 2, 4 або 6 двигунів, розташованих діаметрально протилежно навколо робочого маховика [1].

Недоліком такої конструкції є робота приводу в пусковому режимі на хід вниз і на ході вгору, викликаючи пікове навантаження електромережі, що веде до зниження $\cos \varphi$. На рис. 1 представлено діаграму споживання струму і розгону маховика. Як видно з цієї діаграми струм у піку перевищує 1000 А, а частота обертання не перевищує 500 об/хв.

Як видно з теорії електроприводу, коефіцієнт корисної дії, теоретичний, в перехідних режимах досягає 50 %, а практично він досягає лише половини теоретичного. Це приводить до виділення значної кількості тепла, швидкого нагріванням обмоток до граничної температури.

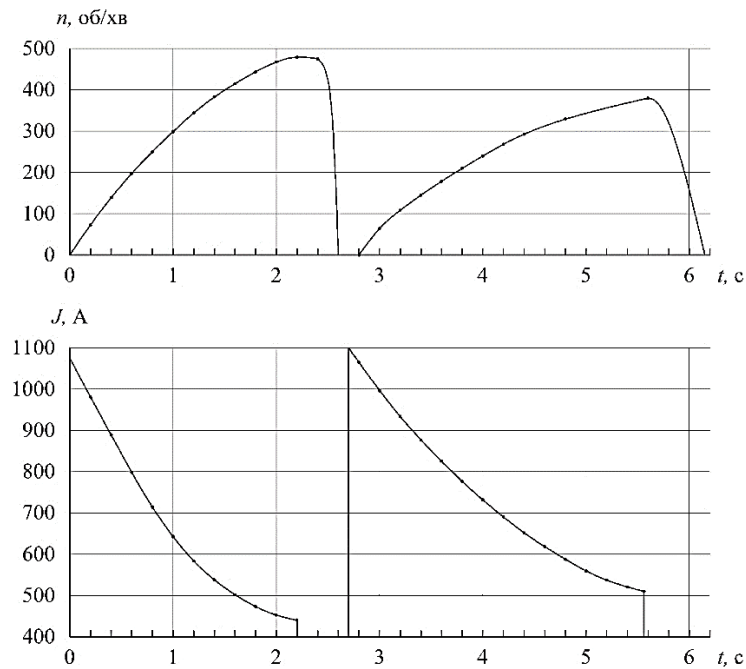


Рис. 1. Діаграма роботи двигуна асинхронного з $N = 250$ кВт, $n_{\text{синхр}} = 600$ об/хв

Видалення цього тепла з обмоток статора становить значну проблему, незважаючи на застосування електровентилятора, що погіршує умови експлуатації преса і його обслуговування.

Для нівелювання цих недоліків пропонується використовувати кінетичну енергію, попередньо накопичену відповідною маховою масою. У цьому випадку механізм реалізується шляхом використання муфти включення, у якій робочий маховик є веденою частиною, а ведучою частиною виступає маховик-накопичувач кінетичної енергії. На рис. 2 представлено діаграму роботи, з якої видно процес включення та розгону робочого маховика до номінальної частоти обертання. До точки 2 відбувається падіння кутової швидкості ведучого маховика і розгін веденого.

В точці 2 відбувається повне змикання ведучого і веденого маховика, подальший рух відбувається як рух однієї маси до точки 3. В точці 3 муфта розмикається і рух ведених мас (робочий маховик) відбувається по інерції.

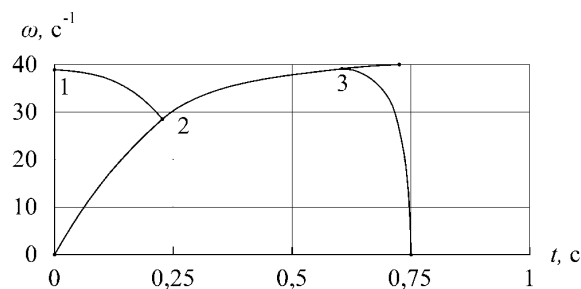


Рис. 2. Зміни кутової швидкості ведучих і ведених мас при включенні муфти (якісна картина)

На рис. 3 представлена кінематична схема преса. В станині 1 преса встановлено повзун 2 кінематично зв'язаний з гвинтовим шпинделем 3, на кінці якого змонтовано робочий маховик (ведений маховик муфти включення) 4, — над яким встановлена ведуча частина муфти (накопичувач кінетичної енергії) 5. Діаметрально встановлені частини ведучої маси 6 і 7, встановлені, наприклад, на валах приводних двигунів 8 і 9. Зворотній рух повзуна здійснюється приводом зворотного ходу 10.

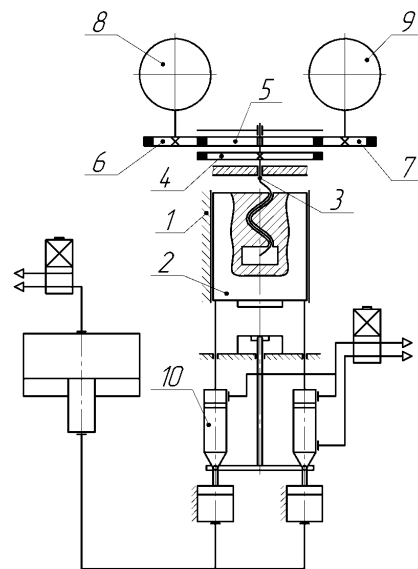


Рис. 3. Кінематична схема гвинтового преса (1 – станина; 2 – повзун; 3 – гвинтовий шпindelь; 4 – ведений робочий маховик; 5 – ведучий маховик; 6, 7 – бокові ведучі маси; 8, 9 – електродвигуни; 10 – привід зворотного ходу повзуна)

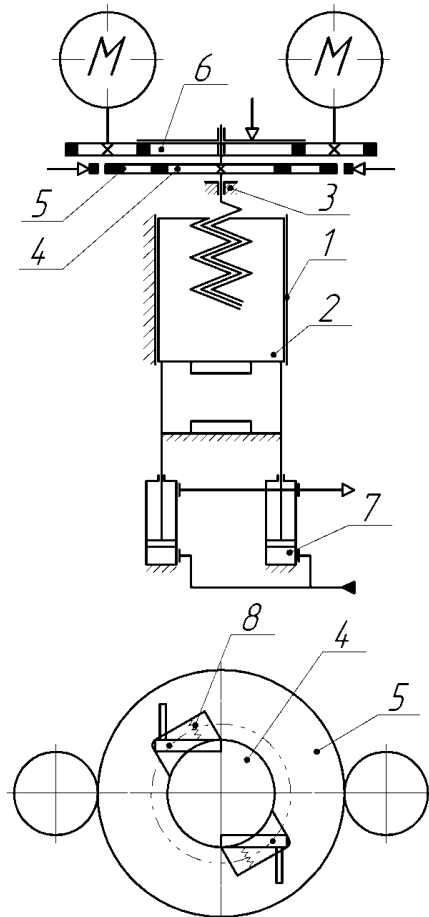


Рис. 4. Кінематична схема гвинтового преса (1 – станина; 2 – повзун; 3 – гвинтовий шпindelь; 4 – внутрішній маховик; 5 – зовнішній маховик; 6 – ведуча частина (маховик); 7 – зворотній привід; 8 – пружини)

Як відомо [2-3] момент інерції махових мас ведучих визначається відношенням $\frac{J_{\text{ведучий}}}{J_{\text{ведений}}}$ і його практичне значення лежить в межах $2.5 \div 10$, що дає можливість легко обчислити момент інерції ведучих махових мас (накопичувач кінетичної енергії). З метою зменшення маси ведучої частини її можна розділити на декілька частин, а саме — одна частина буде безпосередньо ведучою частиною муфти включення іншої частини виконані окремими дисками з зубчатим вінцем, за допомогою якого вони кінематично зв'язані з ведучою частиною муфти, яка також має нарізані зубці [4-5]. Ці маси можуть бути безпосередньо насаджені на вали приводних двигунів з синхронною частотою обертання, наприклад 1500 об/хв або 3000 об/хв.

Це дає змогу зменшити момент інерції цих частин в i^2 раз, тобто, наприклад, при частоті обертання муфти включення 300 об/хв, $i = 5$, при $n_{\text{дв}} = 1500$ об/хв, $i^2 = 25$. Тобто елементи ведучої махової маси можуть мати у 25 разів меншу вагу за умови збереження тієї ж кінетичної енергії. В якості приводних двигунів використовуються серійні асинхронні двигуни, обслуговування яких не представляється проблемним [6-7].

Приводом зворотного ходу може бути пневматичний, гідравлічний, або пневмогідравлічний привід [8] з метою зменшення рівня кінетичної енергії, накопичуваної в робочому маховику при зворотному ході, яку треба гасити, пропонується робочий маховик розділити на дві частини [9].

Внутрішня частина жорстко насаджена на гвинтовий шпindel (рис. 4), а зовнішня з можливістю вільно обертатись. Кінематичний зв'язок обох частин при ході вниз забезпечується поворотними шпонками, а при зворотному ході зовнішня частина гальмується, одночасно шпонки повертають частини робочого маховика втрачають кінематичний контакт і при підйомі повзуна обертається тільки гвинтовий шпindel і внутрішня частина робочого маховика.

Кількість виділених частин ведучої махової маси може бути дві, чотири, або шість, що дозволяє зменшити момент інерції, а отже і вагу верхньої частини преса, що в свою чергу вплине на стійкість преса в просторі

ВИСНОВКИ

Проведено аналіз роботи гвинтового преса з електричним приводом та виявлено недолік, що обумовлений перехідним режимом роботи приводу, який є небажаним для оптимальної роботи пристрою.

Запропоновано гвинтовий прес, у якого привод зворотного ходу автономний, а робочий хід здійснюється за рахунок виконання приводу з муфтою включення, в якій робочий маховик є веденою частиною, а ведучою є накопичувач кінетичної енергії, необхідної для розгону веденого (робочого) маховика.

Ведуча частина може бути розділена на декілька: одна насаджена на консоль гвинтового шпинделя і має таку ж саму частоту обертання, як і робочий маховик, інші розташовані діаметрально протилежно і мають зубчаті вінці, якими вони кінематично з'єднані з першою. Кількість таких частин парна, і може бути 2, 4, або 6. Привод здійснюється від двигунів з високою синхронною частотою обертання, причому вони можуть бути безпосередньо насажені на вал двигунів.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. SMS Hasenclever Maschinenfabrik GmbH. Screw Press. U.S. Patent No. 4,563,889. 1986. Available at: <https://patents.justia.com/patent/4563889>
2. Song H., Durand C., Baudouin C., Bigot R. Dynamic Modelling and Efficiency Prediction for Forging Operations Under a Screw Press. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2024. 134, pp. 645–656. DOI: 10.1007/s00170-024-14145-y.
3. Dziubinska A. Connectors from ZK60 Magnesium Alloy Preforms. *Materials*. 2023. 16(9), art. 3467.
4. Schuler Group. Screw Presses with Direct Drive. Schuler Group. [Accessed: 17.03.2025]. Available at: https://www.schulergroup.com/major/download_center/broschueren_forging/download_forging/forging_broschuere_spindelpressen_direktantrieb_e.pdf
5. Fait D., Karban P., Hofrichterová P. Evolutionary Algorithm-Driven Screw Press Design. *Tandfonline*. 2025. DOI: 10.1080/19397038.2025.2454364.
6. Gontarz A., Drozdowski K., Dziubinska A., Winiarski G. A Study of a New Screw Press Forging Process for Producing Aircraft Drop Forgings Made of Magnesium Alloy AZ61A. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*. 2018. 90(3), pp. 559–565. DOI: 10.1108/AEAT-11-2016-0238.
7. Bambach M., Sydow B., Hirtler M., Sviridov A. A Simulation Study on the Closed-Loop Control of Screw Press Forgings Using the Impact Energy as Control Input. 2018. 18(3), pp. 98–106.
8. Gontarz A., Drozdowski K., Dziubinska A., Winiarski G., Surdacki P. Forging of Mg-Al-Zn Magnesium Alloys on Screw Press and Forging Hammer. *Materials*. 2020. 14(1), art. 32. DOI: 10.3390/ma14010032.
9. Гвинтовий прес: пат. 127676 Україна. МПК В30В 1/18 (2006.01) / Обдун В.Д., Матюхін А.Ю., Широкобоков В.В., Матюхіна Т.Г. — заявл. 28.06.2022, опубл. 11.11.2022, бюл. № 47.

REFERENCES

1. SMS Hasenclever Maschinenfabrik GmbH. Screw Press. U.S. Patent No. 4,563,889. 1986. Available at: <https://patents.justia.com/patent/4563889>
2. Song H., Durand C., Baudouin C., Bigot R. Dynamic Modelling and Efficiency Prediction for Forging Operations Under a Screw Press. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2024. Vol. 134, pp. 645–656. DOI: 10.1007/s00170-024-14145-y.
3. Dziubinska A. Connectors from ZK60 Magnesium Alloy Preforms. *Materials*. 2023. Vol. 16, No. 9, Art. 3467.
4. Schuler Group. Screw Presses with Direct Drive. Schuler Group. [Accessed: March 17, 2025]. Available at:

https://www.schulergroup.com/major/download_center/broschueren_forging/download_forging/forging_broschuere_spindelpressen_direktantrieb_e.pdf

5. Fait D., Karban P., Hofrichterová P. Evolutionary Algorithm-Driven Screw Press Design. Tandfonline. 2025. DOI: 10.1080/19397038.2025.2454364.
6. Gontarz A., Drozdowski K., Dziubinska A., Winiarski G. A Study of a New Screw Press Forging Process for Producing Aircraft Drop Forgings Made of Magnesium Alloy AZ61A. Aircraft Engineering and Aerospace Technology. 2018. Vol. 90, No. 3, pp. 559–565. DOI: 10.1108/AEAT-11-2016-0238.
7. Bambach M., Sydow B., Hirtler M., Sviridov A. A Simulation Study on the Closed-Loop Control of Screw Press Forgings Using the Impact Energy as Control Input. 2018. Vol. 18, No. 3, pp. 98–106.
8. Gontarz A., Drozdowski K., Dziubinska A., Winiarski G., Surdacki P. Forging of Mg-Al-Zn Magnesium Alloys on Screw Press and Forging Hammer. Materials. 2020. Vol. 14, No. 1, Art. 32. DOI: 10.3390/ma14010032.
9. Screw press: Patent of Ukraine No. 127676. IPC B30B 1/18 (2006.01) / Obdun V., Matiukhin A., Shyrokobokov V., Matiukhina T. — appl. 28.06.2022, publ. 11.11.2022, Bulletin No. 47.

Obdul V., Matiukhin A., Yepishkin O. Screw Press with Clutch Engagement and a Separate Driving Flywheel Mass.

The paper examines the design features and energy aspects of screw presses with a nominal force of 2 MN and above, and with an impact energy of up to 5 MJ, intended for precision stamping of complex critical parts made from refractory and hard-to-deform materials. These characteristics allow for a significant expansion in the range of applications of such presses, particularly for manufacturing large-scale drop forgings with enhanced precision, compressor and turbine blades for gas turbine engines, gears, and other products with high requirements for dimensional accuracy and surface quality, without the need for stamping inclinations in the die. An analysis is conducted of modern technical solutions from leading manufacturers, such as Weingarten and Hasenclever, particularly of the RZS type designs, where the working flywheel serves as the rotor of an electric motor and is rigidly connected to the screw. Their shortcomings have been identified, including high peak loads on the electrical network, significant energy losses, thermal overloads, and low efficiency in transient operating regimes. A new screw press design with an alternative drive is proposed, which incorporates an accumulator of kinetic energy in the form of a driving flywheel mass that is kinematically coupled with the working flywheel via a clutch. The kinematic scheme of the drive and methods for reducing inertial loads by dividing the driving flywheel mass into several parts are discussed. Recommendations for implementing an autonomous reverse movement of the slider and for improving the operating conditions of the press to enhance its efficiency and reliability are provided.

Keywords: screw press, kinetic energy accumulation, driving flywheel mass, clutch engagement, autonomous reverse motion, inertial loads, thermal overloads, energy efficiency.

Обдул Василь Дмитрович – канд. техн. наук, доцент НУ «Запорізька політехніка»

Obdul Vasyi – Candidate of Technical Science, Associate Professor National University Zaporizhzhia Polytechnic

E-mail: 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

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2261-0577>

Єпішкін Олександр Вячеславович – аспірант НУ «Запорізька політехніка»

Yepishkin Oleksandr – Graduate student of National University Zaporizhzhia Polytechnic

E-mail: 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 12.07.25 р.

Карнаух С. Г.
Чоста Н. В.

РОЗРОБКА ПАРАМЕТРИЧНОГО РОЗМІРНОГО РЯДУ КЛИНОШАРНІРНИХ ПРЕСІВ З УВІГНУТИМ КЛИНОМ ДЛЯ РЕАЛІЗАЦІЇ БЕЗВІДХОДНИХ СПОСОБІВ РОЗДІЛЕННЯ СОРТОВОГО ПРОКАТУ

Метою даної роботи є розробка параметричного розмірного ряду пресів для реалізації безвідходних способів розділення сортового прокату з використанням клиношарнірного механізму. На підставі розробленої класифікації клиношарнірних механізмів і проведених досліджень обґрунтована доцільність застосування в пресах для реалізації процесів безвідходного розділення клиношарнірного механізму з увігнутим клином, у якого графік зміни сили деформування найбільш наближений до технологічного типового графіка зміни сили при розділенні. Клиношарнірний механізм із увігнутим клином має меншу висоту деталей у порівнянні із кривошипними механізмами, що забезпечує меншу пружну деформацію й динаміку преса. Теоретичні дослідження клиношарнірного механізму з увігнутим клином проводили з використанням графоаналітичних і аналітичних методів теорії механізмів і машин. Розроблено математичні моделі клиношарнірного механізму з увігнутим клином, представленого у вигляді двоповзунного важільного механізму, які дозволяють виконати його структурний, кінематичний і динамічний дослідження. На основі аналізу запропонованих математичних моделей розроблена методика розрахунків геометричних, кінематичних і силових параметрів клиношарнірного механізму з увігнутим клином для процесів розділення сортового прокату. Запропоновано використати нову систему переважних чисел (розширення R6) для розробки параметричного розмірного ряду пресів з клиношарнірним приводом з увігнутим клином для реалізації безвідходних способів розділення сортового прокату. Порівняльний аналіз розрахункових параметрів ряду пресів запропонованої конструкції, отриманих із застосуванням даної методики, та паспортних даних типових сортових ножиць показав, що коефіцієнт використання пресів нової конструкції за зусиллям збільшується від (0,3...0,4) до (0,7...0,8).

Ключові слова: жорсткість, енергія, класифікація, кінематичні і силові параметри, система переважних чисел, золотий переріз, геометрична прогресія.

На сучасному етапі розвитку машинобудування усе зростаючі вимоги пред'являються до підвищення ефективності ковальсько-пресового обладнання та зменшення собівартості кінцевого продукту [1].

До типового та спеціалізованого обладнання, на якому реалізуються безвідходні способи розділення сортового прокату на мірні заготовки, пред'являються такі вимоги: висока продуктивність, доступна собівартість і технологічність виготовлення, простота обслуговування та висока жорсткість.

Значною проблемою обладнання для реалізації безвідходних способів розділення прокату є те, що його робота супроводжується різким скиданням технологічного навантаження в момент розділення заготовки, що призводить до руйнування пресів. Руйнується станина, елементи приводу та скріплення, руйнується і просаджується фундамент. Внаслідок цього обладнання вибирається за значно завищеним номінальним зусиллям, а тому має низькі значення коефіцієнту використання пресу за зусиллям k_y . Наприклад, для пресу зусиллям 4 МН $k_y = 0,3 \dots 0,4$ [2]. Вирішення цієї проблеми може відбуватися за двома напрямками: підвищення жорсткості преса або використання залишкової енергії розвантаження преса для здійснення корисної роботи – нанесення концентратора напружень з подальшим розділенням заготовки у площині цього концентратора напружень [3].

Мета даної роботи – розробка параметричного розмірного ряду пресів підвищеної жорсткості для реалізації безвідходних способів розділення сортового прокату з використанням клиношарнірного механізму.

Одним із напрямків підвищення жорсткості преса є застосування компактних виконавчих механізмів. Аналіз їх конструкцій виявив найбільш перспективні механізми для реалізації безвідходних способів розділення прокату. Це клиношарнірний, кривошипно-круговий, кривошипно-кулісний механізми та їх комбінації, застосування яких дозволяє збільшити жорсткість преса, коефіцієнти корисної дії і використання пресу за зусиллям.

Клиношарнірний механізм в якості головного компактного виконавчого механізму забезпечує, крім того, збільшення поверхні контакту, яка сприймає технологічну силу; невелику висоту ланок за напрямком дії робочої сили; високу жорсткість; змінність співвідношення між приводною і технологічною силою; технологічність виготовлення [4].

Аналіз можливих конструкцій клиношарнірного механізму проведено на підставі розробленої класифікації (рис. 2). За типом привода вхідної ланки (1.1) може бути використаний механічний привод: кривошипно-шатунний (2.1), гвинтовий (2.2); гідравлічний привод: гідроциліндр (2.3); гідропружний циліндр (2.4) або комбінований. За видом вхідної ланки (1.3) найбільш перспективними є клиношарнірні механізми з вхідною ланкою – клином (2.8), який за характером руху (1.2) рухається поступально (2.5). Але конструктивно можливо реалізувати схеми з вхідною ланкою: повзуном (2.10) або шарніром (2.9), які здійснюють відповідно поступальний (2.5) або складний плоский (2.7) рух. За формою робочої поверхні клина і шарніра (1.4), а також повзуна і шарніра (1.5) поверхні можуть бути прямолінійними (2.11), циліндричними (2.12), сферичними (2.13) або комбінованими (2.14). Найбільш технологічним є застосування прямолінійних (2.11) і циліндричних (2.12) робочих поверхонь. Конструкція клиношарнірного механізму може бути обладнана допоміжним клином (2.16) постійного кута нахилу, який дозволяє забезпечити хід наближення, вибирання зазорів і пружної деформації машини й інструмента на своєму переміщенні, що призводить до зниження витрат енергії й динамічних навантажень.

Оскільки в клиношарнірних механізмах опорні поверхні ланок не мають жорсткого зв'язку між собою, тому для них важливе значення має спосіб замикання рухомих частин (1.7). Він може бути механічним, гідравлічним, пневматичним, комбінованим. Механічний спосіб може бути реалізований за рахунок пружин, захватів, важелів.

Клин може мати опуклу (3.3) або увігнуту (3.4) поверхні. При цьому клиношарнірні механізми з опуклим клином не можуть забезпечити силовий режим навантаження, характерний для процесів розділення прокату, який вимагає забезпечення максимальної технологічної сили на початку робочого ходу. Для цього запропоновано [5] клиношарнірний механізм із увігнутим клином. У клиношарнірному механізмі із увігнутим клином рух починається з положення увігнутого клина при куті повороту шарніра 0° , коли сила на повзуні максимальна, а отже графік сили деформування найбільш наближений до технологічного типового графіка зміни сили при розділенні (рис. 3).

Клиношарнірний механізм преса (рис. 4) складається з увігнутого клина 1, шарніра 2 і повзуна 3. Клин 1 має дві робочі поверхні, одна з яких виконана плоскою й опирається на упорну деталь – верхню поперечку преса. Друга робоча поверхня клина виконана увігнутою циліндричної радіусом R і сполучається з опуклою циліндричною поверхнею шарніра 2. Шарнір 2 має другу робочу поверхню, яка виконана опуклою циліндричною радіусом r і сполучається з увігнутою циліндричною поверхнею повзуна 3 [6].

Клиношарнірний механізм працює в такий спосіб. Під дією сили привода F_2 , увігнутий клин 1 переміщується горизонтально на величину ходу h_2 , діє на шарнір 2, який, повертаючись навколо своєї осі, переміщує повзун 3. Повзун 3 робить вертикальний робочий хід h_6 і діє на заготовку силою F_6 , яка дорівнює за величиною силі корисного опору заготовки, і, доходячи до крайньої нижньої точки, повертається у вихідне положення [6].

Теоретичні дослідження клиношарнірного механізму з увігнутим клином доцільно проводити аналітичними, графоаналітичними методами, які використовуються в теорії механізмів і машин (ТММ), а також при розрахунках параметрів ковальсько-пресового обладнання, методами математичного моделювання із застосуванням ПЕОМ [6]. Характер руху ланок клиношарнірного механізму аналогічний характеру руху ланок двохповзунного важільного механізму, а, отже, структурні схеми цих механізмів ідентичні (рис. 5) [6].

Визначимо основні співвідношення між геометричними параметрами клиношарнірного механізму. Для цього розглянемо механізм у довільному положенні (див. рис. 5). Початок координат помістимо у вихідне положення точки B (коли точки A і B розташовані на одній вертикалі). Нехай клин 1 переміститься на величину ходу x_A ($x_A = h_2$).

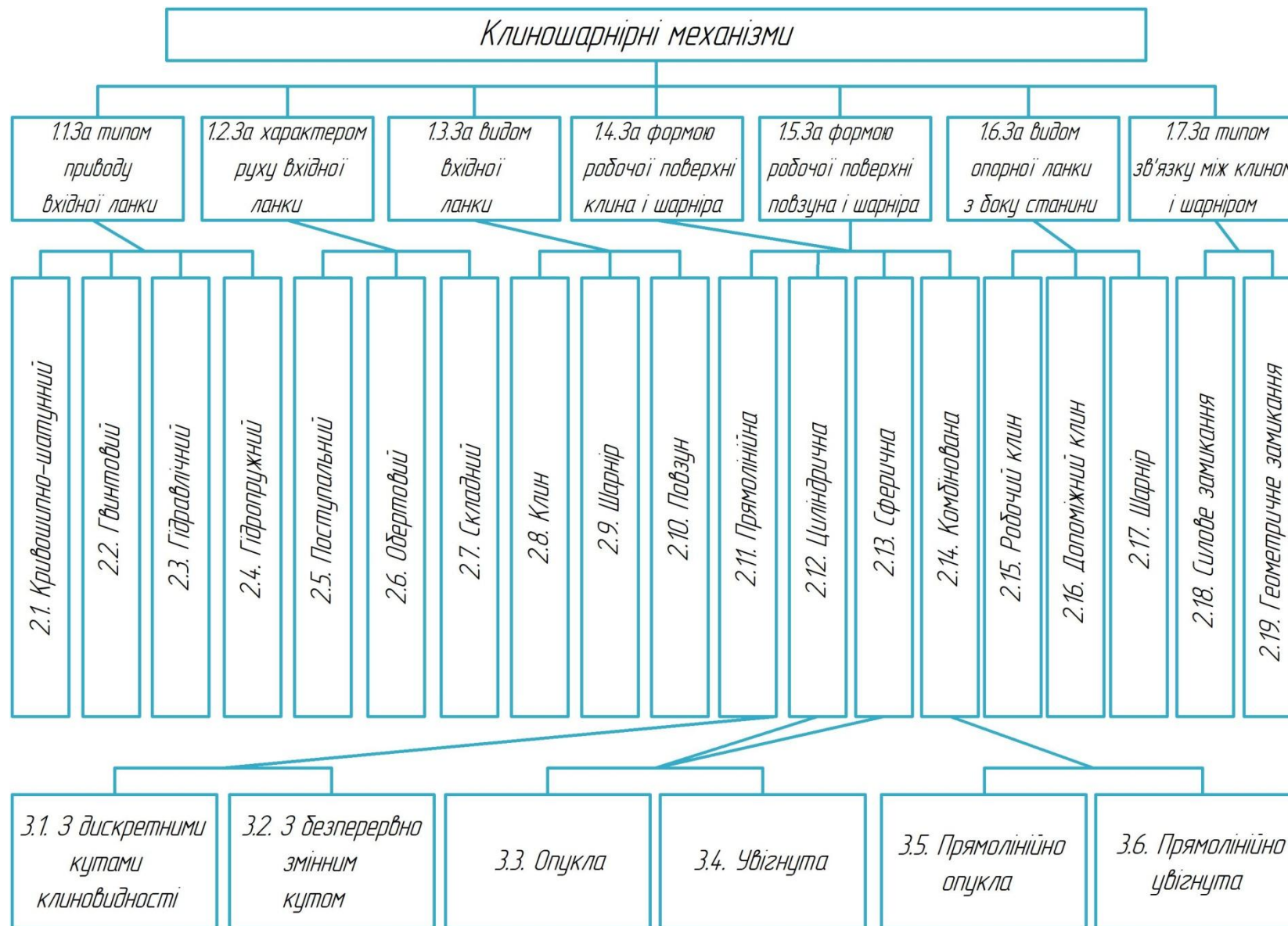


Рис. 2. Класифікація клиношарнірних механізмів

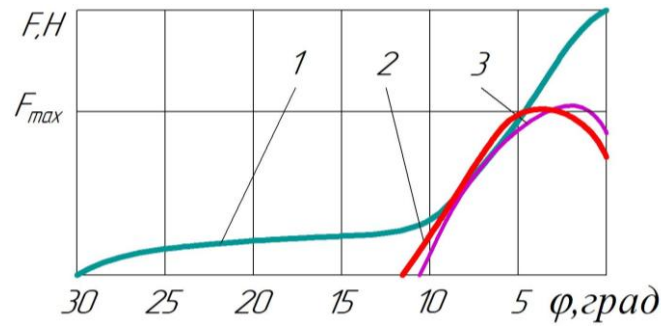


Рис. 3. Типові графіки зусиль ковальсько-пресових машин: 1 – з кривошипно-повзунним механізмом та з клиношарнірним механізмом з опуклим клином; 2 – з клиношарнірним механізмом з увігнутим клином; 3 – типовий графік сил при відрізці зсувом

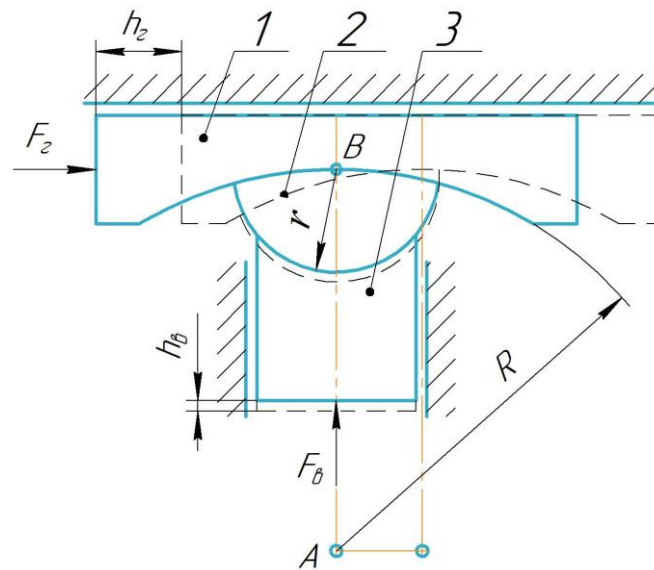


Рис. 4. Схема клиношарнірного механізму з увігнутим клином [6]

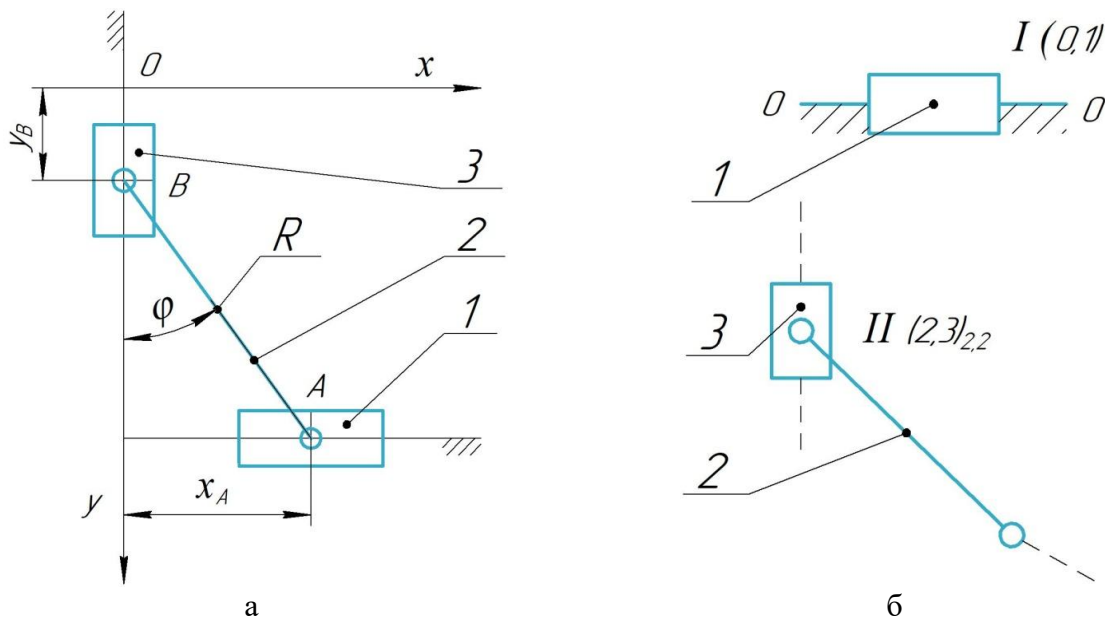


Рис. 5. Структурна схема (а) і структурні групи (б) клиношарнірного механізму преса з увігнутим клином [6]

При цьому ланка AB відхиляється від вертикалі на кут φ , який представляє собою змінний кут шарніра 2. Тоді переміщення повзуна 3:

$$y_B = R - R \cdot \cos\varphi = R(1 - \cos\varphi); y_B = h_6. \quad (1)$$

Можна також одержати співвідношення, що встановлює зв'язок між h_2 і h_6 :

$$h_6 = R - \sqrt{R^2 - h_2^2}. \quad (2)$$

Залежність між ходом клина h_2 і кутом φ має вигляд:

$$\varphi = \arcsin(h_2/R). \quad (3)$$

Досліджували кінематичні характеристики механізму, для чого визначали залежність між швидкостями й прискореннями вхідної (клина 1) і вихідної (повзуна 3) ланок. Швидкість повзуна 3 дорівнює:

$$V_B = dy_B/dt = R \cdot \sin\varphi \cdot (d\varphi/dt) = R \cdot \sin\varphi \cdot \omega_2. \quad (4)$$

Кутова швидкість шарніра 2:

$$\omega_2 = d\varphi/dt = V_A/(R \cdot \cos\varphi). \quad (5)$$

Підставляючи це значення у формулу швидкості повзуна, одержуємо:

$$V_B = R \cdot \sin\varphi \cdot V_A/(R \cdot \cos\varphi) = V_A \cdot \operatorname{tg}\varphi. \quad (6)$$

Звідки прискорення повзуна дорівнює:

$$a_B = dV_B/dt = a_A \cdot \operatorname{tg}\varphi + V_A/\cos^2\varphi \cdot d\varphi/dt = a_A \cdot \operatorname{tg}\varphi + V_A^2/(\cos^3\varphi \cdot R). \quad (7)$$

Аналогічні кінематичні залежності були одержані з використанням графоаналітичного методу. Для чого було побудовано плани швидкостей і прискорень механізму у розглянутому положенні (рис. 6).

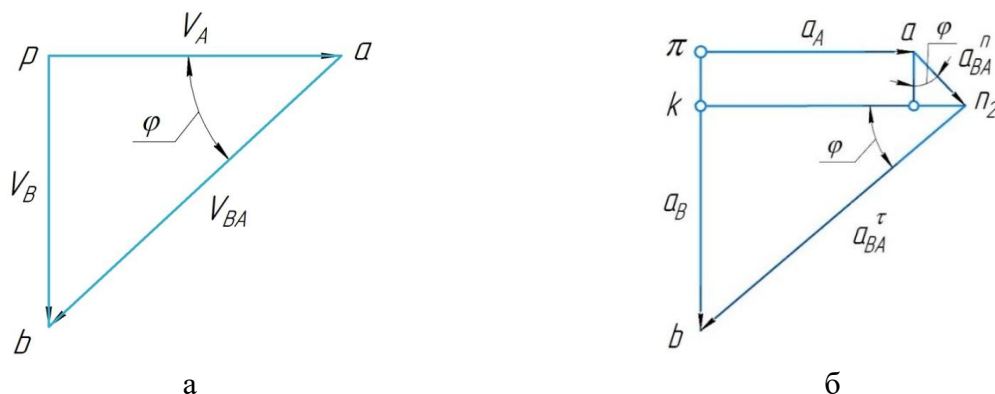


Рис. 6. Кінематичний аналіз клиношарнірного механізму з увігнутиим клином графоаналітичним методом: а – план швидкостей; б – план прискорень [6]

Силовий аналіз клиношарнірного механізму проводили за допомогою побудови кіл тертя аналогічно методиці при визначенні кінестатичних характеристик для кривошипних пресів, прийнявши при цьому наступні допущення: сила урівноважувача забезпечує відсутність розкриття стиків у шарнірах і контакті клина з верхньою плитою; вагою й силами інерції ланок механізму зневажаємо, тому що вони порівняно малі і їх урахування незначно впливає

на кінцевий результат; коефіцієнти тертя в шарнірах рівні між собою, як і коефіцієнти тертя в напрямних клина і повзуна.

Схема сил, що діють у реальному клиношарнірному механізмі, представлена на рис. 7, а. Тертя в поступальних кінематичних парах ураховується таким чином, що сила нормального тиску відхиляється від нормалі до поверхні на кут тертя ρ . Розглянемо результуючу силу по шарніру $F_{AB} = F_{23}$. Сила F_{AB} спрямована по дотичній до кіл тертя, розташованих у центрах циліндричних поверхонь клина й шарніра. Загальний кут нахилу сили F_{AB} до вертикалі становить $(\varphi + \psi)$. Кут ψ враховує втрати на тертя між парами, що сполучаються, «клин – шарнір» і «шарнір – повзун». Вираз для визначення величини цього кута знайдене із прямокутного трикутника ABC :

$$\sin\psi = f \cdot (R + r)/R. \tag{8}$$

Розглянемо рівновагу повзуна 3. На нього діють сили F_{03} і F_{23} з боку відкинутих ланок і сила корисного опору F_6 . Рівняння рівноваги ланки 3 має вигляд:

$$F_6 + F_{03} + F_{23} = 0, \tag{9}$$

де $F_{23} = F_{AB}$.

Побудувавши замкнений силовий трикутник для цих сил (рис. 7, б), запишемо, згідно з теоремою синусів, співвідношення між ними:

$$F_6/\sin(90^\circ - \varphi - \rho - \psi) = F_{23}/\sin(90^\circ + \rho). \tag{10}$$

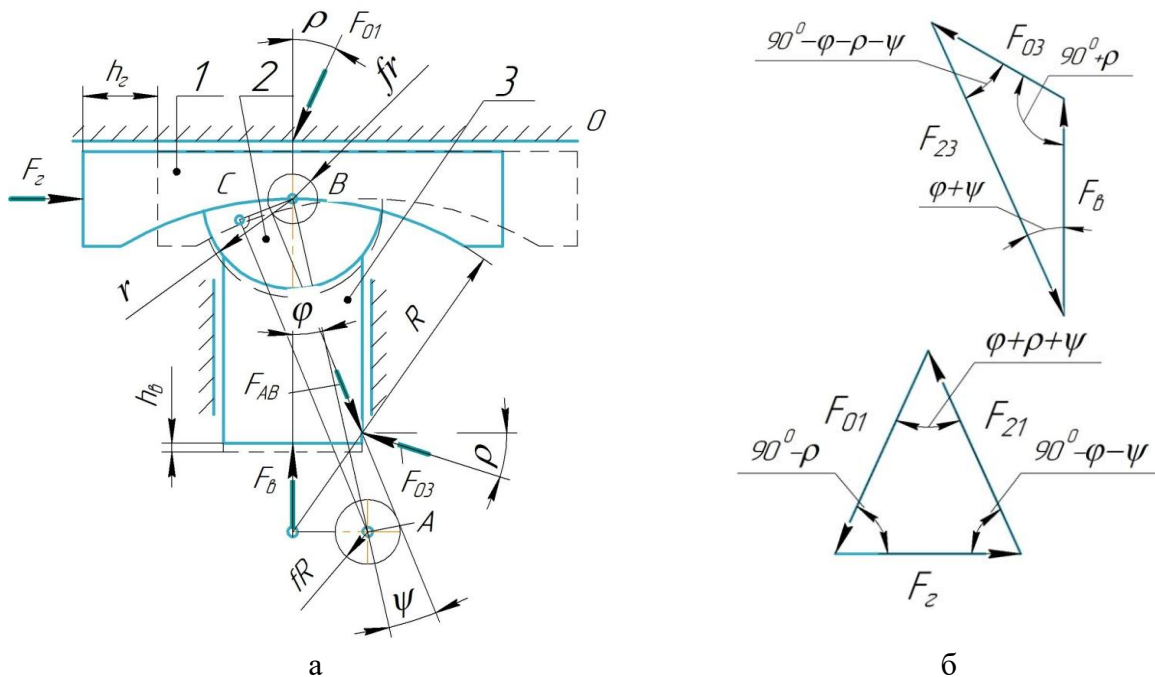


Рис. 7. Силовий аналіз клиношарнірного механізму з увігнутим клином: а – розрахункова схема; б – плани сил [6]

Розглянемо рівновагу ланки 2, враховуючи, що $F_{32} = -F_{23}$:

$$F_{32} + F_{12} = 0, \text{ звідки } F_{12} = -F_{32}. \tag{11}$$

Рівняння рівноваги ланки 1 з урахуванням того, що $F_{21} = -F_{12}$, має вигляд:

$$F_{21} + F_{01} + F_2 = 0. \quad (12)$$

Це рівняння також вирішується побудовою плану сил (див. рис. 7, б). Використовуючи теорему синусів, отримаємо:

$$F_2/\sin(\varphi + \rho + \psi) = F_{21}/\sin(90^\circ - \rho). \quad (13)$$

З розглянутих рівнянь рівноваги ланок клиношарнірного механізму можна зробити висновок, що сили $F_{23}, F_{32}, F_{12}, F_{21}$ однакові по модулю. Отже, для того, щоб знайти співвідношення між рушійною силою F_2 і силою корисного опору F_6 , необхідно виразити з рівнянь (10), (13) сили F_{23} й F_{21} , і отримані вирази порівняти. В результаті одержимо:

$$F_2 \cdot \sin(90^\circ - \rho)/\sin(\varphi + \rho + \psi) = F_6 \cdot \sin(90^\circ + \rho)/\sin(90^\circ - \varphi - \rho - \psi). \quad (14)$$

Використовуючи тригонометричні залежності отримаємо:

$$F_2 \cdot \cos\rho/\sin(\varphi + \rho + \psi) = F_6 \cdot \cos\rho/\sin(\varphi + \rho + \psi). \quad (15)$$

Отже, шукане співвідношення дорівнює:

$$F_6 = F_2/\operatorname{tg}(\varphi + \rho + \psi) = F_2/\operatorname{tg}(\varphi + \operatorname{arctg}f + \operatorname{arcsin}(f \cdot (R + r)/R)). \quad (16)$$

На підставі аналізу математичних моделей розроблена методика розрахунків геометричних, кінематичних і силових параметрів таких механізмів при реалізації безвідходних способів розділення прокату. Для наочності графіки залежностей геометричних і силових характеристик сполучені, що дозволяє вибирати раціональні параметри цього механізму (рис. 8).

З використанням запропонованої методики розрахунків розроблені програмні засоби щодо проектування пресів із використанням таких клиношарнірних механізмів. На рис. 9 представлена запропонована типова конструктивна схема спеціалізованого преса із клиношарнірним механізмом з увігнутих клином для реалізації операцій розділення прокату зсувом.

Прес складається із станини 1, клиношарнірного механізму з увігнутих клином, що включає в себе увігнутий клин 2 з приводом від гідроциліндра 3, взаємодіючого з шарніром 4, який встановлений з можливістю повороту і, у свою чергу, контактує з відповідною поверхнею повзуна 5, на якому закріплений інструмент 6 для відрізки сортового прокату 7. Прес додатково оснащений клином 8 з постійним кутом нахилу 7° з приводом від гідроциліндра 9. Гідроциліндр 10 здійснює силове замикання системи «станина – клин – шарнір – повзун» і служить для повернення повзуна 5 у вихідне положення.

Розділення сортового прокату відрізкою зсувом відбувається в такий спосіб. Під дією сили приводу від гідроциліндра 9 клин 8 переміщується горизонтально, здійснюючи хід наближення, вибірку зазорів, пружну деформацію системи «прес-інструмент-заготовка». Далі під дією сили приводу від гідроциліндра 3, увігнутий клин 2 переміщується горизонтально, діє на шарнір 4, який повертається відносно своєї осі і здійснює відрізок зсувом заготовки за рахунок вертикального переміщення повзуна 5 з інструментом 6. Пропонований прес з клиношарнірним механізмом з увігнутих клином має велику закриту висоту штампового простору для розширення його технологічних можливостей – реалізації досконаліших схем відрізки з використанням штампового оснащення.

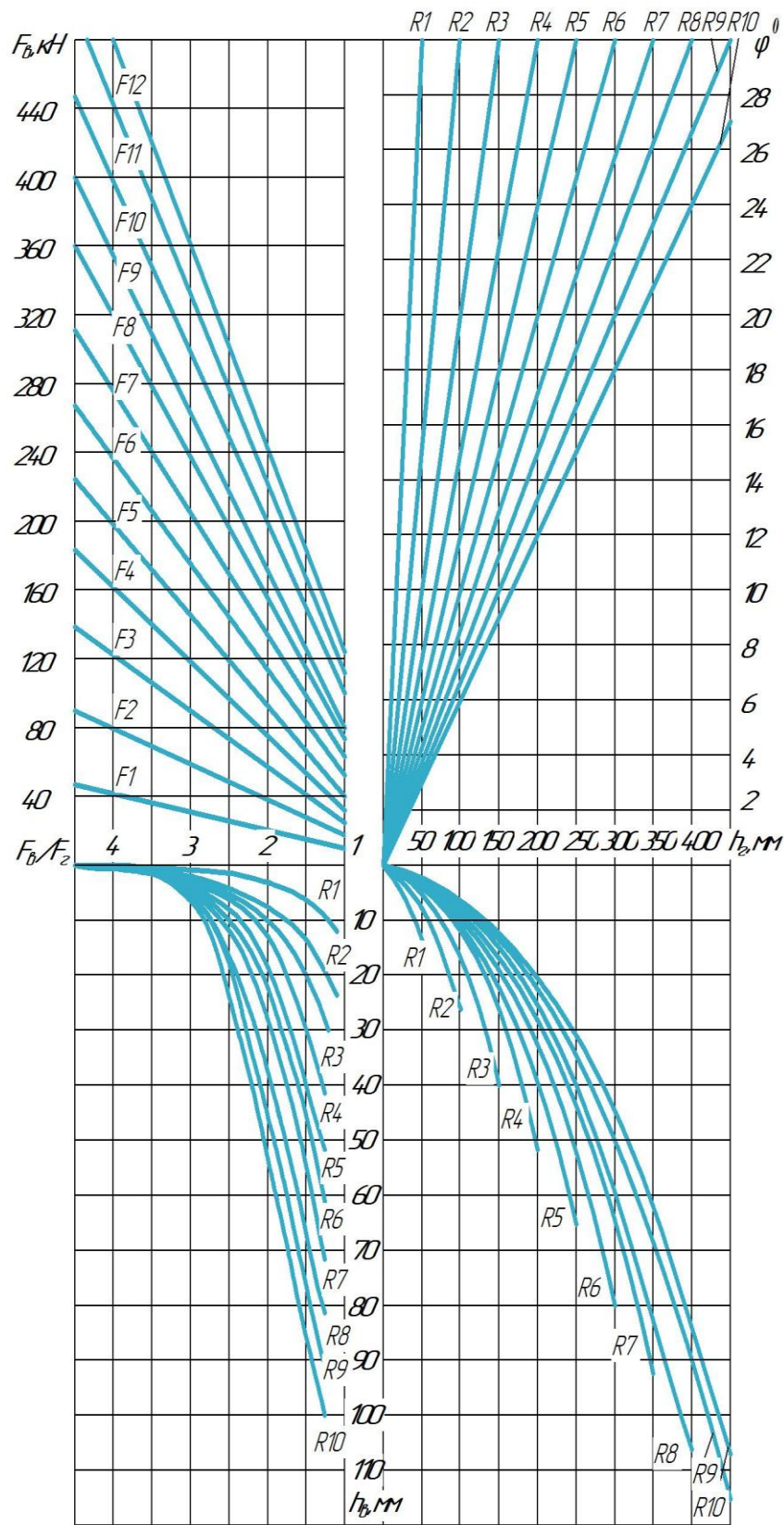


Рис. 8. Графіки для визначення геометричних і силових параметрів клиношарнірного механізму з увігнутим клином: $R_1 \dots R_{10} = 100 \text{ мм} \dots 1000 \text{ мм}$ з кроком 100 мм ; $F_1 \dots F_{12} = 10 \text{ кН} \dots 120 \text{ кН}$ з кроком 10 кН [6]

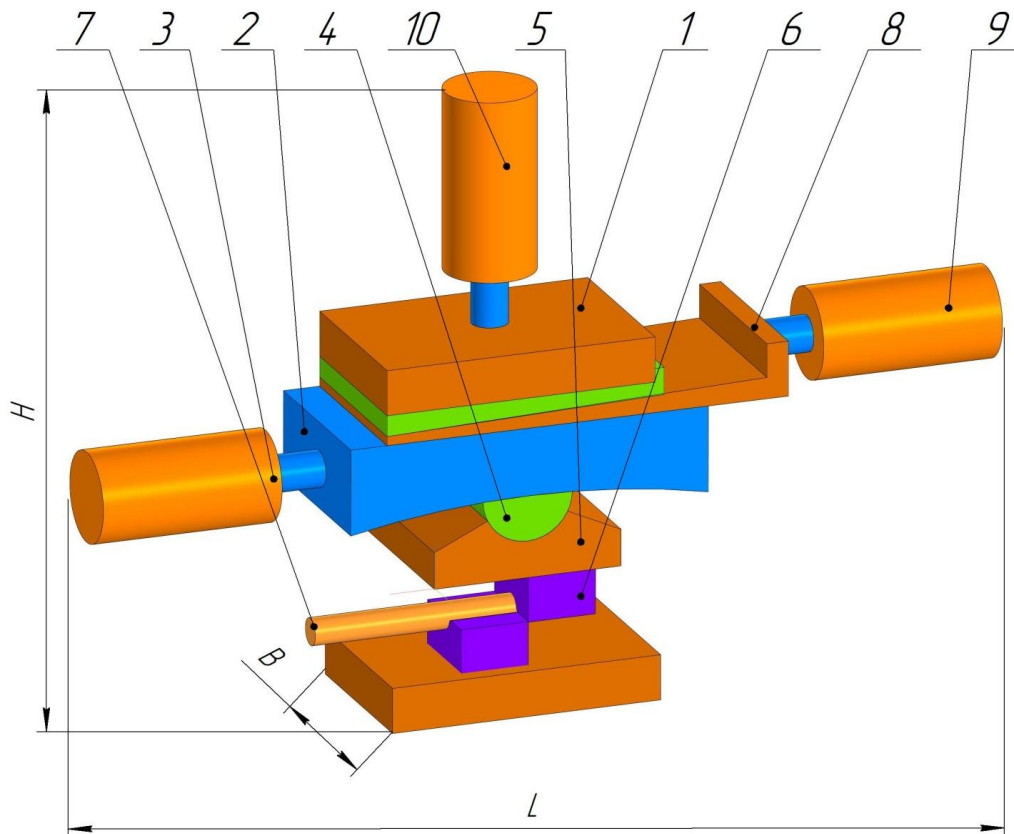


Рис. 9. Конструктивна схема преса з клиношарнірним механізмом з увігнутим клином для розділення сортового прокату відрізкою зсувом зусиллям 4 МН

У процесі проектування технічних систем важлива роль відводиться модульності розмірів виробу, що сприяє уніфікації, агрегуванню і виконанню антропометричних вимог, прийнятих для усіх галузей промисловості [7]. Найбільш часто у стандартизації використовують ряди переважних чисел, побудованих на підставі геометричної прогресії. На основі геометричної прогресії створюють системи переважних чисел, в основу яких покладено: $3,15 \approx \pi$; $\sqrt[5]{10} \approx 1,6$.

За висновками ряду вчених, гармонійна пропорційність природного середовища людини і пропорцій людського тіла об'єктам, які створюються ним, мають взаємозв'язок із «золотим перерізом» $\Phi = 1,618 \dots$ та її зворотним значенням $1/\Phi = 0,618 \dots$ [7].

При цьому маємо протиріччя, коли учені на словах свідомо вихваляють «золотий переріз» за найбільшу інформативність, естетичність, а насправді продовжують розвивати діючу систему переважних чисел, в основу якої покладена менш естетична і менш інформативна геометрична прогресія.

З урахуванням недоліків основних принципів формування діючої системи переважних чисел, можна говорити про необхідність розробки нової, більш досконалої системи переважних чисел на підставі найбільш часто виявляємих у природі «золотих» геометричних прогресій.

Застосування нової системи переважних чисел дозволить виконати гармонізацію стандартів при створенні параметричних рядів пресів, уніфікувати і економічно оптимально (раціонально) ув'язати ці преси між собою з метою виконання основних вимог для реалізації техніко-економічних характеристик. Іншими словами, за допомогою нової системи переважних чисел можна автономно і більш гармонічно, без додаткових узгоджень між розробниками складальних частин складної технічної системи, регулювати і вибирати масо-габаритні параметри виготовляємої продукції.

У роботі [8] запропонована нова системи переважних чисел: $R_6, R_{11}, R_{16}, R_{31}, R_{46}, R_{91}, R_{181}$, яка описується математичними моделями, що одночасно враховують закон формування зворотних значень переважних чисел.

З урахуванням необхідності виконання даних вимог для нової системи переважних чисел, її загальна математична модель для неї має наступний вид:

$$R_m = \Phi^{n/m}. \quad (17)$$

У випадку, коли у формулі (17) $n = -N; \dots; -2; -1; 0; 1; 2 \dots; N$, формуються нові ряди системи переважних чисел:

- при $m = 1$ (розширення R_6)

$$R_1 = \Phi^{n/1}, \quad (18)$$

тобто $R_1: \dots; 0,381 \dots; 0,618 \dots; 1,0; 1,618 \dots; 2,618 \dots;$

- при $m = 2$ (розширення R_{11})

$$R_2 = \Phi^{n/2}, \quad (19)$$

тобто $R_2: \dots; 0,618 \dots; 0,786 \dots; 1,0; 1,272 \dots; 1,618 \dots;$

- при $m = 3$ (розширення R_{16})

$$R_3 = \Phi^{n/3}, \quad (20)$$

тобто $R_3: \dots; 0,725 \dots; 0,851 \dots; 1,0; 1,173 \dots; 1,378 \dots;$

- при $m = 6$ (розширення R_{31})

$$R_6 = \Phi^{n/6}, \quad (21)$$

тобто $R_6: \dots; 0,851 \dots; 0,922 \dots; 1,0; 1,083 \dots; 1,173 \dots;$

- при $m = 9$ (розширення R_{46})

$$R_9 = \Phi^{n/9}, \quad (22)$$

тобто $R_{91}: \dots; 0,898 \dots; 0,947 \dots; 1,0; 1,054 \dots; 1,112 \dots;$

- при $m = 18$ (розширення R_{91})

$$R_{18} = \Phi^{n/18}, \quad (23)$$

тобто $R_{18}: \dots; 0,947 \dots; 0,973 \dots; 1,0; 1,027 \dots; 1,054 \dots;$

- при $m = 36$ (розширення R_{181})

$$R_{36} = \Phi^{n/36}, \quad (24)$$

тобто $R_{36}: \dots; 0,973 \dots; 0,986 \dots; 1,0; 1,013 \dots; 1,027 \dots$

Запропонована нова система переважних чисел (розширення R6) застосована для розробки параметричного розмірного ряду пресів з клиношарнірним приводом з увігнутих клином для реалізації безвідходних способів розділення сортового прокату (рис. 9).



Рис. 10. Розмірний ряд пресів з клиношарнірним механізмом з увігнутих клином для розділення сортового прокату (розширення R6)

Порівняльний аналіз паспортних даних типових сортових ножиць та розрахункових техніко-економічних показників типового ряду спеціалізованих пресів запропонованої конструкції з клиношарнірним механізмом з увігнутих клином для операцій розділення сортового прокату представлений у табл. 1.

Таблиця 1

Розрахункові параметри ряду пресів запропонованої конструкції та паспортних даних типових сортових ножиць

Модель	Номинальна сила, МН	Максимальний діаметр розділяемого прокату, мм	Габаритні розміри, LxBxH, мм	Маса, т	Жорсткість, МН/м
Сортові кривошипні ножиці для точної відрізки з допоміжними пристроями					
Н 1830Б	1,00	56	1900x8300x3100	13,60	1,7
Н 1834А	2,50	85	3650x6890x3550	29,00	2,7
Н 1836	4,00	110	4250x7100x4000	40,50	3,4
Н 1838	6,30	140	4685x8580x5250	75,00	4,3
Н 1840	10,00	170	5440x8610x5860	105,86	5,4
Ножиці сортові кривошипні закриті з допоміжними пристроями					
Н 1534	2,50	100	3050x7000x3000	12,38	2,7
Н 1538	6,30	140	4020x7100x4950	39,40	4,3
Н 1540	10,00	200	6040x8355x6720	68,00	5,4
Розрахункові параметри ряду пресів з клиношарнірним механізмом із увігнутих клином					
КШМ 38	0,381	30	1200x600x1400	1,10	1,5
КШМ 62	0,618	40	1500x800x1600	1,35	1,7
КШМ 100	1,000	50	1550x850x1700	2,25	2,2
КШМ 162	1,618	65	1600x900x1800	2,95	2,5
КШМ 262	2,618	85	1700x1000x1900	5,50	3,5
КШМ 423	4,234	110	2200x1400x2000	6,70	4,4
КШМ 685	6,854	140	3500x1800x3000	12,00	5,5

У результаті підвищення жорсткості преса із використанням запропонованого клиношарнірного механізму з увігнутих клином в (1,2...1,3) рази зменшується пружна деформація

деталей преса при реалізації процесів безвідходного розділення сортового прокату, підвищується надійність роботи преса. При цьому коефіцієнт використання устаткування за зусиллям збільшується від (0,3...0,4) до (0,7...0,8). Підвищується ККД преса в наслідок того, що зменшується величина роботи пружної деформації устаткування.

ВИСНОВКИ

1. Установлено, що традиційні виконавчі механізми ковальсько-пресових машин не можуть створити силовий режим навантаження, характерний для процесів безвідходного розділення сортового прокату, що вимагають забезпечення максимальної технологічної сили на початку робочого ходу. Крім того, вони є багатоланковими й мають порівняно невисоку жорсткість.

2. На підставі розробленої класифікації клиношарнірних механізмів і проведених досліджень обґрунтована доцільність застосування в пресах для реалізації процесів безвідходного розділення клиношарнірного механізму з увігнутих клином, у якого графік зміни сили деформування найбільш наближений до технологічного типового графіка зміни сили при розділенні. Клиношарнірний механізм із увігнутих клином має меншу висоту деталей у порівнянні із кривошипними механізмами, що забезпечує меншу пружну деформацію й динаміку преса.

3. Розроблено математичні моделі клиношарнірного механізму з увігнутих клином, представленого у вигляді двохповзунного важільного механізму, які дозволяють виконати його структурний, кінематичний і динамічний аналізи. На основі аналізу запропонованих математичних моделей розроблена методика розрахунків геометричних, кінематичних і силових параметрів клиношарнірного механізму з увігнутих клином для процесів розділення сортового прокату.

4. Запропоновано використати нову систему переважних чисел (розширення R6) для розробки параметричного розмірного ряду пресів з клиношарнірним приводом з увігнутих клином для реалізації безвідходних способів розділення сортового прокату. Порівняльний аналіз розрахункових параметрів ряду пресів запропонованої конструкції, отриманих із застосуванням даної методики, та паспортних даних типових сортових ножиць показав, що коефіцієнт використання пресів нової конструкції за зусиллям збільшується від (0,3...0,4) до (0,7...0,8).

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Карнаух С. Г. Совершенствование безотходных способов разделения сортового проката и оборудования для получения заготовок высокого качества : монография. Краматорск: ДГМА. 2010. 196 с., [ISBN 978-966-379-463-1](#).
2. Карнаух С. Г., Чоста Н. В. Розробка перспективних технологій і конструкцій обладнання для безвідходного розділення прокату. *Обробка матеріалів тиском. Materials Working by Pressure*. Краматорськ : ДДМА. 2023. 1(52). С. 170–181, [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)170](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)170).
3. Карнаух С. Г. Разработка и исследование оборудования для разделения сортового проката на мерные заготовки. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2017. 1(44). С. 222–228.
4. Роганов Л. Л., Чоста Н. В., Карнаух С. Г. Совершенствование клиношарнирных механизмов прессов для разделительных процессов обработки давлением. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2009. 2(21). С. 333–338.
5. Карнаух С. Г., Чоста Н. В. Совершенствование клиношарнирных механизмов прессов для разделительных процессов обработки давлением. *Прогресивна техніка. технологія та інженерна освіта: матеріали Міжнародної науково-технічної конференції*. Київ-Херсон. 2019. С. 90–92.
6. 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, <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07718-8>.
7. Ясинский С. А. От пирамиды Хеопса к системе «золотых» пирамид. Санкт-Петербург : Петербургская новая школа. 2001. 64 с.
8. Цюцюра С. В., Цюцюра В. Д. Метрологія, основи вимірювань, стандартизація та сертифікація: Навчальний посібник. К. : Знання. 2005. 242 с., [ISBN 966-8148-67-3](#).

REFERENCES

1. Karnaukh S. G. Improvement of waste-free methods for separating rolled products and equipment for producing high-quality blanks: monograph. Kramatorsk: DSMA. 2010. 196 p., ISBN 978-966-379-463-1 (in Russian).
2. Karnaukh S. G., Chosta N. IN. Development of promising technologies and designs of equipment for waste-free separation of rolled products. *Processing of materials by pressure. Materials Working by Pressure.* Kramatorsk: DSEA. 2023. 1(52). pp. 170–181, [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1\(52\)170](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2023-1(52)170) (in Ukrainian).
3. Karnaukh S. G. Development and research of equipment for dividing graded rolled steel into measured blanks. *Processing of materials by pressure.* Kramatorsk: DSEA. 2017. 1(44). pp. 222–228 (in Russian).
4. Roganov L. L., Chosta N. V., Karnaukh S. G. Improvement of wedge-hinged mechanisms of presses for separation processes of pressure processing. *Processing of materials by pressure.* Kramatorsk: DSEA. 2009. 2(21). pp. 333–338 (in Russian).
5. Karnaukh S. G., Chosta N. V. Improvement of wedge-hinged mechanisms of presses for separation processes of pressure processing. *Progressive technology. technology and engineering education: materials of the International scientific and technical conference.* Kyiv-Kherson. 2019. pp. 90–92 (in Russian).
6. 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, <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07718-8>.
7. Yasinsky S. A. From the Cheops pyramid to the system of “golden” pyramids. St. Petersburg: Petersburg New School. 2001. 64 p. (in Russian)
8. Tsyutsyura S.V., Tsyutsyura V.D. Metrology, fundamentals of measurement, standardization and certification: Basic handbook. K.: Known. 2005. 242 p., ISBN 966-8148-67-3 (in Ukrainian).

Karnaukh S., Chosta N. Development of a parametric dimensional series of wedge-hinge presses with a concave wedge for the implementation of waste-free methods of cutting sectional rolled products.

The purpose of this work is to develop a parametric size range of presses for the implementation of waste-free methods of separating sectional rolled products using a wedge-hinge mechanism. Based on the developed classification of wedge-hinge mechanisms and conducted research, the feasibility of using a wedge-hinge mechanism with a concave wedge in presses for the implementation of waste-free separation processes has been justified. The force deformation graph of this mechanism is the closest to the typical technological graph of force change during separation. The wedge-hinge mechanism with a concave wedge has a smaller height of parts compared to crank mechanisms, which ensures lower elastic deformation and dynamics of the press. Theoretical studies of the wedge-hinge mechanism with a concave wedge were conducted using grapho-analytical and analytical methods of the theory of mechanisms and machines. Mathematical models of the wedge-hinge mechanism with a concave wedge, represented as a two-slider linkage mechanism, have been developed, allowing for its structural, kinematic, and dynamic analyses. Based on the analysis of the proposed mathematical models, a methodology for calculating the geometric, kinematic, and force parameters of the wedge-hinge mechanism with a concave wedge for the processes of separating sectional rolled products has been developed. It is proposed to use a new system of preferred numbers (R6 extension) for the development of a parametric size range of presses with a wedge-hinge drive with a concave wedge for the implementation of waste-free methods of separating sectional rolled products. A comparative analysis of the calculated parameters of the proposed press series, obtained using this methodology, and the passport data of typical sectional shears showed that the utilization coefficient of the new design presses in terms of force increases from (0,3...0,4) to (0,7...0,8).

Keywords: stiffness, energy, classification, kinematic and force parameters, system of preferred numbers, golden ratio, geometric progression.

Карнаух Сергій Григорович – канд. техн. наук, доцент ДДМА

Karnaukh Sergii – Candidate of Technical Science, Associate Professor DSEA

E-mail: 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

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5275-6414>

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil

Кругляков О. А.
Медведєв М. І.
Коноводов Д. В.
Губа Р. В.

СХЕМИ ДЕФОРМАЦІЙНОГО ЗМІЦНЕННЯ МАТРИЦЬ ЗІ СТАЛІ З РЕГУЛЬОВАНИМ АУСТЕНІТНИМ ПЕРЕТВОРЕННЯМ ПІД ЧАС ЕКСПЛУАТАЦІЇ

Найбільш теплостійкі традиційні штампові сталі на феритно-перлітній основі з карбідним та змішаним зміцненням при нагріванні вище 650-700 °С суттєво знижують міцність, що призводить до швидкого виходу інструменту з ладу. Не вирішує проблему і застосування жароміцних аустенітних сталей і сплавів, які при високих температурах перевершують за міцністю сталі феритного класу і за рахунок цього іноді забезпечують значне підвищення стійкості інструменту. Однак внаслідок їх схильності до розтріскування, поганої оброблюваності різанням, високої вартості та дефіцитності компонентів, що входять до складу, їх застосування дуже обмежене. Штампові сталі з регульованим аустенітним перетворенням під час експлуатації є новим і єдиним класом інструментальних сталей, для яких характерне явище збереження гарячого деформаційного зміцнення (гарячий наклеп). Ступінь наклепу в сталі, отримана після аустенізації за температури 1150 °С з подальшою циклічною деформацією при 450 °С, посилюється при подальшій циклічній деформації за температури 700-850 °С. Аустенізація за температури 1150 °С, витримка і попередня деформація при 450 °С з подальшим охолодженням до кімнатної температури і швидким нагріванням до температури деформації 750 °С стабілізує стан гарячого наклепу і сприяє максимальному зміцненню сталі за температури 700-850 °С. З урахуванням стабілізації гарячого наклепу в роботі було запропоновано дві технологічні схеми деформаційного зміцнення пресових матриць, що забезпечують їхню високу експлуатаційну стійкість. Встановлено кількісні залежності між зміною розмірів матриці та температурою нагрівання або охолодження. Отримані в роботі залежності дають змогу проєктувати початкові розміри пресового інструмента, враховуючи особливості фазових перетворень у сталях з регульованим аустенітним перетворенням під час експлуатації.

Ключові слова: інструментальна сталь, штампова сталь, гарячий наклеп, матриця, пресування, технологічна схема, деформаційне зміцнення, геометричні розміри, фазові перетворення.

Стійкість пресового інструменту багато в чому визначає економічну ефективність процесів гарячого формоутворення точних заготовок. Наявні штампові сталі, що застосовуються для виготовлення робочого інструменту, не здатні задовольняти повною мірою експлуатаційні вимоги до інструменту через низку причин, таких як: низька технологічність, дефіцит і висока вартість компонентів, які входять до складу, інтенсивне знеміцнення інструменту під час експлуатації [1-4]. Це стосується і процесу пресування труб і профілів з мідних і титанових сплавів, що важко деформуються, за якого інструмент розігрівається до 700–850 °С і вище [5].

Сталі з регульованим аустенітним перетворенням під час експлуатації (сталі з РАПЕ) – новий клас інструментальних сталей для гарячого пресування [6, 7]. У вихідному стані такі сталі мають структуру на базі α -твердого розчину і легко обробляються різанням. Під час нагрівання до робочих температур 700-850 °С ці сталі зазнають α - γ -перетворення і зберігають аустенітну структуру протягом усієї високотемпературної експлуатації [8, 9]. Основним інноваційним ефектом при створенні сталей з РАПЕ є використання сили деформації і високих температур для підвищення міцності інструменту (ефект Озерського-Круглякова), тобто такі сталі мають яскраво виражену схильність до гарячого наклепу. До основних процесів, що забезпечують стабілізацію гарячого наклепу, належать: деформаційне зміцнення; дисперсійне та нанофазне зміцнення; зміцнення від поліморфних перетворень і зміцнення від деформації у двофазній ($\gamma + \alpha$)-області. Показано, що основний внесок у зміцнення під час гарячої деформації сталі з РАПЕ вносять деформаційне зміцнення, а також зміцнення під час деформації у двофазній ($\gamma + \alpha$)-області [10]. Стійкість пресового інструменту зі сталей з РАПЕ у 5–10 разів перевищує стійкість матриць і пресшайб зі сталі високої теплостійкості 3X2B8Ф. За своїми властивостями сталі з РАПЕ перевершують усі традиційні штампові сталі в діапазоні температур експлуатації 600-850 °С.

Метою роботи є розробка схем деформаційного зміцнення пресових матриць, що виготовлені зі сталей з регульованим аустенітним перетворенням при експлуатації.

Під час розробки технологічних режимів зміцнювальної обробки матриць зі сталі з РАПЕ виходили з такого:

1. Найбільший ефект зміцнення і підвищена термічна стабільність зміцненого стану досягається в тому випадку, якщо перші цикли багаторазової пластичної деформації аустеніту здійснюються в дорекристалізаційному інтервалі температур (400–500 °С).

2. Зміцнювальна обробка повинна здійснюватися на наявному пресовому обладнанні.

3. Зміцнювальна обробка повинна забезпечувати задані геометричні розміри матриць (тобто повинна виключати подальшу механічну обробку).

Було досліджено та впроваджено у виробництво дві технологічні схеми зміцнення.

Під час обробки за першою схемою піддані остаточному механічному обробленню матриці нагрівали до температури 930–950 °С, витримували 20–30 хв, охолоджували на повітрі до 350–400 °С, а потім встановлювали на прес і здійснювали пресування злитків. При цьому необхідно лише зазначити, що діаметр калібрувального отвору матриці виконувався за верхнім допуском на розмір.

Протягом перших 5–8 циклів пресування відбувається пластична деформація тонкого поверхневого шару матриці і поступове зміцнення цієї зони. Наприклад, за діаметра калібрувального отвору 25–40 мм сумарне зменшення діаметра зазвичай не перевищує 0,3–0,5 мм, що перебуває в межах допуску на розміри продукції, що випускається (труб, прутків, профілів). Протягом цих же циклів температура матриці поступово підвищується за рахунок тепла злитків і виходить на робочий режим. Після 8–10 циклів пресування розміри матриці стабілізуються і настає тривалий період експлуатації інструменту, що за стійкістю перевищує всі наявні сучасні штампові сталі. Спосіб зміцнення за першою схемою вельми простий у реалізації та не вимагає будь-якого спеціального оснащення.

Основним недоліком розглянутої технології зміцнювальної обробки інструменту зі сталі з РАПЕ є те, що практично неможливо керувати ступенем деформації за кожен цикл. Під час пресування деяких мідних і титанових сплавів, що важко піддаються деформації, спричинене пластичною деформацією зменшення розміру (запливання) калібрувального отвору, може випереджати процес зміцнення сталі. Це зумовлює необхідність розточування матриць.

Цей недолік практично усувається при використанні другої технологічної схеми зміцнення, яка передбачає багаторазову пластичну деформацію за допомогою спеціальних пуансонів. Метою такої деформації є зміцнення аустеніту і забезпечення заданих розмірів інструменту перед початком його експлуатації.

Під час пресування геометричні розміри матриці залежать від величини деформації поверхневого шару і отвору для калібрування, а також від теплового розширення і фазових перетворень.

Для зміцнення пресових матриць зі сталей із РАПЕ було розроблено один із режимів зміцнювальної обробки [11]: нагрівання до 950–1000 °С, витримка 30 хв.; підстужування на повітрі до температури 600–500 °С, а потім посадка в піч із температурою 400 °С; витримка в печі для вирівнювання температури в перерізі; деформація зони калібрувального отвору матриці шляхом трьох-чотириразового обтиснення зі ступенем 0,5–3 % за цикл; нагрівання матриці до температури експлуатації.

Деформацію можна здійснювати безпосередньо на виробничих пресах спеціальними пуансонами, а подальше нагрівання до робочих температур досягається під час експлуатації за рахунок тепла злитків, що пресуються.

Для забезпечення заданого ступеня деформації матриці виготовляють із припуском на обтиск. Під час розрахунку величини припуску необхідно було пов'язати змінні розміри матриці із заданим ступенем деформації ε .

Розрахунок було виконано для матриць $\varnothing 115 \times 40$ мм, які використовують на горизонтальних гідравлічних пресах із силою 15 МН (рис. 1).

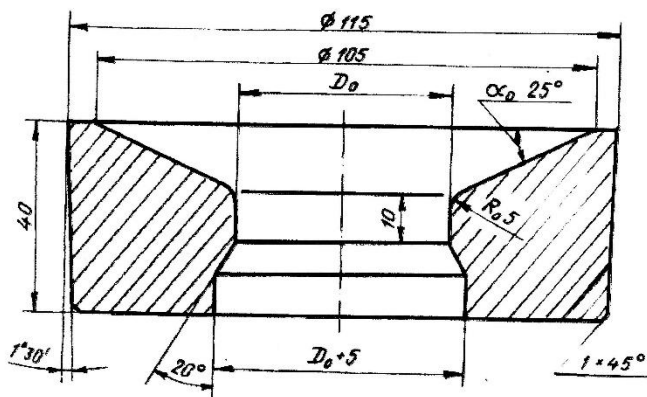


Рис. 1. Пресова матриця

Припуск залишали в конусоподібній зоні матриці. При цьому змінювався радіус калібрувального паска R_0 , діаметр калібрувального отвору D_0 і кут конуса α_0 .

Для розрахунку зміни зазначених параметрів залежно від заданого ступеня деформації можна використовувати схему, наведену на рис. 2.

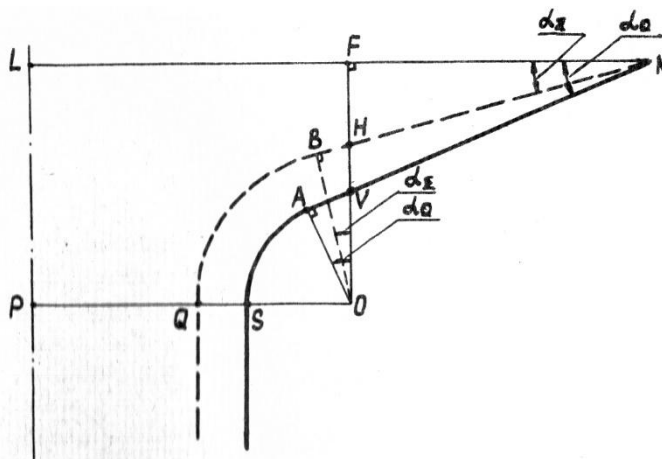


Рис. 2. Схема зміни розмірів матриці з припуском

Введемо позначення:

$$LN = \frac{L}{2} = \frac{105}{2} \text{ – радіус конуса матриці, мм;}$$

$$PS = \frac{D_0}{2} \text{ – радіус калібрувального отвору, мм;}$$

$$PQ = \frac{D_\Sigma}{2} \text{ – радіус калібрувального отвору з припуском, мм;}$$

$$OA = R_0 = 5 \text{ – радіус калібрувального паска, мм;}$$

$$OB = R_\Sigma \text{ – радіус калібрувального паска з припуском, мм;}$$

$$\alpha_0 = 25^\circ \text{ – кут конусу.}$$

Заданий ступінь деформації можна виразити як:

$$\varepsilon_\Sigma = \frac{R_\Sigma - R_0}{R_0} 100\%. \tag{1}$$

Звідси виходить, що радіус калібрувального паска з припуском складає:

$$R_{\Sigma} = R_0(1 + 0,01\varepsilon_{\Sigma}), \quad (2)$$

а діаметр калібрувального отвору з припуском:

$$D_{\Sigma} = D_0 - 0,02R_0\varepsilon_{\Sigma}. \quad (3)$$

Кут конуса матриці з припуском α_{Σ} визначимо зі співвідношень відрізків (рис. 2) та виразимо як:

$$\alpha_{\Sigma} = \arctg \left(\frac{MK - R_{\Sigma} \sqrt{M^2 + K^2 - R_{\Sigma}^2}}{M^2 - R_{\Sigma}^2} \right), \quad (4)$$

де

$$M = \frac{L - 2R_0 - D_0}{2}$$

$$K = \frac{R_0 - M \sin \alpha_0}{\cos \alpha_0}$$

при

$$0 \leq \alpha_{\Sigma} \leq \alpha_0$$

Таким чином, для знаходження параметрів матриці з припуском залежно від заданого ступеня деформації, слід розв'язати три рівняння: (2) – (4).

Конфігурація пуансона, що забезпечує заданий ступінь деформації, також визначається за наведеним розрахунком. Обраний профіль пуансона може забезпечити одноразове або багаторазове пластичне деформування робочої зони матриці (рис. 3).

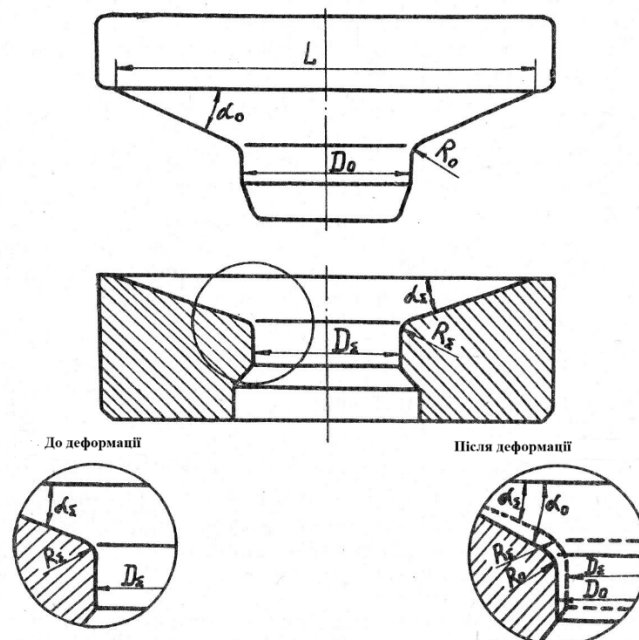


Рис. 3. Схема зміцнення пресової матриці із заданим ступенем деформації

У випадку одноразового деформування задають кінцеві розміри матриці R_0 , D_0 , α_0 в цьому випадку відбувається разове зміцнення за рахунок змінання припуску.

Загальний ступінь деформації можна розділити на проміжні і піддавати матрицю багаторазовому зміцненню. Для цього слід мати набір пуансонів різної конфігурації, параметри яких можна розрахувати за отриманими формулами.

У кожному конкретному випадку, задаючи ступінь деформації, необхідно враховувати температуру розігріву інструменту в момент зміцнення, тривалість витримки до початку експлуатації, марку і типорозмір пресованого матеріалу, а також температуру розігріву зливка.

При ступені деформації до 2–3 % зміцнення матриці можна зробити за один цикл. Тоді параметри пуансона відповідатимуть необхідним розмірам матриці (R_0 , D_0 , α_0), а розміри матриці з припуском визначаються за формулами (2)–(4).

Якщо обраний ступінь деформації становить 4–5 % і більше, то доцільно здійснювати зміцнення за кілька циклів. Деформація за кожен цикл має становити 1–3 %.

Після вибору ступеня деформації ε необхідно розрахувати параметри пуансона і розміри матриці з припуском на деформацію.

Параметри матриці до деформації визначаються з урахуванням граничного ступеня деформації ε , а розміри пуансона з урахуванням проміжної деформації $\varepsilon_{\Sigma-K_i}$ (де i - величина кроку проміжних деформацій; K – ціле додатне число).

Значення розрахованих параметрів матриці з припуском і розмірів зміцнювальних пуансонів, залежно від заданого ступеня деформації, доцільно представити у вигляді таблиці.

Таблиця 1

Зразок складання таблиці проміжних розмірів матриці та пуансона
(на прикладі матриці розміром $\varnothing 115 \times 40$ мм з калібрувальним отвором $\varnothing 23,5$ мм)

Ступінь заданої деформації, %	Параметри інструменту		
	R, мм	D, мм	α
Σ	5,50	22,5	24°19'
$\Sigma-1i$	5,45	22,6	24°23'
$\Sigma-2i$	5,40	22,7	24°27'
.....			
$\Sigma-(K-1)i$	5,05	23,4	24°56'
$\Sigma-Ki$	5,00	23,5	25°00'

За запропонованою методикою було розроблено карту калібрувань матриць і пуансонів усієї номенклатури типорозмірів матриць $\varnothing 115 \times 40$ мм горизонтального гідравлічного преса силою 15 МН. Для розрахунку параметрів пресового інструменту залежно від заданого ступеня деформації було складено програму алгоритмічною мовою Фортран-4.

Зміну розмірів матриці з урахуванням фазових перетворень у процесі нагрівання й охолодження досліджували на матрицях зі сталі РАПЕ із зовнішнім діаметром 109 мм і внутрішніми діаметрами 30,9; 40,0; 45,7 мм.

Вимірювання проводили за допомогою індикатора-нутроміра підвищеної точності (ГОСТ 9384-60), який налаштовували за кінцевими мірками, і мікрометра типу МК100-125 мм з нерухомою п'ятою та гвинтом мікрометричного подавання з твердого сплаву. Тривалість вимірювання (контакту інструменту з матрицею) не перевищувала 2–3 с. Температуру контролювали термопарою, привареною до матриці.

Залежності, що характеризують зміну внутрішнього і зовнішнього діаметрів матриць від температури, були отримані шляхом обробки експериментальних результатів відомими методами математичної статистики.

Під час побудови моделі вводили значення температури t і діаметра d внутрішнього калібрувального отвору матриці. У всьому діапазоні досліджуваних температур, крім інтервалів 650–700°C і 800–840°C, виявилось достатнім апроксимувати регресію Δd на t лінійною функцією (лінійна регресія), а в зазначених інтервалах регресія була апроксимована за допомогою многочлена другого порядку (параболічна регресія другого порядку). При цьому коефіці-

енти регресії були розраховані кроковим регресійним методом. Функціональна залежність коефіцієнтів регресії від величини внутрішнього діаметра d визначена многочленом другого порядку.

Математичний опис залежності зміни внутрішнього і зовнішнього діаметрів матриці від вихідних розмірів і температури нагріву та охолодження може бути представлено у вигляді таких рівнянь регресії.

1. Нагрівання. Зміна діаметра внутрішнього калібрувального отвору матриці, мм:

$$\Delta d(d, t) = \begin{cases} (0,0035d^2 - 0,065d + 2,67)t/10^4 -; \\ -(0,03d^2 - 1,9d + 31,07)/10^2, & \text{якщо } t < 650 \text{ }^\circ\text{C}; \\ -(0,009968d^2 - 0,742046d + 14,69275)t^2/10^5 + \\ +(0,013457d^2 - 1,001763d + 19,8353)t/10^4 - \\ -(0,0455d^2 - 3,4000316d + 67,15923), & \text{якщо } 650 \text{ }^\circ\text{C} < t < 700 \text{ }^\circ\text{C}; \\ -(0,036d^2 - 2,553d + 48,518)t/10^4 + \\ +(0,229055d^2 - 15,291616d + 306,31972), & \text{якщо } 700 \text{ }^\circ\text{C} < t < 800 \text{ }^\circ\text{C}; \\ (0,00777877d^2 - 0,579724d - 12,228674)t^2/10^6 - \\ -(0,001277648d^2 - 0,0951109d + 2,00622)t/10^2 + \\ +(0,468269d^2 - 340629d + 743,0881)/10^2, & \text{якщо } 800 \text{ }^\circ\text{C} < t < 840 \text{ }^\circ\text{C}; \\ -(0,00014d^2 - 0,0154d + 0,29)t/10^2 + \\ +(0,058d^2 - 7,74d + 159,42)/10, & \text{якщо } 850 \text{ }^\circ\text{C} < t < 1000 \text{ }^\circ\text{C}. \end{cases}$$

2. Нагрівання. Зміна зовнішнього діаметра матриці, мм:

$$\Delta D(t) = \begin{cases} 000135t & \text{якщо } t < 700^\circ\text{C}, \\ -0,001t + 1,65 & \text{якщо } 700^\circ\text{C} < t < 800^\circ\text{C}, \\ 0,0034t - 1,87 & \text{якщо } 800^\circ\text{C} < t < 950^\circ\text{C}. \end{cases}$$

Охолодження. Зміна діаметра внутрішнього калібрувального отвору матриці, мм:

$$\Delta d(t) = \begin{cases} 00003t & \text{якщо } t < 100^\circ\text{C}, \\ -0,00075t + 0,105 & \text{якщо } 100^\circ\text{C} < t < 300^\circ\text{C}, \\ 0,0008t - 0,36 & \text{якщо } 300^\circ\text{C} < t < 850^\circ\text{C}. \end{cases}$$

4. Охолодження. Зміна зовнішнього діаметра матриці, мм:

$$\Delta D(t) = \begin{cases} 00003t & \text{якщо } t < 100^\circ\text{C}, \\ -0,0023t + 0,4 & \text{якщо } 150^\circ\text{C} < t < 300^\circ\text{C}, \\ 0,0021t - 0,92 & \text{якщо } 300^\circ\text{C} < t < 850^\circ\text{C}. \end{cases}$$

Частка поясненої варіації становила 97,3 %.

При розрахунку зміни розмірів пресової матриці під час нагрівання зазвичай враховують коефіцієнти лінійного розширення матеріалу. Це справедливо для сталей, що працюють в однофазній області.

З розробкою та використанням нового класу сталей з РАПЕ необхідно враховувати зміну розмірів інструменту у міжкритичному інтервалі температур, оскільки температура експлуатації цих сталей, як правило, збігається з областю $\alpha \rightarrow \gamma$ перетворення.

З рис. 4 видно, що зміна розмірів матриць зі сталі РАПЕ в міжкритичному інтервалі температур 600–850 °C залежить від фазових перетворень, а також від початкових розмірів інструменту.

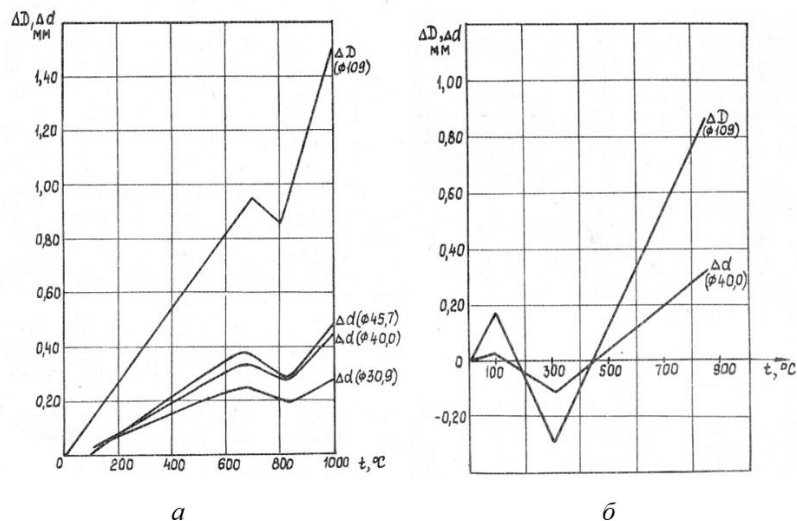


Рис. 4. Зміна розмірів матриці: а – під час нагрівання; б – при охолодженні

За незмінного зовнішнього діаметра діапазон зміни діаметра внутрішнього калібрувального отвору матриці буде тим більшим, чим більшим є його вихідне значення.

ВИСНОВКИ

Розроблено дві технологічні схеми деформаційного зміцнення пресових матриць. Встановлені кількісні залежності між зміною розмірів матриці та температурою нагрівання чи охолодження дозволяють проектувати початкові розміри з урахуванням фазових перетворень, тобто управляти допуском на розмір при різній температурі, підвищуючи тим самим точність і якість виробів, що пресуються. Це особливо важливо враховувати при розробці технологічних режимів зміцнювальної обробки інструменту зі штампових сталей з РАПЕ.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Roberts G., Krauss G., Kennedy R. Tool Steels, 5th ed. ASM International, USA, 1998. 364 p.
2. Логинов Ю.Н., Инатович Ю.В. Инструмент для прессования металлов. 2-е изд., исправленное и дополненное. Екатеринбург: Изд-во Урал. ун-та, 2014, 224 с.
3. Alimi A., Fajoui J., Kchaou M., Branchu S., Elleuch R., Jacquemin F. Multi-scale hot working tool damage (X40CrMoV5-1) analysis in relation to the forging process. *Engineering Failure Analysis*. 2016. V. 62. Pp. 142-155.
4. Позняк Л.А. Инструментальные стали. Киев: Наукова думка, 1996. 488 с.
5. Пат. 157816 Україна. Спосіб виготовлення труб з титанових сплавів. Медведєв М.І., Кругляков О.А., Коноводов Д.В., Губа Р.В. № u202401735; заявл. 08.04.2024; опубл. 27.11.2024, Бюл. №48. 2 с.
6. Озерский А.Д., Кругляков А.А. Штамповые стали с регулируемым аустенитным превращением при эксплуатации. Ленинград: ЛДНТП, 1988. 28с.
7. Кругляков А.А., Никулин С.А. Структура и особенности деформационного упрочнения штамповых сталей с регулируемым аустенитным превращением. *Деформация и разрушение материалов*. 2014. № 11. С. 23-25.
8. Сидорчук О.М. Властивості штампової сталі 4X4H5M4Ф2 для гарячого деформування кольорових металів та сплавів. *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. 2021. № 1. С. 108-112. DOI: <https://doi.org/10.31649/1997-9266-2021-154-1-108-112>
9. Сидорчук О.М., Миронюк Л.А., Гогаєв К.О., Радченко О.К. Штампова кована сталь 4X4H5M4Ф2 підвищеної стійкості. *Металознавство та обробка металів*. 2020. № 26 (96). С. 30-38. DOI: <https://doi.org/10.15407/mom2020.04.030>
10. Krugljakow A.A., Rogachev S.O., Lebedeva N.V. et al. On the nature of hot work hardening phenomenon in die steel with regulated austenitic transformation during exploitation. *Materials Science and Engineering A*. 2022. V. 833. P. 142548. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2021.142548>
11. Способ упрочняющей обработки инструмента из штамповых сталей: А.с. 1013500 СССР. С21D 8/00. № 3287255/22-02; заявл. 13.05.81; опубл. 23.04.1983. Бюл. № 15. 4 с.

REFERENCES

1. Roberts G., Krauss G., Kennedy R. Tool Steels, 5th ed. ASM International, USA, 1998. 364 p.
2. Loginov Yu.N., Inatovich Yu.V. Tool for pressing metals. 2nd edition, corrected and supplemented. Ekaterinburg: Publishing house of the Ural. University, 2014, 224 p. (in Russian).

3. Alimi A., Fajoui J., Kchaou M., Branchu S., Elleuch R., Jacquemin F. Multi-scale hot working tool damage (X40CrMoV5-1) analysis in relation to the forging process. *Engineering Failure Analysis*. 2016. V. 62. pp. 142-155.
4. Pozniak L.A. *Унструментальні сталі*. Київ: Наукова думка, 1996. 488 p.
5. Pat. 157816 Ukraine. Method for manufacturing pipes from titanium alloys. Medvediev M.I., Kruhliakov O.A., Konovodov D.V., Huba R.V. November 27, 2024 (in Ukrainian).
6. Ozersky A.D., Kruglyakov A.A. Stamp steels with controlled austenitic transformation during operation. Leningrad: LDNTP, 1988. 28 p. (in Russian).
7. Krugljakow A.A., Nikulin C.A. Structure and features of deformation hardening of die steels with controlled austenite formation. *Deformation and destruction of materials*. (in Russian). 2014. 11. pp. 23-25.
8. Sydorhuk O.M. Properties of stamped steel 4Kh4N5M4F2 for hot deformation of non-ferrous metals and alloys. 2021. *Visnyk Vinnytskoho politekhnichnoho instytutu*. 2021. 1. 108-112. (in Ukrainian).
9. Sydorhuk O. M., Myroniuk L. A., Hohaiev K. O., Radchenko O. K. *Metaloznavstvo ta obrobka metaliv*, 2020. Vol.26. (96), pp. 30-38 (in Ukrainian).
10. Krugljakow A.A., Rogachev S.O., Lebedeva N.V. et al. On the nature of hot work hardening phenomenon in die steel with regulated austenitic transformation during exploitation. *Materials Science and Engineering A*. 2022. V. 833. P. 142548. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2021.142548>
11. Method of hardening treatment of tools made of die steels: A.s. 1013500 USSR. C21D 8/00. No. 3287255/22-02; declared 13.05.81; published 23.04.1983. Bulletin No. 15. 4 p. (in Russian).

Krugljakow O., Medvediev M. Konovodov D., Huba R. Schemes of deformation strengthening for dies from steel with regulated austenitic transformation during exploitation.

The most heat-resistant conventional ferrite-pearlite-based stamping steels with carbide and mixed hardening reduce their strength when heated above 650-700°C, which leads to rapid tool failure. Using heat-resistant austenitic steels and alloys does not solve the problem. In fact, at high temperatures, these are sometimes stronger than ferrite-class steels. This can sometimes make tools last longer. However, these steels can crack easily, are difficult to machine, and are expensive and in short supply. Stamp steels with controlled austenitic transformation during exploitation are a new and only class of tool steels characterized by the phenomenon of retention of hot strain hardening (hot hardening). The degree of hot work hardening in steel obtained after austenitizing at 1150 °C followed by cyclic deformation at 450 °C increases with further cyclic deformation at 700-850 °C. Austenitizing at 1150 °C, holding and pre-deformation at 450 °C, followed by cooling to room temperature and rapid heating to a deformation temperature of 750 °C stabilizes the hot metal state and contributes to maximum steel hardening at 700-850 °C Taking into account of the stabilisation of the hot hardening, two technological schemes of deformation strengthening of extrusion dies have been proposed in this paper, which ensure their high operational stability. Quantitative dependencies have been established between the change in die dimensions and the heating or cooling temperature. The dependencies obtained in this work enable the design of the initial dimensions of the extrusion tool, taking into account the peculiarities of phase transformations in steels with controlled austenitic transformation during exploitation.

Keywords: tool steel, die steel, hot hardening, die, hot extrusion, technological scheme, deformation strengthening, geometric dimensions, phase transformations.

Кругляков Александр Аркадійович – канд. техн. наук, науково-виробниче об'єднання WBH
Krugljakow Olekhandr – Candidate of Technical Sciences, Scientific Production Association WBH
 E-mail: dr.a.krugljakow@t-online.de
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-8130-4134>

Медведєв Михайло Іванович – д-р техн. наук, старш. наук. співроб., УДУНТ
Medvediev Mykhailo – Doctor of Technical Sciences, Senior Researcher, USUST
 E-mail: m.i.medvedev@ust.edu.ua
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-1230-420X>

Коноводов Дмитро Володимирович – канд. техн. наук, доцент, УДУНТ
Konovodov Dmytro – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, USUST
 E-mail: d.v.konovodov@ust.edu.ua
 ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-8282-4991>

Губа Роман Володимирович – аспірант, УДУНТ
Huba Roman – Graduate student, USUST
 E-mail: dn190675grv@gmail.com

УДУНТ – Український державний університет науки і технологій, Дніпро
 USUST – Ukrainian State University of Science and Technologies, Dnipro

Стаття надійшла до редакції 12.07.25 р.

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ ШТАМПОВОГО ІНСТРУМЕНТУ З ВИКОРИСТАННЯМ ПРОЦЕСІВ САМОРОЗПОВСЮДЖУВАЛЬНОГО ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО СИНТЕЗУ

У статті розглядаються актуальні питання впровадження інноваційних технологій нанесення захисних і зміцнюючих покриттів на поверхні штампового інструменту із використанням методу саморозповсюджувального високотемпературного синтезу (СВС). Автори аналізують проблеми ресурсозбереження в промисловості, пов'язані з використанням дорогих легованих сплавів, та пропонують альтернативний підхід — формування покриттів із заданими властивостями, що дозволяє знизити собівартість виробництва без втрати експлуатаційних характеристик. У дослідженні окремо розглянуто вплив таких параметрів, як пористість, дисперсність компонентів, концентрація легуючих добавок, швидкість горіння, а також вплив зовнішніх чинників (температури, електричних і магнітних полів, імпульсних струмів) на якість і структуру покриттів. Значна увага приділена методам швидкої кристалізації, які дозволяють отримувати метастабільні й аморфні матеріали з унікальними властивостями, зокрема підвищеною корозійною стійкістю й питомою міцністю. Проаналізовано роль ударно-хвильового навантаження як способу створення дефектної структури підкладки, що стимулює дифузійні процеси та посилює зчеплення між основним матеріалом і покриттям. Основна мета роботи полягає у розробці та обґрунтуванні технологічних параметрів процесу СВС для отримання захисних покриттів із заданими фізико-механічними властивостями при мінімізації використання дорогих компонентів. Одержані результати можуть бути корисними для впровадження ефективних ресурсозберігаючих технологій при виготовленні штампового інструменту, а також для подальших досліджень у сфері матеріалознавства.

Ключові слова: штамповий інструмент; саморозповсюджувальний високотемпературний синтез (СВС); захисні покриття; ресурсозбереження; легуючі добавки; швидка кристалізація; дифузія; ударно-хвильове навантаження; метастабільні структури.

Проблеми інноваційного розвитку виробництва в напрямку ресурсозбереження вимагають розробки та впровадження нових конструкційних матеріалів. Оскільки суттєвим фактором для впровадження таких матеріалів є певний комплекс фізичних і механічних властивостей при низькій собівартості, одним з перспективних напрямків з вирішення даного питання є нанесення температуро-, зносо- і хімічно стійких покриттів на робочих поверхнях та подальша їх експлуатація.

Зі збільшенням вмісту легуючих елементів у виробках, такі фізико-механічні характеристики, як міцність, твердість, зносостійкість зростають, але й підвищується ймовірність крихкого руйнування, збільшується вартість легованого металу. В даний час, це пояснює все зростаючий інтерес до покриттів. Необхідність застосування покриття, перш за все, обумовлена необхідними і, бажано, прогнозованими експлуатаційними властивостями. Сукупність умов експлуатації і визначає призначення покриттів, за якими вони діляться на: термостійкі, жаростійкі, ерозиційностійкі, зносостійкі, антифрикційні, корозійностійкі, ті, що відображають або поглинають різні випромінювання. Способи отримання захисних покриттів на металевих виробках розрізняються технологією нанесення покриття, і основною метою створення є задовільна адгезія з підкладкою, а також отримання суцільного, безпористого і стійкого в даному середовищі захисного шару [1].

В реаліях сьогодення явища саморозповсюджувального високотемпературного синтезу (СВС) набувають все більшого розповсюдження як такі, що дозволяють регулювати склад і структуру захисних покриттів, забезпечувати необхідні експлуатаційні характеристики при мінімальному терміні їх формування та відносно низькій собівартості виготовлення [1–3].

Перспективи розвитку спрямування СВС при штампувальних процесах пов'язані зі створенням нових методик та обладнання; розвитком експериментальних та теоретичних досліджень з горіння сумішей термітного типу в умовах примусової фільтрації розплаву та конвективного руху у розплаві продуктів горіння; дослідження взаємодії відновлювальної та "СВС" стадій у хвилі горіння; можливістю управління складом та структурою продуктів горіння за допомогою внутрішніх та зовнішніх параметрів, впливу зовнішніх полів тощо.

Розвиток прикладних досліджень пов'язаний із створенням технологій нових матеріалів

та виробів для промисловості [4]: литої напівпровідникової кераміки, трубчастих нагрівачів, перетворювачів теплової енергії в електричну, жаростійких матеріалів та покриттів для авіаційної техніки, зносостійких покриттів на штамповому інструментові, що піддаються інтенсивному зносу, переробка промислових відходів, зокрема і радіоактивних.

Мета статті — аналіз технологічних параметрів процесу саморозповсюджувального високотемпературного синтезу для отримання захисних покриттів штампового інструменту із заданими фізико-механічними властивостями при мінімізації використання дорогих легуючих компонентів.

Основною задачею є дослідження напрямків отримання СВС-покриттів, притаманних для виготовлення штампового інструмента і іншого устаткування.

Одним з видів кінцевих продуктів високотемпературного синтезу, що самопоширюється, (СВС) є покриття різної товщини. Процес нанесення покриттів криється в наступному. На підготовлену поверхню підкладки наноситься реакційна суміш необхідного складу, піддана ущільненню за допомогою пресування прокатки [5]. Після цього здійснюються підпалювання суміші й утворення в процесі синтезу покриття на підкладці. В залежності від функціонального призначення покриття надалі, або ущільнюється, або залишається у вихідному стані. В останньому випадку покриття залишається пористим і знаходить застосування у вузлах тертя, що змазуються. У пори попадає змащення і в міру зносу і збільшення контактних напружень змащення інтенсивніше видавлюється з пір полегшуючи роботу вузла тертя.

Різновидом одержання покриття методом високотемпературного синтезу, що самопоширюється, є відцентрове СВС-лиття і метод теплового самоzapалювання [2]. Відцентрове СВС-лиття застосовується для плакування внутрішніх циліндричних поверхонь і виробництва біметалічних труб. Якість і пористість покриттів у цьому випадку головним чином залежить від швидкості обертання плакованої заготовки наступне чи ущільнення допресовка покриттів не потрібні.

Нанесення зміцнюючих захисних покриттів методом теплового самоzapалювання полягає в сполученні хімічних транспортних реакцій з самозаймистим процесом синтезу. Реакційна суміш розігривається до температури запалення. При цьому відбувається взаємодія між компонентами суміші з підвищенням температури у реакторі. Утворюючі газоподібні галогеніди переміщуються до поверхні виробів і в результаті обміну і диспропорціонування формують обложений шар [4]. Далі при прогріві й ізотермічній витримці підкладки і реактора активні атоми компонентів реакційної суміші починають дифундувати в підкладку. Товщина зміцненого шару в цьому випадку залежить від температури і часу витримки і звичайно складає 10–85 мкм. Пористість покриттів відповідає пористості зміцнених шарів отриманих методами хіміко-термічної обробки.

Хід реакції СВС при формуванні покриттів залежить від параметрів вихідних розрахунків, таких як розмір часток, щільність пресовки, товщини шару складу, методу ініціювання горіння суміші.

Макроструктура пресованої суміші характеризується контактним перетином, сумарним обсягом пір, загальною, відкритою і закритою пористістю; ці параметри роблять найбільш істотний вплив на швидкість поширення хвилі синтезу, а отже на процеси дифузії при формуванні СВС-покриття. Контактний перетин обумовлюється по формулі:

$$\alpha = \frac{P}{P_{HB}}; \quad (1)$$

де P – тиск пресування;

P_{HB} – контактна твердість матеріалу, обумовлена шляхом екстрополяції кривих пресування до значення пористості рівної нулю.

Залежність контактного перетину від параметрів пористого тіла має вигляд:

$$\alpha = \frac{A}{p_k^2} \left(\frac{\Pi}{1-\Pi} \right)^2 - \frac{B}{p_k} \frac{\Pi}{1-\Pi} + 1; \quad (2)$$

де $A = 20,7 \text{ м}^2/\text{див}^3$, $B = 9,1 \text{ г}/\text{см}^3$,
 $\rho_{\text{до}}$ – щільність контактного матеріалу суміші;
П – пористість.

Процес ущільнення порошкової суміші протікає поетапно, в першу чергу відбувається укладання часток зі стану насипки, потім деформація і дроблення. Пористість, при якій спостерігається максимальна швидкість горіння для більшості реакційних сумішей знаходиться в межах 40–50 %. Залежність має вид параболи з вираженим максимумом. Мінімальні значення швидкості горіння, при яких синтез найбільш ефективний, природно знаходяться на границі зон стійкого і хиткого горіння. При максимальному значенні пористості порядку 70 %, що досягається ущільненням і при насипній щільності 20 % СВС-продукт виходить найбільш високої якості і дифузійні процеси протікають при більш сприятливих умовах.

При малих значеннях пористості, коли частка відкритого простору велика і переважає відкрита пористість, десорбований у процесі горіння газ може вільно виходити, не руйнуючи структури покриття, що утворилося [5]. Це доцільно використовувати при створенні пористих антифрикційних покриттів.

При деформації інтенсивно зменшується обсяг вільного простору і більше закритої пористості. Зі зменшенням вихідної пористості знижується кількість десорбованого газу, що може вийти з пресовки за час руху хвилі синтезу [4]. Кількість газу, який залишився в порах пресовки росте. У зменшуваному обсязі пор вихідної пресовки різко збільшується внутрішньопоровий тиск. Він тим більше, чим менше пористість. Коли внутрішньопоровий тиск перевищить зовнішній вибір газу з пресовки, що руйнується останньою. Реакційна маса і кількість актів взаємодії зменшується. У результаті цього знижується кількість тепла, а отже знижується швидкість горіння. Тому швидкість горіння попередньо спресованої суміші знижується шляхом зменшення кількості виділюваного тепла, що виникає внаслідок зменшення реагуючої маси. Це не сприяє інтенсифікації дифузійної взаємодії компонентів суміші і продукту з підкладкою. Отже, формування СВС-покриттів найбільш доцільно робити при сильному укладанні часток реакційної суміші без підпресовки з деформацією наступних.

Товщина захисних покриттів, які наносяться різними методами знаходиться в межах від сотих часток до 3–5 мм [5]. Покриття, одержувані методом СВС надалі піддаються ущільненню різними методами деформування. Необхідність наступної деформації зв'язана з високою пористістю покриттів і тим, що процес горіння відбувається при товщинах не менш критичного діаметра горіння. Останній залежить від комплексу параметрів синтезу: початкової температури, складу суміші і температури горіння. У процесах СВС-покриттів необхідні вірогідні дані про можливість досягнення критичного діаметра $d_{\text{кр}}$ при заданому комплексі початкових параметрів реакції. Знання їх дозволить коректно визначити розміри найбільш тонких покриттів одержаних методом СВС.

Вивчення горіння різних реакційних систем відзначене зниженням критичного діаметра зі збільшенням концентрації вуглецю в суміші. Це пов'язано з тим, що підвищення вмісту приводить до росту температури горіння, обумовленому високою екзотермічністю реакції карбідоутворення. Введення вуглецю в суміш титан-алюміній призводить до підвищення температури горіння від 1625 °С для бінарної системи до 1985 °С при $[C] = 16 \%$. Різке зниження $d_{\text{кр}}$ характерне при $[C] > 14 \%$, що відповідає переходу температури горіння суміші через точку плавлення титану 1930 °С.

Зниження значення $d_{\text{кр}}$ пов'язано із підвищенням початкової температури T_0 . Ріст T_0 спричиняє ріст рідкої фази в зоні реакції, що в свою чергу призводить до більш інтенсивного розтікання в зону прогріву. Кількісне збільшення рідиннофазної складової з ростом температури горіння пов'язано з процесом розтікання який є термічно активним.

На величину $d_{\text{кр}}$ впливає введення в суміш легуючих елементів, що змінюють режим розтікання. Легування карбідоблагодуючими елементами (Cr, Mo, W, Zr) не обмежено розчинними в компонентах реакційної суміші приводить до перегрівання розплаву і зниженню його липкості. Процес розтікання інтенсифікується, що відповідає зниженню критичного діаметра горіння.

Найбільше зменшення $d_{кр}$ для реакційних сумішей, що містять титан і алюміній спостерігається при введенні до складу міді. Мідь утворює з титаном, алюмінієм і інших глибоких евтектик, котрі характеризуються зниженою липкістю середовища, яке розтікається.

Введення до складу реакційної суміші кремнію сприяє підвищенню $d_{кр}$. Утворення глибоких евтектик компенсується утворенням тугоплавких силіцидів, що підвищують липкість розплавів, які розтікається і мають високу теплоємність.

До параметрів шихти, що роблять вплив на характер поширення хвилі синтезу і властивості кінцевого продукту відноситься дисперсність легкоплавкого компоненту [2]. Найбільш сприятливою вважається така дисперсність, коли розплав легкоплавкого пального змочує поверхню основної маси тугоплавких компонентів і відбувається зменшення реакційної поверхні. Це призводить до уповільнення швидкості поширення хвилі горіння і посиленню процесів дифузії.

Для зменшення пористості СВС-покриттів обіжно необхідно прикласти навантаження, щодо забезпечення деформування твердих тугоплавких продуктів. Одним з ефективних шляхів зменшення пористості покриттів є додаткове нагрівання, що сприяє збільшенню рідкої фази і застосуванню легкоплавких добавок.

Дуже цікавим виявляється введення добавок, що змінює параметри процесу, безпосередньо в ході синтезу [1]. Відомо, що електричні і магнітні поля значно впливають на горіння з газових і конденсованих систем. Пропущення електричного току через екзотермічні суміші металів і неметалів, а також вплив імпульсами струму і високочастотним електромагнітним полем приводять до запалення суміш. При цьому запалення реакційних сумішей відбувається при їхній товщині меншій критичного діаметра. Крім того, пропущення імпульсів струму синхронно швидкості горіння, дає можливість здійснювати процес синтезу й одержання покриттів товщиною менше $d_{кр}$, тобто менш 3 мм.

Як джерело імпульсів струму використовували установку ЕФІ-5. Електроіскровий вплив здійснювали віброуючим електродом, виготовленим з мідного сплаву. При іскровому розряді відбувається віднесення матеріалу електрода в шихту. У якості останньої з використовували титан марки ПТМ і графіт з дисперсністю менш 45 мкм. Суміш титана з графітом розташовували на підкладці зі сталі 20. Товщина шару шихти не перевищувала критичного діаметра. Матеріал електрода що легує СВС-складу, утворює з титаном легкоплавку евтектику [3], і сприяє підвищенню якості покриття. При розряді відбувається запалення суміші. Якщо товщина шару перевищує критичний діаметр $d_{кр} \approx 4$ мм при $[C] > 14$ %, процес горіння протікає стійко. При товщинах 2,5; 1,5; 1,0; 0,5 мм горіння загасає на відстані 2,4; 2,1; 1,6; 0,8 мм від центра ініціювання.

Для того, щоб процес синтезу не загасав необхідно багаторазове ініціювання, що досягається при переміщенні віброуючого електрода при застосуванні багатоелектродних систем. У цьому випадку розряд можливий в палаючу, чи у вихідну реакційну суміш, або в готовий СВС-продукт. У першому випадку відбувається оплавлення електрода, розбризкування й інтенсивне переміщення рідкого металу в розплаві. В другому - запалення реакційної суміші. У третьому - зміцнення, додаткове легування й ущільнення покриття, що утворилося; проходження імпульсів електричного струму призводить до виникнення електричної дифузії СВС-продукту в підкладку і посиленню реакції синтезу компонентів. Під електричною дифузиею в даному випадку мається на увазі явище перерозподілу компонентів реакційної суміші і підкладки при проходженні імпульсів струму через мікроділянки фактичного взаємного контакту. Дифузія пов'язана з рухом атомів з одного вузла ґрат в іншій. Результатом підвищення температури твердого тіла є як збільшення швидкостей самодифузії що зовсім не зв'язані зі зміною концентрацій, так і дифузії атомів легуючих елементів і домішок, що можуть знаходитися в розплаві реакційної суміші.

На механізм дифузії у твердих тілах існує декілька поглядів. Основними з них є міжвузловий і міжвакансійний механізми, а також дифузія по між шляхом витиснення. Відповідно до першого з них атом дифундує, переходячи з одного міжвузла в яке небудь сусіднє, не викидаючи при цьому безупинного зсуву атомів матриці. Міжвузловий механізм дифузії діє в

сплавах, у яких розчинені атоми звичайно займають положення впровадження. В основі вакансійного механізму лежить, та відома обставина, що у всіх кристалах деякі вузли грати виявляються незайнятими, котрі називаються вакансіями. Якщо один із сусідніх атомів займає вакансію, то говорять, що він дифундував по вакансійному механізму. Вакансійний механізм переважає в металах і сплавах з кубічної гранецентрованої і кубічної об'ємноцентрованої гратами, а також у гексагональних металах, кристалах і окислах.

Механізм дифузії по міжвузліям шляхом витиснення полягає в тому, що розглянутий атом виштовхує одного зі своїх найближчих сусідів у міжвузлове і займає його місце в гратах. Перекручування грат, що при цьому відбувається дуже малі. Тому переміщення такого типу відбувається відносно легко.

Оскільки дифузія відбувається шляхом послідовного переміщення окремих атомів, то для руху будь-якого атома у твердому тілі обов'язкове придбання ним визначеної енергії активації E . У будь-який даний момент енергія окремих атомів міняється в широких межах. Одні атоми приходять в активний стан тільки в результаті великого збільшення енергії, інші меншого, а деякі взагалі не вимагають додаткової активації. Усякий фактор, що сприяє збільшенню вихідної енергії атома, тим самим сприяє зменшенню тієї додаткової енергії, що необхідна для активації атома при дифузії.

Численні дослідження вітчизняних закордонних учених показують, що уявлення, яке існувало на протязі довгого часу, про металеву провідність, як провідності з електронної, не зв'язаної з переносом маси речовини провідника при проходженні по ньому струму, є уявленням що достатньо відбиває цей процес [1–5].

При визначених температурах провідних матеріалів стає можливим перенос речовини при проходженні електричного струму. Явище полягає в спрямованій міграції іонів, що утворюють кістяк кристалічних граток. Електропереніс речовини характерний і для досліджуваних компонентів титан-вуглець, залізо-титан-вуглець. Більш висока міцність зчеплення СВС-покривів за традиційною технологією і технології СВС-синтезу з електроіскровою обробкою свідчить про дифузійні явища імпульсів, які протікають при пропусканні струму.

Важливим фактором, посилюючим процес дифузії, є попередня деформація плакованого металу підкладки. Це зв'язано з тим, що наявність надлишкової потенційної енергії призводить до збільшення імовірності активації атомів, які знаходяться в областях з неправильною структурою, підвищуючи тим самим швидкість дифузії, що звичайно значно швидше протікає по перекучених областях границь зерен, що мають високу енергію, чим в обсязі кристалів, що характеризуються більш зробленою структурою. В цілому збільшення перекучень рівно-сильне збільшенню температури.

Найбільш ефективним методом одержання дефектної структури в металах є ударно-хвильове нагруження останніх. Дія ударної хвилі, викликає виникнення дефектів типу вакансій і дислокацій. Механізм їх появи пов'язаний з високошвидкісними деформаціями ковзання, двійникування і зрушення по атомних площинах. Зміна концентрації дефектів у процесі високошвидкісного навантаження описують співвідношенням.

$$K = K_0 \exp\left(\frac{t}{t_i}\right), \quad (3)$$

де K_0 – вихідна концентрація дефектів; t – тривалість процесу; t_i – час релаксації для даного процесу.

При хвильовому навантаженні імовірніше виникнення двійникування, чим ковзання, у релаксації напруги. Двійникування проходить при напругах менших теоретичної межі міцності, однак для початку двійникування. Подальший розвиток процесу йде при менших напругах. Час утворення двійникового прошарку, що є часом релаксації двійникування, складає 10^{-8} с. Збільшення швидкості деформації сприяє розвитку двійника в металах і сплавах з об'ємноцентрованими кубічними гратками.

Двійники утворюються як при ударних, так і при вибухових навантаженнях, пов'язаних

з ударними хвилями. Зміна структури середовища при ударно-хвильовому навантаженні відбувається в три стадії. У першій стадії деформація супроводжується розвитком легкого ковзання з виходами на поверхню кристала тонких слідів рівнобіжних слідів ковзання; напруги цієї стадії є напругами переходу пружної деформації в пластичну. Друга стадія починається в момент, коли в ковзання включається більше число систем ковзання, по-різному орієнтованих стосовно прикладеної напруги: взаємодія дислокацій, пов'язана зі зменшенням довжини вільного пробігу дислокації, приводить до інтенсифікації зміцнення. Для третьої стадії характерна висока щільність дислокацій, що нагромадилися на другій стадії й утворення дефектних структур – найбільш прийнятних для зчеплення нанесеними на них покриттями. Зразки матеріалів дивіться на рис. 1.



Рис. 1. Зразки матеріалів з СВС-покриттям

У такому способі основними факторами, що визначають якість СВС-покриттів є: ступінь дисперсності більш легкоплавкого компоненту; концентрація легуючих елементів, карбідо- і силіцидоутворюючих; ступінь попередньої деформації; початкова температура запалення реакційної суміші і структура підкладки.

В останні роки найбільший інтерес виявляють до метода швидкої кристалізації, суть якого з полягає в з охолодженні розплавленого металу зі швидкістю порядку одного мільйона градусів за секунду. Швидко охолоджені сплави порівняно гомогенні, оскільки для утворення і росту великих зерен бракує часу. Матеріали з гомогенною структурою міцні і мають високі температури плавлення. Швидка кристалізація може викликати утворення метастабільних фаз: кристалічними аморфних, менш стійких фаз, що утворюються при повільному охолодженні. Метастабільні фази володіють рядом не тривіальних властивостей. Наприклад, алюмінієві сплави, що швидко кристалізуються, мають питому міцність, рівну чи перевищуючу міцність титанових сплавів при помірних і високих температурах. Вони також надзвичайно корозійно-стійкі. Швидкоохолоджені алюмінієві сплави здатні замінити титан у деталях компресорів газотурбінних двигунів, чавун у гальмових дисках автомобільних коліс, чавунні корпуси букс залізничних загонів і т. д.

Існують наступні методи одержання швидкоохолоджених сплавів. Найпростіший з них – надтверде загартування, при якій краплі розплавленого металу викидаються на охолодну поверхню. Інший метод - розпилення: дрібнорозпилені краплі проохолоджуються атмосферою винятково холодного інертного газу. Фірма Prant and Whitney розробила устаткування, в якому тонкий струмінь розплаву падає на швидкообертаючий диск, що розбиває її на краплі, і викидає їх у холодну атмосферу. За допомогою цього методу одержують дрібнодисперсні порошки швидкоохолодженого сплаву, що потім запресовуються шляхом гарячого пресування. General Company об'єднала плавлення, пресування і формування в єдиний процес, у якому за допомогою плазмового факела швидкоохолоджений сплав використовується як тонке покриття деталей. Охолоджений сплав добре протистоїть термічній стомленості [3].

В одному з найбільш універсальних методів швидкого охолодження використовуються лазери з високою щільністю енергії. Ці шари загартовуються шляхом контакту з холодним матеріалом, що знаходиться під ним. За допомогою цього методу досягають швидкості охолодження більш десяти мільйонів градусів за секунду. Основні переваги методу в тому, що мікроструктура поверхні металу може бути змінена без впливу на об'ємну частину. Можна одержувати і більш товсті шари швидкозагартованого металу, вирощуючи їх шляхом безупинного

нанесення на поверхню легovanого порошку з одночасним впливом на нього лазером. Маніпулюючи лазерним променем, можна одержувати досить складні конфігурації.

Зроблена спроба здійснення динамічного загартовування для одержання швидкозагартованого дробу. Спосіб динамічного загартовування полягає у швидкому переході від розгону до гальмування з використанням охолоджуючого середовища для утворення метастабільних фаз.

Процес можна здійснити за схемою (рис. 2). У порожнині, утвореній у високоміцному сплаві, розташовується вибухова речовина 1 і тіло, що метається, 2. При вибуху заряду 1 середовище, що метається, 2 розганяється і при зіткненні з охолоджуваною поверхнею 3 відбуваються процеси, характерні для швидкої кристалізації.

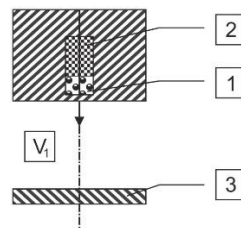


Рис. 2. Схема метання при швидкій кристалізації

Максимальний тиск, який виникає при зіткненні середовища, що метається, з твердою поверхнею, можна оцінити за формулою.

$$P = \rho_0 C_0 V (1 + kV/C_0), \quad (4)$$

де ρ_0 – щільність середовища що метається, і швидкість звуку в ній, V – швидкість часток середовища, що метається; k – постійна, що характеризує збільшення швидкості хвилі при ударному стиску. Тиск, необхідний для утворення метастабільної фази, відповідає сотням кілобар і його можливо досягти при швидкостях співударяння, що перевищують у декілька разів швидкість звуку в повітрі. Досягти цього можна при використанні імпульсних джерел енергії. Задача про метання тіл продуктами вибуху в спрощеній постановці вирішена в роботах. Швидкість тіла, що метається складе:

$$V_1 = D \left[\frac{3r}{(k^2 - 1)(3 + r)} \right]^{0,5}, \quad (5)$$

де k – показник продуктів вибуху; D – швидкість детонації;

$$r = \frac{\rho_0 \rho_1}{\delta_0 \delta_1}, \quad (6)$$

ρ_0, ρ_1 – густини вибухової речовини і тіла, що метається; δ_0, δ_1 – протяжності вибухової речовини і тіла, що метається. У залежності від виду вибухової речовини і співвідношення мас вибухової речовини і тіла, що метається, швидкість V_1 досягає 2500 мс^{-1} .

Швидкість спаду температури при зіткненні тіла, що метається, з поверхнею іншого матеріалу при швидкостях зтикання порядку 1000 мс^{-1} в інтервалі температур $700\text{--}350 \text{ }^\circ\text{C}$ складає до $3,5 \cdot 10^6$ град/с. При таких градієнтах температур відбувається одержання аморфних матеріалів з розплавів. Такі параметри зіткнення характерні для процесів зварювання вибухом і ряд дослідників, що вивчають структури зони з'єднання зварених вибухом заготовок, знайшли в звареному шві включення аморфного металу. Як видно, утворення аморфних структур відбувається з розплавленого металу. Т. ч. зіткнення тіла, що метається, з підкладкою повинне приводити до розплавлення зони контакту, підданого обробці матеріалу. Під впливом деяких режимів зварювання вибухом у зонах притиснутих до звареного шва, утворюються литі включення. Останні знижують якість і міцність звареного з'єднання і вкрай не бажані. Для утворення шару з аморфного матеріалу, чи матеріалу, який володіє великою кількістю аморфних складових, режими зіткнення повинні забезпечити розплавлення приконттактних шарів

і високу швидкість охолодження. Кількість литих включень в міру збільшення швидкості детонації D , а отже і швидкості в місці контакту. Структура зони зіткнення повинна бути хвилеподібною. При зіткненні без хвилеутворення литі включення не утворюються. Тому граничне значення швидкості і місці контакту повинне лежати в межах зони хвилеутворення. Величина зварювального зазору h і параметр зварювання g повинні відповідати максимальній швидкості зіткнення. Як правило, при таких режимах зварювання не відбувається, а утворюється аморфний шар, що володіє рядом унікальних властивостей. У такий спосіб на стику процесів зварювання вибухом і вибуховим зміцненням для ряду матеріалів можливий процес швидкої кристалізації. І цей процес, вірогідно, дає можливість одержання монометалів з поверхневою структурою і властивостями характерними для біметалів.

У процесах високотемпературного синтезу, що самопоширюється, питання фіксації проміжних продуктів при протіканні багатостадійних реакцій у хвилі СВС вирішується при швидкостях охолодження 10^4 – 10^5 к/с близьких до швидкостей швидкісного загартування. У цих умовах відбувається одержання метастабільних структур і станів речовини з особливими властивостями. Необхідну швидкість охолодження можна забезпечити при використанні високошвидкісного струменя води, спрямованої перпендикулярно фронту хвилі синтезу.

ВИСНОВКИ

У ході дослідження встановлено, що найбільш оптимальною схемою руйнування твердих сплавів для виготовлення штампового інструменту (зокрема матриць, пуансонів та інших елементів) є використання синхронізованих зарядів у двосторонньому варіанті, що дозволяє підвищити ефективність передачі детонації та покращити властивості кінцевого продукту. Параметри вихідної реакційної суміші, такі як пористість, розмір часток, концентрація легуючих елементів, а також зовнішні чинники (температура, електричні та магнітні поля, імпульси струму), мають вирішальний вплив на швидкість горіння, формування структури та рівень пористості СВС-покриттів, що критично важливо для забезпечення високої зносостійкості та міцності робочих поверхонь штампового інструменту.

Для досягнення високої якості покриттів, здатних ефективно працювати в умовах значних контактних навантажень і тертя, необхідно застосовувати додаткове ущільнення, використовувати легкоплавкі добавки або реалізовувати багаторазове ініціювання синтезу. Важливим напрямом є також використання методів швидкої кристалізації, що дозволяють отримувати метастабільні та аморфні структури з підвищеною твердістю, жаростійкістю й стійкістю до абразивного зносу, що розширює можливості їх застосування у виробництві матриць та інших штампуєчих елементів.

Крім того, ударно-хвильове навантаження ефективно створює дефектну структуру підкладки, що стимулює дифузійні процеси та забезпечує високу міцність зчеплення між покриттям і основним матеріалом, що є ключовим фактором для підвищення довговічності та працездатності штампового інструменту в умовах багаторазових циклів навантаження.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Sereda B., Sheyko S., Kruglyak I., Belokon Y. Application of activation of substrate by aluminium and copper for increase of adhesive durability of sheetings received in self-propagating high-temperature synthesis conditions. *10th International Conference on the Science and Technology of Adhesion and Adhesives*. 2008, pp. 437–439.
2. Белоконь Ю. О., Кулинич В. Д., Середя Д. Б., Драгобецький В. В. Перспективи розвитку технологій та обладнання саморозповсюд-жувального високотемпературного синтезу. *Вісник Кременчуцького національного університету імені Михайла Остроградського*. 2021. Випуск 6(131), С. 110-116.
3. Sereda B., Zherebtsov A., Belokon Y. The processes research of structurization of titan aluminides received by SHS. *Materials Science and Technology Conference and Exhibition*. Pittsburgh, 2009. Vol. 3, pp. 2069–2073.
4. Sereda B., Sereda D., Sereda I. Establishment of the relationship between the microstructure characteristics and the heat resistance of silicate coatings obtained under SHS conditions. *Materials Science and Technology Conference and Exhibition*. Pittsburgh, 2017. Vol. 1, pp. 412–416. 10.7449/2017/MST_2017_412_416
5. Sereda B., Sereda D. Advanced chromoaluminizing coatings for heat-resistance on composite materials under SHS. *Materials Science and Technology Conference and Exhibition*. Pittsburgh, 2015. 1, pp. 229–232.

6. Zhongjie Pu, Jiandong Shi, Dunxu Zou, Zengyong Zhong. Microstructure and mechanical properties of TiAl-based alloy. *Journal of Materials Science & Technology*. 1993. 9, pp. 449–457.
7. Noebe R.D., Bowman R.R., Nathal M.V. Physical and mechanical metallurgy of NiAl. *NASA Technical Paper*. Washington. 1994. 44 p.
8. Appel F., Heaton Paul J. D., Oehring M. Gamma titanium aluminide alloys: *Science and Technology*. Weinheim: Wiley-VCH Verlag GmbH, 2011. 762 p. ISBN 978-3-527-31525-3.
9. Kim Y.W., Boyer R.R. Microstructure: Property relationships in titanium alloys and titanium aluminides. *Proceedings of the Symposium, Fall Meeting of the Minerals, Metals, and Materials Society, Detroit, MI, Warrendale*. 1991, p. 91

REFERENCES

1. Sereda B., Sheyko S., Kruglyak I., Belokon Y. Application of activation of substrate by aluminium and copper for increase of adhesive durability of sheetings received in self-propagating high-temperature synthesis conditions. *10th International Conference on the Science and Technology of Adhesion and Adhesives*. 2008, pp. 437–439.
2. Y. Belokon, V. Kulynych, V. Drahobetskyi, D. Sereda, Technologies and equipment development prospects for self-propagating high-temperature synthesis (SHS), *Transactions of Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University*. Kremenchuk: KrNU. 2021. 6(131), pp. 110–116. (in Ukrainian).
3. Sereda B., Zherebtsov A., Belokon Y. The processes research of structurization of titan aluminides received by SHS. *Materials Science and Technology Conference and Exhibition*. Pittsburgh, 2009. Vol. 3, pp. 2069–2073.
4. Sereda B., Sereda D., Sereda I. Establishment of the relationship between the microstructure characteristics and the heat resistance of silicate coatings obtained under SHS conditions. *Materials Science and Technology Conference and Exhibition*. Pittsburgh, 2017. Vol. 1, pp. 412–416. 10.7449/2017/MST_2017_412_416
5. Sereda B., Sereda D. Advanced chromoaluminizing coatings for heat-resistance on composite materials under SHS. *Materials Science and Technology Conference and Exhibition*. Pittsburgh, 2015. 1, pp. 229–232.
6. Zhongjie Pu, Jiandong Shi, Dunxu Zou, Zengyong Zhong. Microstructure and mechanical properties of TiAl-based alloy. *Journal of Materials Science & Technology*. 1993. 9, pp. 449–457.
7. Noebe R.D., Bowman R.R., Nathal M.V. Physical and mechanical metallurgy of NiAl. *NASA Technical Paper*. Washington. 1994. 44 p.
8. Appel F., Heaton Paul J. D., Oehring M. Gamma titanium aluminide alloys: *Science and Technology*. Weinheim: Wiley-VCH Verlag GmbH, 2011. 762 p. ISBN 978-3-527-31525-3.
9. Kim Y.W., Boyer R.R. Microstructure: Property relationships in titanium alloys and titanium aluminides. *Proceedings of the Symposium, Fall Meeting of the Minerals, Metals, and Materials Society, Detroit, MI, Warrendale*. 1991, p. 91

Kulynych V. Ensuring wear resistance of a stamp tool using self-propagating high-temperature synthesis processes.

The article considers the current issues of implementing innovative technologies for applying protective and strengthening coatings on the surface of a stamping tool using the method of self-propagating high-temperature synthesis (SHS). The authors analyze the problems of resource conservation in industry associated with the use of expensive alloyed alloys and propose an alternative approach - the formation of coatings with specified properties, which allows reducing the cost of production without losing operational characteristics. The study separately considers the influence of such parameters as porosity, dispersion of components, concentration of alloying additives, burning rate, as well as the influence of external factors (temperature, electric and magnetic fields, pulsed currents) on the quality and structure of coatings. Considerable attention is paid to rapid crystallization methods, which allow obtaining metastable and amorphous materials with unique properties, in particular increased corrosion resistance and specific strength. The role of shock wave loading as a method of creating a defective substrate structure that stimulates diffusion processes and enhances adhesion between the base material and the coating is analyzed. The main goal of the work is to develop and justify the technological parameters of the SHS process to obtain protective coatings with specified physical and mechanical properties while minimizing the use of expensive components. The results obtained may be useful for the implementation of effective resource-saving technologies in the manufacture of stamping tools, as well as for further research in the field of materials science.

Keywords: *stamping tool; self-propagating high-temperature synthesis (SHS); protective coatings; resource conservation; alloying additives; rapid solidification; diffusion; shock-wave loading; metastable structures.*

Кулинич Вікторія – канд. техн. наук, докторантка КрНУ.

Kulynych Viktoriia – Candidate of Technical Science, Doctoral Student KrNU.

E-mail: vikulsija@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4303-7124>

КрНУ – Кременчуцький національний університет ім. Михайла Остроградського, Кременчук.

KrNU – Mykhailo Ostrohradskyi National University, Kremenchuk.

Стаття надійшла до редакції 12.07.25 р.

Гринь О. Г.
Жаріков С. В.

АНАЛІЗ ПРИЧИН ЗНОСУ РОБОЧИХ ВТУЛОК ПРИ ПРЕСУВАННІ ТРУБ З МІДНИХ СПЛАВІВ

Аналіз літературних даних показав, що пресовий інструмент, у тому числі робочі втулки контейнерів, зазнають інтенсивного зношування. Втулка працює при високих тисках, циклічних знакозмінних навантаженнях, інтенсивному терті, високих температурах і різких температурних змінах, що зумовлюють значну нерівномірність температурних полів. У циклі пресування окремі ділянки інструменту нагріваються до температур, близьких до температури злитка (970 ± 20 °С), а потім охолоджуються. Основними причинами виходу їх з ладу є: зношування стиранням, утворення сітки розгарних тріщин і деформування робочої поверхні втулки, налипання металу, що деформується. Встановлено, що величина зносу зростає в міру роботи інструменту і характеризується трьома періодами: швидкий- на початку експлуатації (до 10...15 % стійкості), повільний - на середній стадії (65...70 % стійкості) та прискорений - на заключній стадії експлуатації до виходу інструменту з ладу. Наведені результати металографічних досліджень поширеного наплавлення: верхній шар якого складається з мартенситу, троститу і карбідів, що відповідає високому питомому навантаженню, проявляє фізико-хімічну пасивність по відношенню до металу який оброблюється, проміжний шар – тростит в зоні термічного впливу, забезпечує адгезійний зв'язок між верхнім і нижнім шарами наплавленого металу, нижній шар складається з сорбіту та забезпечує сумісність з металом основи втулки. Забезпечуючи необхідні властивості та товщину шару в залежності від його функціонального призначення можна ефективніше варіювати властивостями наплавлення в цілому. Зазначено, що при конструюванні багатощарового покриття необхідно враховувати особливості процесу пресування, що визначає характер зносу інструменту та руйнування покриття на його контактних ділянках. Сформульовані основні вимоги до наплавленого металу для пресового інструменту гарячої деформації.

Ключові слова: пресовий інструмент, наплавлення, знакозмінні навантаження, знос інструменту.

Процес пресування є основною заготівельною операцією під час виробництва труб із кольорових матеріалів та сплавів. Пресовий інструмент, у тому числі робочі втулки контейнерів, зазнають інтенсивного зношування. За умовами експлуатації інструменту втулки контейнерів відносяться до важко навантаженого інструменту, тому що мають безпосередній контакт з металом, що пресується. Втулка працює при високих тисках (до 1000 МПа), циклічних знакозмінних навантаженнях, інтенсивному терті, високих температурах (постійна температура втулки 300–350 °С, короткочасна температура 600–700 °С) і різких температурних змінах, що зумовлюють значну нерівномірність температурних полів. У циклі пресування окремі ділянки інструменту нагріваються до температур, близьких до температури злитка (970 ± 20 °С), а потім охолоджуються [1–6].

Недоліком технологічного процесу пресування є низька стійкість робочих втулок при пресуванні трубних заготовок на горизонтальному гідравлічному пресі, що призводить до підвищених витрат металу, що йде на виготовлення втулок і, як наслідок, до підвищення собівартості продукції (рис. 1). Таким чином, збільшення стійкості робочих втулок у процесі пресування труб є актуальним завданням.



а



б

Рис. 1. Етап завантаження заготовки до пресу (а), заготовки труб (б)

Метою даної роботи є виявлення причин виходу з ладу робочих втулок при пресуванні трубних заготовок на гідравлічних пресах.

Аналіз експлуатації робочих втулок контейнерів горизонтальних гідравлічних пресів показав, що основними причинами виходу їх з ладу є: зношування стиранням, утворення сітки розгарних тріщин і деформування робочої поверхні втулки, налипання металу, що деформується (рис. 2).

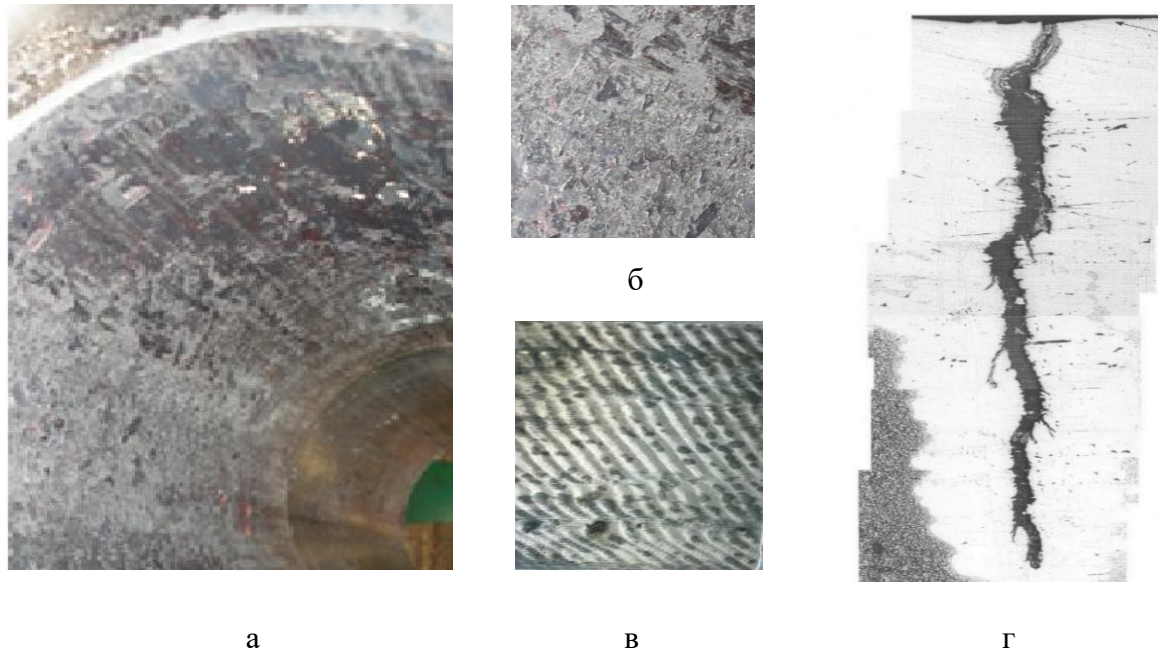


Рис. 2. Зовнішній вигляд поверхні зношеної прес-втулки (а), окалина на поверхні (б) та після її видалення (в), розгарна тріщина (г)

Знос втулок, викликаний тертям, найбільшою мірою проявляється при пресуванні у горизонтальних пресах. Втулка інтенсивно зношується на конус ухилом до вихідного кінця, де діють найбільші тиски та сили тертя. Вимірювання вироблення втулки на горизонтальному пресі зусиллям 31 МН при пресуванні мідних сплавів показали, що максимальне зношування по діаметру у цьому випадку становить до 3,0 мм. Уже на початку експлуатації внутрішня поверхня втулки стає хвилястою (рис. 2, в). Зі збільшенням числа пресувань величина гребенів та западин збільшується, гребені поступово зсуваються до вихідного кінця прес-втулки. Потім, коли зміцнений метал з вихідного кінця втулки затікає в область сполучення між втулкою і матрицеутримувачем, починається інтенсивний процес плинності металу втулки. Цим пояснюється суттєве збільшення діаметра вихідного кінця втулки. На відстані 40–50 мм від вихідного торця втулки має місце вироблення по колу робочої поверхні (поглиблення) шириною до 20 мм. Час взаємодії розігрітого мідно-нікелевого сплаву з робочою поверхнею інструменту триває до 1 хв. з наступним охолодженням водою протягом 40–45 сек. У процесі експлуатації робочі поверхні інструменту піддаються багаторазовому нагріванню та охолодженню, зношування їх в цьому випадку відбувається швидше. Стійкість втулки на цих пресах становить 500–550 пресувань для мідних сплавів. В результаті значних температурно-силових впливів у поверхневих шарах інструмента відбуваються структурні зміни, що призводять до нерівномірного розподілу твердості в його перерізі і до зменшення опору крихкому руйнуванню металу.

Наслідком таких умов є утворення розгарних тріщин, що розташовуються, як правило, перпендикулярно дії максимальних напруг. Зі зростанням температури та числа циклів роботи розміри тріщин збільшуються, при цьому загальна довжина їх також зростає. Проникнення тріщин у глибину зупиняється за певної кількості циклів, характерного кожному конкретному матеріалу. Це пояснюється різними технологічними і механічними властивостями сталей, що визначаються головним чином, їх складом [7–10].

На кількох зразках було виявлено тріщини. Один з таких зразків, виготовлений із сталі 38ХНЗМФА, наплавлений сталлю 20Х4В10Н4Ф, був підданий металографічним дослідженням у зоні наплавленого металу, зони термічного впливу та основного металу.

Зовнішнім оглядом, після травлення, в макроструктурі металу торцевої поверхні зразка виявлено порушення суцільності металу довжиною 3,1 мм, що поширюється з поверхні зразка та вражає всю товщину наплавленого шару і практично всю зону термічного впливу в основному металі. Ширина зони термічного впливу, що відрізняється світлішою травимістю від основного металу, становить 4 мм (рис. 3).

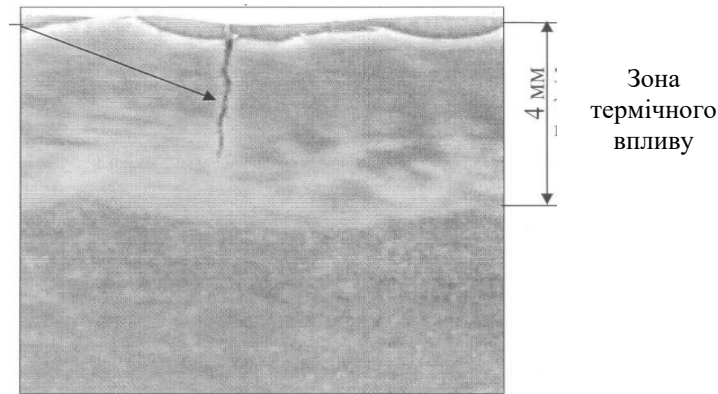


Рис. 3. Макроструктура зразка поперечного перерізу робочої втулки

Візуальним оглядом протилежної торцевої поверхні зразка виявлено порушення суцільності металу аналогічної довжини та характеру розташування. Порушень суцільності, раковин, шлакових включень по межі наплавленого та основного металу не виявлено.

Мікроструктуру металу зразка у перерізі «наплавлений – основний» метал досліджено за допомогою металографічного мікроскопа «Неофот-30» зі збільшеннях $\times 50$, $\times 100$, $\times 500$.

Мікродослідженням нетравленого мікрошліфа виявлено порушення суцільності металу, рівень забрудненості металу неметалевими включеннями, як області дефекту, і поза його розташування, відповідає 2-3 балу згідно з ДСТУ ISO 4967:2017. Метал забруднений неметалевими включеннями переважно силікатного та сульфідного типу (рис. 4).

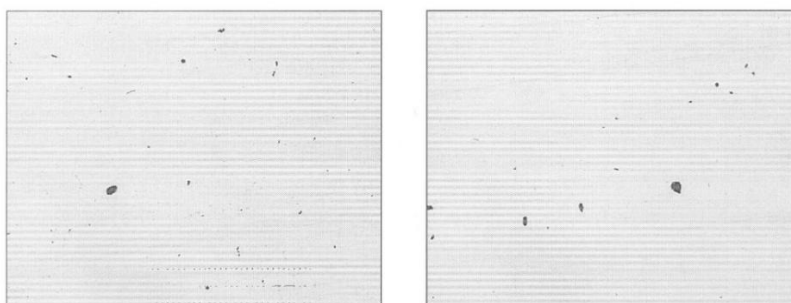


Рис. 4. Неметалічні включення у досліджуваному зразку, $\times 100$

Мікроструктура металу після травлення являє собою:

- 1) троостомартенсит та карбіди - у металі наплавленого шару;
- 2) троостит - в зоні термічного впливу;
- 3) сорбіт, що характеризується 7 номером, згідно з шкалою №1 ДСТУ 8972:2019 – в основному металі (рис. 6).

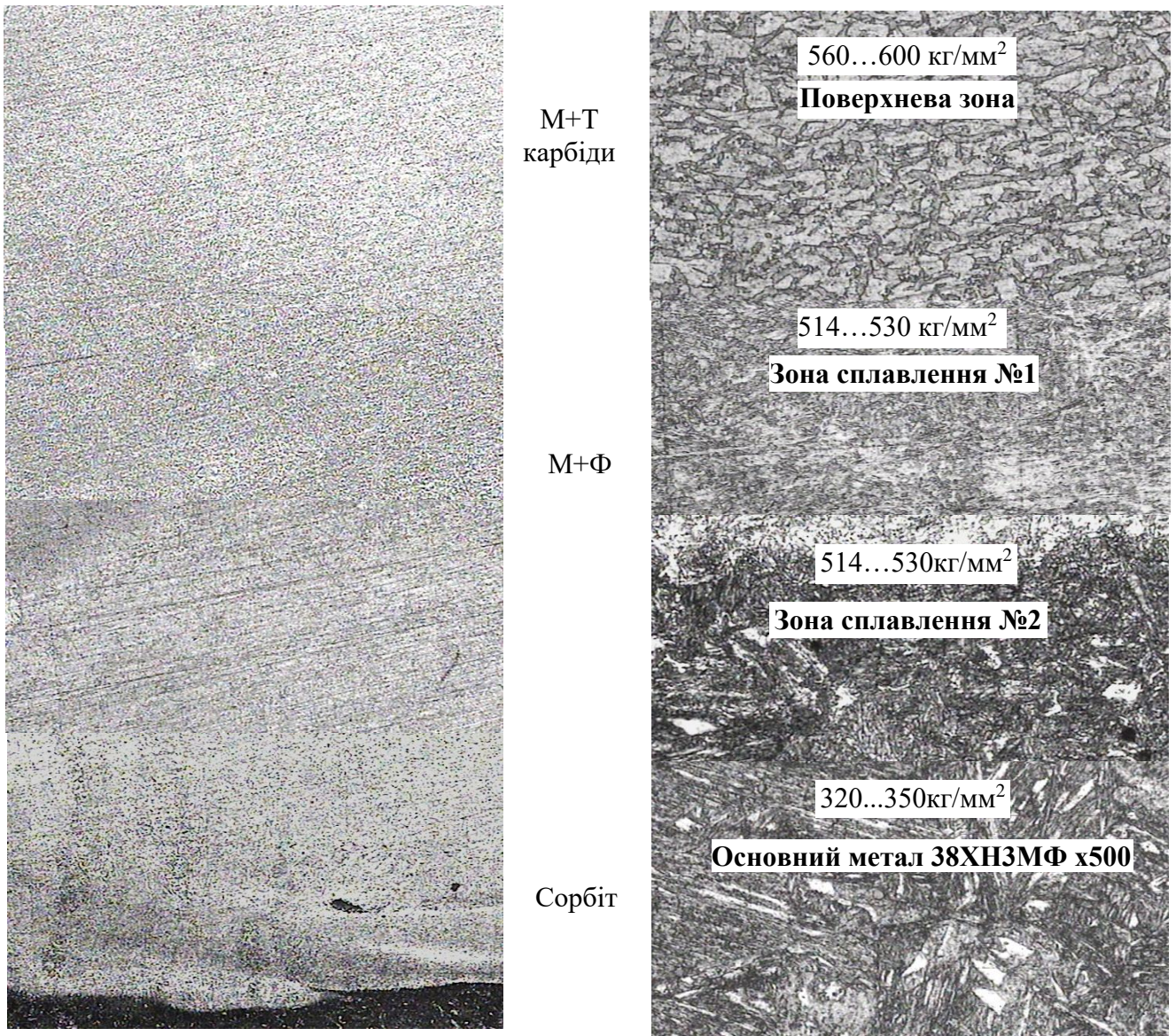


Рис. 6. Дослідження мікроструктури і мікротвердості по висоті наплавленого шару

На підставі вивчення кінетики зношування робочих втулок контейнерів горизонтальних пресів при гарячому пресуванні металів встановлено, що величина зносу від стирання зростає в міру роботи інструменту і характеризується трьома періодами [11, 12]: швидко на початку експлуатації (до 10...15 % стійкості), повільно на середній стадії (65...70 % стійкості) та швидко на завершуючій стадії експлуатації до виходу інструменту з ладу (рис. 7).

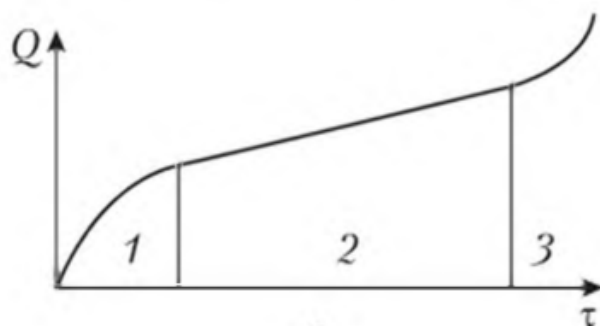


Рис. 7. Залежність зносу поверхні від терміну роботи інструменту пресування

Перший період зазвичай зв'язується з підвищеними питомими навантаженнями, що є наслідком інтенсивної теплопередачі від металу, що деформується, в холодний інструмент, що знижує пластичність металу і вимагає для оформлення пресованої деталі великих витрат енергії формозміни. Виключити та скоротити цей період можна шляхом нагрівання інструменту перед початком пресування.

Другий період зносу характеризується тепловим і силовим режимом взаємодії деформованого металу і робочого інструменту при відносно рівномірному розподілі зносу по навантажених поверхнях.

Локалізація зносу у якому-небудь місці, джерелом якої може бути розгарна тріщина, призводить до швидкого виходу робочого інструменту з ладу на третій стадії. Іноді третій період зношування обумовлюється структурними перетвореннями та зниженням механічної міцності приконттактного шару металу інструменту у зв'язку з перевищенням допустимого значення температури.

Найбільш сприятливим для забезпечення важких умов роботи є комплексне легування матеріалу вольфрамом, молібденом, хромом, ванадієм, титаном, ніобієм, що дозволяє підвищити стійкість проти відпуску, зносу стиранням, окисного та інших видів зносу. Однак, оптимальний вміст легуючих елементів і величина, одержувана за рахунок їх твердості робочої поверхні інструменту для гарячого деформування металів, підлягають всебічному вивченню, оскільки стосовно наплавленого металу вони досліджені недостатньо.

Багатошарові покриття характеризуються плавним переходом фізико-механічних та теплофізичних властивостей покриттів від інструментальної основи до верхнього граничного шару покриття. Підбираючи властивості та товщину вихідного шару в залежності від його функціонального призначення можна ефективніше варіювати властивостями покриття в цілому.

Покриття повинні складатися з наступних шарів, які виконують строго регламентовані функції:

- верхнього – твердого, зносостійкого шару, що має фізико – хімічну пасивність по відношенню до оброблюваного матеріалу та високу термодинамічну стійкість;
- нижнього – що володіє максимальною хімічною сумісністю з матеріалом основи та забезпечує максимальну адгезію з поверхнею інструменту;
- проміжних шарів - що мають змінні властивості та забезпечують адгезійний зв'язок між верхнім та нижнім шарами.

Накопичений досвід і ряд досліджень показують, що ефективність тих самих складів наплавленого металу, на різних операціях пресування не однакова. Отже, при конструюванні багатошарового покриття необхідно враховувати особливості процесу пресування, що визначає характер зносу інструменту та руйнування покриття на його контактних ділянках.

На підставі вищевикладеного можна сформулювати основні вимоги до наплавленого металу для пресового інструменту гарячої деформації. Цьому металу має бути притаманні:

- необхідна твердість при робочих температурах;
- висока міцність при достатньому рівні пластичності;
- достатній опір утворенню тріщин при високих термічних напругах;
- задовільна зварюваність;
- чинити опір зносу при підвищених температурах.

ВИСНОВКИ

Інструмент для гарячого деформування металів працює в умовах значних теплових та силових навантажень і піддається різним видам зношування, при цьому внаслідок застосування нових конструкційних матеріалів виникає необхідність розширення робочого діапазону температури експлуатації штампових сталей до 700–800 °С, що неможливе без комплексного підходу до виявлення причин виходу з ладу робочих втулок при пресуванні трубних заготовок на гідравлічних пресах.

Багатошарове зміцнююче наплавлення характеризується плавним переходом фізико-

механічних властивостей наплавленого металу від верхнього шару з мікротвердістю 560...600 кг/мм² до перехідної зони сплавлення (до 530 кг/мм²) та вихідного матеріалу інструментальної основи (до 350 кг/мм²). Підбираючи властивості та товщину шару в залежності від його функціонального призначення можна ефективніше варіювати властивостями наплавлення в цілому.

Найбільш перспективним для підвищення терміну експлуатації пресового інструменту є комплексне легування наплавленого шару вольфрамом, молібденом, хромом, ванадієм, кобальтом, що дозволяє підвищити стійкість проти відпуску, стирання, окисного та інших видів зносу. Однак, оптимальний вміст легуючих елементів і величина зносу робочої поверхні інструменту, для гарячого деформування металів, підлягають всебічному вивченню, оскільки стосовно наплавленого металу вказані фактори досліджені недостатньо.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Гогаєв К. О., Сидорчук О. М., Радченко О. К. Інструментальні штампові сталі для гарячого деформування. *Металознавство та обробка металів*. 2016. 3. С. 18–21.
2. Сидорчук О. М. Властивості штампової сталі 4X4H5M4Ф2 для гарячого деформування кольорових металів та сплавів. *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. 2021. 1. С. 108–111.
3. Алієв І. С., Алієва Л. І., Лобанов А. І., Савчинський І. Р. Забезпечення стійкості штампової оснастки. *Металообробка*. 2007. 5. С. 22–28.
4. Карпенко В. М., Кошовий А. Д., Катренко В. Т. та ін. Оптимізація складу наплавленого металу пресового інструменту. *Теоретичні та технологічні основи наплавлення. Наплавлення деталей та обладнання металургії та енергетики*. Київ, ІЕЗ ім. Є.О. Патона. 1980. С. 42–48.
5. Бармін Л. Н., Корольов Н. В., Пряхін А. В. Властивості мартенситно-старіючих сплавів для наплавлення інструменту гарячого та холодного деформування металу. *Теоретичні та технологічні основи наплавлення*. Київ: ІЕЗ ім. Є. О. Патона. 1979. С. 57 - 61.
6. Бойко І.О., Пашинський В.В., Пашинська О.В., Паровішник М.М. Наплавлення пресового інструменту для обробки кольорових металів самозахисним порошковим дротом ПП- 50Х6В2ГСМФА. *Автоматичне зварювання*. 2022. 7. С. 37–41.
7. Гринь А. Г., Жаріков С. В., Дудінський А. Д. Спосіб підвищення довговічності прошивних штампів. *Зварювання та споріднені технології, перспективи розвитку*. Матеріали IV міжнародної науково-технічної конференції. Краматорськ: ДДМА. 2016. 140 с.
8. Тишаєв С. І., Конрад Ю. Р., Позняк Л. А. Нова сталь 5Х2ВМНФ (ДН-32) для штампового інструменту гарячого деформування. *Ковальсько-штампувальне виробництво*. 1973. 6. С. 14–18.
9. Кондратьєв І. А., Рябцев І. А., Черняк Я. П. Порошковий дріт для наплавлення шару мартенситностаріючої сталі. *Автоматичне зварювання*. 2006. 4 (636). С. 50–53.
10. Лейначук Є. І., Підгаєцький В. В., Парфессо Г. І. Вплив хрому на стійкість металу шва проти утворення тріщин кристалізаційних. *Автоматичне зварювання*. 1978. 1. С. 20–23.
11. Стецьків О. П. До питання про сумісність та довговічність пар тертя при нормальних видах зношування. *Поліграфія та видавнича справа*. 1994. 29. С. 13–18.
12. Журавель Д.П., Гвоздовський О.М. Обґрунтування видів зношування енергетичних засобів та методів їх оцінки. *Технічне забезпечення інноваційних технологій в агропромисловому комплексі*: матеріали II Міжнародної конференції. Мелітополь: ТДАТУ. 2020. С. 514–520.

REFERENCES

1. Gogaev K. O., Sydorчук O. M., Radchenko O. K. Tooling die steels for hot deformation. *Metallurgy and metal processing*. 2016. 3. P. 18–21. (in Ukrainian).
2. Sydorчук O. M. Properties of die steel 4X4H5M4Ф2 for hot deformation of non-ferrous metals and alloys. *Bulletin of the Vinnytsia Polytechnic Institute*. 2021. 1. P. 108–111. (in Ukrainian).
3. Aliyev I. S., Alieva L. I., Lobanov A. I., Savchinsky I. R. Ensuring the stability of die equipment. *Metalworking*. 2007. 5. P. 22–28. (in Russian).
4. Karpenko V. M., Koshevyu A. D., Katrenko V. T. et al. Optimization of the composition of the deposited metal of a press tool. *Theoretical and technological foundations of surfacing. Surfacing of parts and equipment of metallurgy and power engineering*. Kyiv, IEZ named after E.O. Paton. 1980. P. 42–48. (in Russian).
5. Barmin L. N., Korolev N. V., Pryakhin A. V. Properties of martensitic-aging alloys for surfacing of tools for hot and cold metal deformation. *Theoretical and technological foundations of surfacing*. Kyiv: IEZ named after E.O. Paton. 1979. P. 57–61. (in Russian).
6. Boyko I. O., Pashinsky V. V., Pashynska O. V., Parovishnyk M. M. Surfacing of a press tool for processing non-ferrous metals with self-shielding flux-cored wire ПП- 50Х6В2ГСМФА. *Automatic welding*. 2022. 7. P. 37–41. (in Ukrainian).

7. Grin A. G., Zharikov S. V., Dudinsky A. D. A method for increasing the durability of piercing dies. *Welding and related technologies, development prospects*. Materials of the IV International Scientific and Technical Conference. Kramatorsk: DDMA. 2016. 140 p. (in Russian).
8. Tyshaeв S. I., Konrad Yu. R., Poznyak L. A. New steel 5X2BMHФ (ДН-32) for hot deformation die tools. *Forging and stamping production*. 1973. 6. P. 14–18. (in Russian).
9. Kondratyev I. A., Ryabtsev I. A., Chernyak Ya. P. Flux-cored wire for surfacing a layer of martensitic aging steel. *Automatic welding*. 2006. 4 (636). P. 50–53. (in Russian).
10. Leynachuk E. I., Pidgaetsky V. V., Parfesso G. I. The influence of chromium on the resistance of the weld metal to the formation of crystallization cracks. *Automatic welding*. 1978. 1. P. 20–23. (in Russian).
11. Stetskiv O. P. On the issue of compatibility and durability of friction pairs during normal types of wear. *Printing and publishing*. 1994. 29. P. 13–18. (in Ukrainian)
12. Zhuravel D. P., Gvozдовsky O. M. Justification of types of wear of energy resources and methods for their assessment. *Technical support of innovative technologies in the agro-industrial complex: materials of the II International Conference*. Melitopol: TDATU. 2020. P. 514–520. (in Ukrainian)

Grin O., Zharikov S. Analysis of the causes of wear of working bushings when pressing copper alloy pipes.

Analysis of literature data showed that the press tool, including the working bushings of containers, are subject to intensive wear. The bushing operates at high pressures, cyclic alternating loads, intense friction, high temperatures and sharp temperature changes, which cause significant unevenness of temperature fields. In the pressing cycle, individual sections of the tool are heated to temperatures close to the ingot temperature (970 ± 20 °C), and then cooled. The main reasons for their failure are: abrasion wear, the formation of a network of spreading cracks and deformation of the working surface of the bushing, adhesion of the deformable metal. It was established that the amount of wear increases as the tool works and is characterized by three periods: fast - at the beginning of operation (up to 10...15 % of resistance), slow - at the middle stage (65...70 % of resistance) and accelerated - at the final stage of operation until the tool fails. The results of metallographic studies of layer-by-layer surfacing are presented: the upper layer of which consists of martensite, trostite and carbides, which corresponds to a high specific load, exhibits physicochemical passivity in relation to the metal being processed, the intermediate layer - trostite in the heat-affected zone, provides an adhesive bond between the upper and lower layers of the surfacing metal, the lower layer consists of sorbite and ensures compatibility with the base metal of the sleeve. Providing the necessary properties and layer thickness depending on its functional purpose, it is possible to more effectively vary the properties of surfacing as a whole. It is noted that when designing a multilayer coating, it is necessary to take into account the peculiarities of the pressing process, which determines the nature of tool wear and destruction of the coating in its contact areas. The main requirements for the surfacing metal for a hot deformation press tool are formulated.

Key words: press tool, surfacing, alternating loads, tool wear

Гринь Олександр Григорович – канд. техн. наук, доц., декан ДДМА

Grin Oleksandr – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Dean DSEA

E-mail: mf@dgma.donetsk.ua

ORCID: <https://orcid.org/%200000-0002-3432-8149>

Жаріков Сергій Володимирович – канд. техн. наук, доц.

Zharikov Serhii – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor

E-mail: mf@dgma.donetsk.ua

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-8754-9447>

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

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

Стаття надійшла до редакції 12.07.25 р.

Дьяченко Ю. Г.
Федоров М. М.
Лютий Р. В.

ОСОБЛИВОСТІ ПЕРЕТВОРЕННЯ ПРИ ОХОЛОДЖЕННІ С ТЕМПЕРАТУРИ АУСТЕНІЗАЦІЇ КОНСТРУКЦІЙНОЇ СТАЛІ ДЛЯ ГАРЯЧОЇ ОБРОБКИ ТИСКОМ

Розглянуто особливості перетворення при охолодженні з температури аустенізації зразків (виробів) із конструкційної сталі 50 для гарячої обробки тиском у середовищі ГЛ-1, які необхідно знати під час вибору режимів термообробки. Використано метод охолодження в середовищі ГЛ-1 під час розроблення режимів відпалу для сталевих виробів з вмістом вуглецю 0,4-0,5 %. Показано, особливості тепловідведення від нагрітих зразків під час занурення їх у середовищі ГЛ-1 на прикладі сталі 50 стандартного складу. Встановлено, що на кривій нагріву середовища ГЛ-1 можна відзначити чотири інтервали температур, взаємопов'язаних зі зміною температур під час охолодження зразка. Перший інтервал нагрівання середовища від 20 до 100 °С зумовлений зануренням у нього зразка з температурою 900 °С та охолодженням його до температури 740 °С. У цьому інтервалі температура середовища ГЛ-1 підвищується повільно, що пов'язано з необхідністю прогрівання його початкового об'єму. У другому інтервалі від температури 100 °С до температури 220 °С спостерігається більш різке нагрівання середовища, що пов'язано з поглинанням тепла при виділенні фериту з аустеніту. Третій інтервал охоплює нагрівання від 220 до 250 °С, він пов'язаний з поглинанням тепла, що виділилося під час перетворення аустеніту на перліт. Четвертий інтервал охолодження середовища ГЛ-1 від температури 250 °С і нижче пов'язаний з охолодженням зразка після структурно-фазових перетворень, які пройшли в ньому. Обґрунтовано, що зі збільшенням маси виробів підвищується температура початку виділення надлишкового фериту з аустеніту, незначно підвищується температура перлітного перетворення, збільшується тривалість цього перетворення. Отримані данні є підставою для розроблення режимів термічної обробки конструкційних сталей, що дозволить підвищити її міцність та термін експлуатації в умовах змінного і багаторазового нагрівання і охолодження робочого шару при гарячій обробці тиском.

Ключові слова: конструкційна сталь, гаряча обробка тиском, аустеніт, ферит, перлітне перетворення, відпал, термічна обробка, структура, охолодження.

Для забезпечення структурної однорідності сталь після гарячої обробки тиском 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 [1–4].

Подрібнювання зерна в сталях ґрунтується на $\alpha \rightleftharpoons \gamma$ процесі перекристалізації, тобто обумовлюється алотропічним переходом і утворенням при цьому дрібних зерен [5]. У конструкційних сталях остаточне перетворення $\alpha \rightleftharpoons \gamma$ відбувається при переході за точки Ас₃, 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 [6, 7]. Необхідною умовою для збереження в аустеніті дрібного зерна є правильно підібраний режим термічної обробки [8].

Сталі, що мають вуглецю 0,4–0,5 % широко застосовують у промисловості як конструкційний матеріал якій піддається зміцнюючій термічній обробці [9]. За рівнем стійкості аустеніту під час безперервного охолодження зазначені сталі належать до сталей зі зниженою стійкістю аустеніту [10]. Вироби з неї піддаються різним видам термічної обробки у тому числі нормалізації та відпалу [11]. Проблемою під час відпалу цієї сталі є охолодження з піччю, що сприяє неефективному використанню пічного обладнання та значним енерговитратам на регулювання швидкостей охолодження. Крім того, при повільному охолодженні в процесі відпалу посилюється окалиноутворення, що призводить до втрати металу через збільшення припусків на механічну обробку. Під час нормалізації для цієї сталі у нинішніх умовах виробництва важко отримати однорідну структуру за перерізом виробів, особливо великих розмірів [11]. Для поліпшення структури сталей рекомендується застосовувати охолодження в середовищі ГЛ-1 [12]. Однак до конкретних видів термообробки стосовно сталі 50 цей спосіб вимагає уточнення.

Мета роботи: вивчити особливості перетворення при охолодженні з температури аустенізації зразків (виробів) із сталі 50 у середовищі ГЛ-1, які необхідно знати під час вибору режимів термообробки.

Нагрівання сталевих зразків здійснювали за потужністю електричної печі шахтного типу. Після нагріву до температури аустенізації і витримки протягом однієї години зразки вивантажували з печі і повністю занурювали у ванну з середовищем ГЛ-1, з початковою температурою 20 °С. Далі зразки самостійно охолоджувалися, а температура їх фіксувалася. Термічні криві охолодження будували з використанням показників відпалених каліброваних сталевих зразків діаметром 26, 36, 46, 56, 66 мм і висотою 75 мм, за методикою авторів [13]. З торцевої частини зразків свердлили отвори діаметром 5 мм і глибиною 20 мм, у які встановлювали ХА-термопару з можливістю фіксації зміни температури в реальному часі, а потім будували графіки зміни температур у логарифмічному обчисленні часу. Такий підхід виправданий, оскільки на діаграмах ізотермічного перетворення аустеніту час вказується в логарифмічній шкалі. В якості охолоджуючого середовища використовували ГЛ-1 (ГОСТ 5279-74) з показниками: вміст вуглецю – 90 %, залишок на сітці № 016 – 40 %, зольність графіту – 13 %, масова частка води – 1 %.

Особливості тепловідведення від нагрітих зразків під час занурення їх у середовище ГЛ-1 досліджували на прикладі сталі 50 стандартного складу. Для цього зразок діаметром 66 мм і висотою 75 мм після аустенізації занурювали в ГЛ-1 і фіксували одночасно зміну температури зазначеного середовища на відстані 10 мм від зразка шляхом занурення в ГЛ-1 термопару та термопару у зразку. Під час охолодження зразка до 200 °С фіксували температуру ГЛ-1 і температуру зразку (рис. 1).

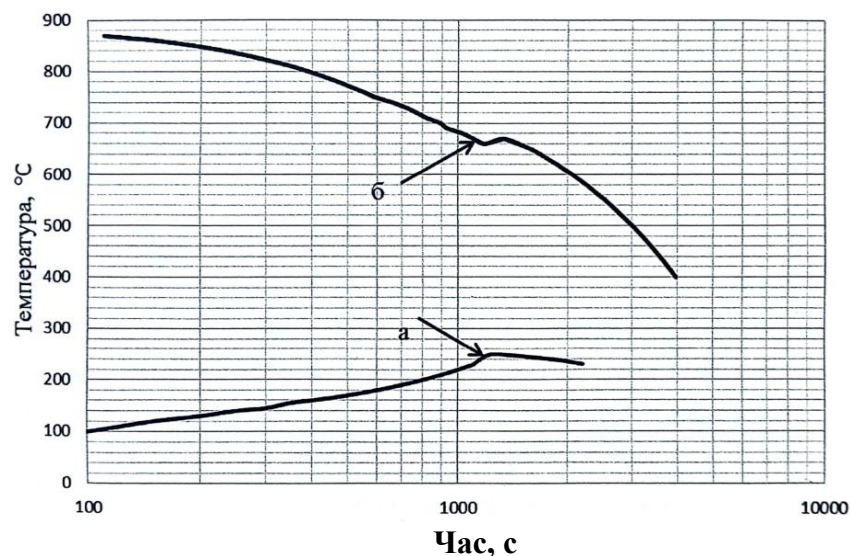


Рис. 1. Криві: а – нагрівання під час занурення зразку зі сталі 50 в середовище ГЛ-1, б – безперервного охолодження зразку зі сталі 50, зануреного в середовище ГЛ-1

На кривій нагріву ГЛ-1 (рис. 1, а) можна відзначити чотири інтервали температур, взаємопов'язаних зі зміною температур під час охолодження зразка (рис. 1, б). Перший інтервал нагрівання середовища від 20 до 100 °С зумовлений зануренням у нього зразка з температурою 900 °С та охолодженням його до температури 740 °С. У цьому інтервалі температура ГЛ-1 підвищується повільно, що пов'язано з необхідністю прогрівання його початкового об'єму. У другому інтервалі від температури 100 °С до температури 220 °С спостерігається більш різке нагрівання середовища, що пов'язано з поглинанням тепла при виділенні фериту з аустеніту. Третій інтервал охоплює нагрівання від 220 до 250 °С, він пов'язаний з поглинанням тепла, що виділилося під час перетворення аустеніту на перліт. Четвертий інтервал охолодження середовища ГЛ-1 від температури 250 °С і нижче пов'язаний з охолодженням зразка після структурно-фазових перетворень, які пройшли в ньому.

Відомі режими відпалу конструкційних доєвтектоїдних сталей включають нагрівання до температури вище $A_{с3} + 30... 50$ °С, витримку для отримання гомогенного аустеніту і подальше охолодження з піччю [14–17]. Для проведення такого відпалу потрібні енерговитрати з моменту нагрівання до моменту завершення процесу відпалу [18]. Під час охолодження в процесі відпалу відбувається перетворення аустеніту в перліт, які відповідно до законів термодинаміки виділяють приховану теплоту перетворення [19]. Використання цього ефекту в промисловості обмежене. Лише на деяких металургійних заводах з цією метою поковки охолоджували в ямах, засипаних теплоізоляційними матеріалами на кшталт шлаків і золи. Причиною рідкісного використання зазначеного процесу була складність технології занурення поковок і прокату в ями зі шлаком або золою через низьку податливість останніх. Перспективнішим за зазначеної схеми може бути застосування середовища ГЛ-1. Це зумовлено насамперед піддатливістю зазначеного середовища під час занурення та виймання виробів, можливістю зниження енерговитрат під час відпалу. Водночас у літературі є обмежені відомості щодо використання відповідного середовища для зниження енерговитрат під час відпалу.

Для підтвердження можливості використання охолодження в середовищі ГЛ-1 під час розроблення режимів відпалу для сталевих виробів з вмістом вуглецю 0,4–0,5 %, проводили низьку досліджень. Зразки зі сталі 50 після кування відпалювали з побудовою кривих безперервного нагріву та охолодження за відомою методикою [13]. Криві нагрівання для всіх зразків наведено на рис. 2, з якого видно характер зміни цих кривих, що вказує на достовірність отриманих результатів.

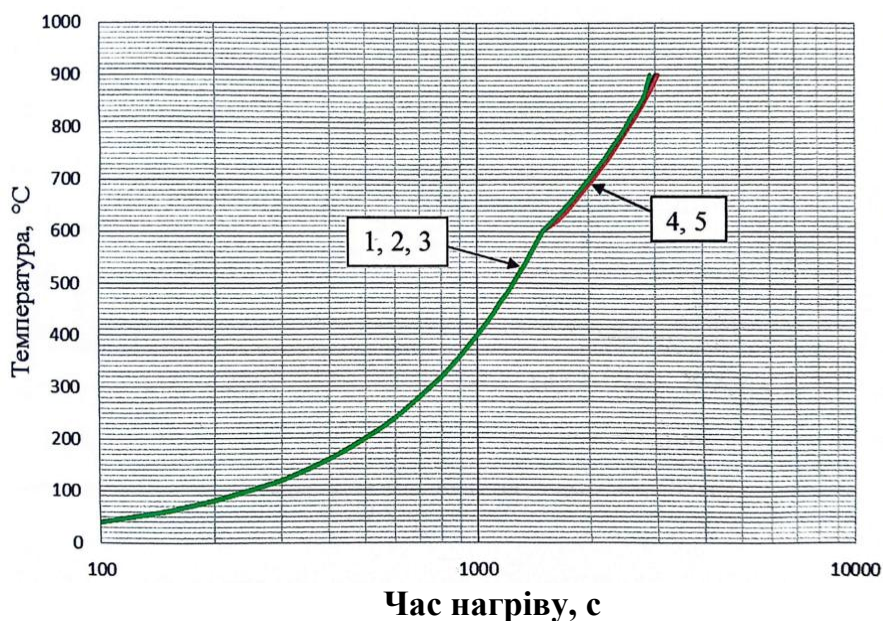


Рис. 2. Зміна температури під час нагрівання зразків зі сталі 50 діаметром 26 (1), 36 (2), 46 (3), 56 (4) і 66 мм (5)

Після нагрівання до температури 830 °С і витримки протягом 1 години зразки вивантажували з печі і повністю занурювали у ванну з середовищем ГЛ-1, який мав початкову температуру 20 °С. Далі зразки самостійно охолоджувалися, а температура їх фіксувалася. Логарифмічно оброблена крива охолодження зразка діаметром 26 мм, а так само з інтервалами охолодження, наведена на рис. 3. Результати охолодження всіх зразків наведені в табл. 1.

На кожній кривій п'яти досліджуваних зразків можна виділити чотири інтервали охолодження.

Перший інтервал охолодження від температури 830 ... 810 °С до температури початку виділення надлишкового фериту з аустеніту. На цьому інтервалі, охолодження відбувається з великою швидкістю і незначно залежить від діаметра (маси) зразків. Для зразків з меншим

діаметром швидкість охолодження в аустенітній області вища, що призводить до деякого переохолодження зразків відносно рівноважної температури $\gamma \rightarrow \alpha$ виділення. Це сприяє тому, що до початку перлітного перетворення для зразків меншого діаметра виділення надлишкового фериту відбувається за більш низьких температурах і в більш вузькому інтервалі температур.

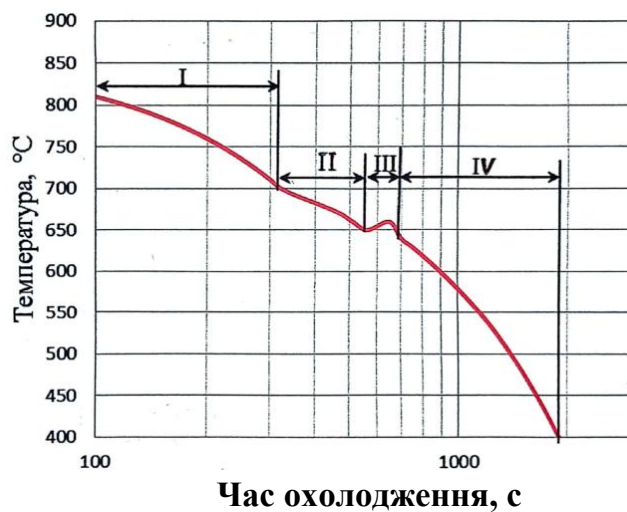


Рис. 3. Крива безперервного охолодження зразка діаметром 26 мм зі сталі 50, з нанесеними інтервалами охолодження

Таблиця 1

Параметри охолодження зразків під час відпалу сталі 50

Діаметр зразків, мм	Інтервали охолодження	Параметри охолодження			
		Інтервал температур, °C		Тривалість, с	Середня швидкість, °C/с
		від	до		
26	1	830	680	360	0,5
	2	680	640	200	0,2
	3	640	630	135	0,1
	4	630	390	1200	0,2
36	1	830	690	380	0,45
	2	690	640	200	0,3
	3	640	630	315	0,03
	4	630	390	1355	0,17
46	1	830	710	330	0,45
	2	710	640	310	0,23
	3	640	630	365	0,03
	4	630	390	1480	0,2
56	1	830	730	420	0,3
	2	730	650	310	0,2
	3	650	640	375	0,03
	4	640	390	1535	0,16
66	1	830	730	660	0,2
	2	730	650	520	0,15
	3	650	640	400	0,025
	4	640	390	2380	0,1

Другий інтервал охолодження від температури початку виділення надлишкового фериту з аустеніту до температури початку перетворення аустеніту в перліт. Інтервал характери-

зується меншою швидкістю охолодження, що можна пояснити утворенням прихованої теплоти під час виділення надлишкового фериту з аустеніту. Швидкість охолодження на цьому інтервалі істотно залежить від маси (діаметра) зразків, при збільшенні яких вона знижується.

Третій інтервал охолодження пов'язаний з перетворенням аустеніту в перліт. У зв'язку з виділенням прихованої теплоти перетворення, охолодження на цьому інтервалі сповільнюється, процеси перетворення відбуваються за постійної температури. Швидкість охолодження і тривалість перетворення в інтервалі перлітного перетворення сильно залежить від маси (діаметра) зразків, зі збільшенням яких швидкість охолодження зменшується, а тривалість перетворення збільшується.

Четвертий інтервал охолодження характеризує собою охолодження ферито-перлітної структури і залежить від маси (діаметра) зразків, зі збільшенням яких швидкість охолодження знижується. Перлітне перетворення для всіх зразків відбувається майже в однаково вузькому інтервалі температур 650–640 °С (для зразка діаметром 26 мм) і 660–650 °С (для зразка діаметром 66 мм).

Таким чином, зі збільшенням маси виробів підвищується температура початку виділення надлишкового фериту з аустеніту, незначно підвищується температура перлітного перетворення, збільшується тривалість цього перетворення.

Збільшення тривалості перлітного перетворення узгоджується зі збільшенням діаметра зразків (рис. 4). Це можна пояснити тим, що в міру збільшення діаметра зразків збільшується частка аустеніту, що бере участь у перлітному перетворенні, обумовлена масою металу. Для уточнення структурно-фазових перетворень, установлених за кривими охолодження, зазначені криві охолодження поєднували з діаграмою ізотермічного перетворення.

Дійсно в процесі охолодження сталі 50 при досягненні температури початку виділення фериту (A_{f3}) змінюється характер кривої охолодження в бік уповільнення швидкості охолодження, що можна пояснити утворенням внутрішнього тепла при виділенні фериту з аустеніту. Внутрішнє тепло в даному випадку має бути пов'язане з виділенням внутрішньої енергії, яка утворюється внаслідок перетворення по межах зерен. Виділення фериту на даній кривій охолодження не припиняється при досягненні лінії температур початку перетворення аустеніту в перліт на діаграмі ізотермічного перетворення аустеніту. Це додатково підтверджує той факт, що за безперервного охолодження перетворення в сталі протікають повільніше, ніж за ізотермічної витримки [10]. Сам процес утворення перліту відбувається за постійної температури, про що свідчить горизонтальний майданчик на кривій охолодження, розташований близько до температури кінця утворення перліту на діаграмі ізотермічного перетворення аустеніту. Незмінність температури при збільшенні тривалості охолодження викликана компенсацією втрат тепла в навколишнє середовище за рахунок тепла, що виділяється при перетворенні аустеніту в перліт. Після завершення процесу утворення перліту відбувається подальше охолодження ферито-цементитної структури.

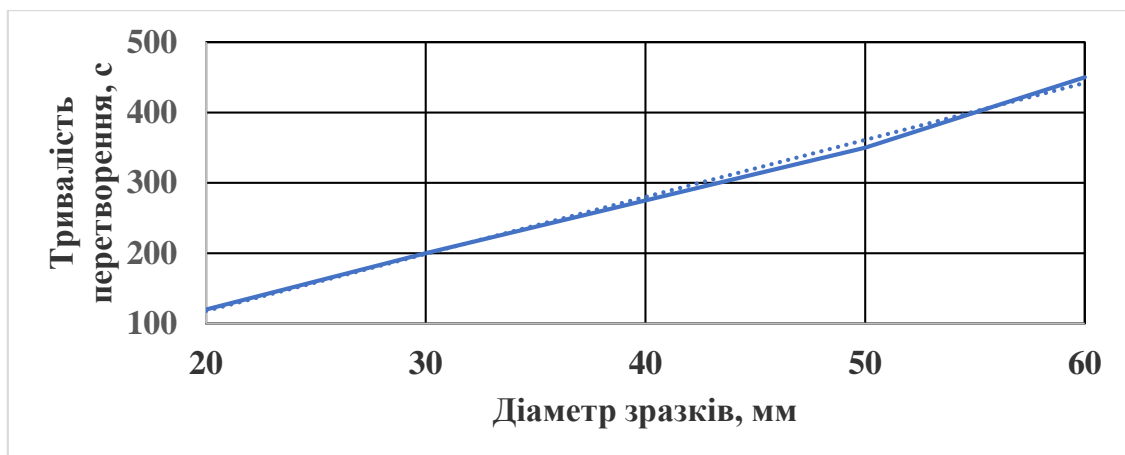


Рис. 4. Тривалість перлітного перетворення залежно від діаметра зразків

Як випливає з табл. 1, для всіх зразків зі збільшенням їхнього діаметра зменшується інтервал температур існування аустенітного стану ($Ar_3 - Ar_1$) при охолодженні. Для зразка діаметром 26 мм під час охолодження аустенітний стан зберігається від 830 до 680 °С, тобто в інтервалі 150 °С. Для зразка діаметром 66 мм аналогічний інтервал перебування сталі в аустенітному стані існує в інтервалі від 830 до 730 °С або при різниці температур 100 °С. Швидкість охолодження при цьому зменшується зі збільшенням діаметра зразків від 0,5 °С/с для зразка діаметром 26 мм до 0,2 °С/с для зразка діаметром 66 мм. Звідси можна зробити висновок, що швидкість охолодження сталі в аустенітному стані незначно залежить від маси зразків. Температура початку виділення фериту з аустеніту (Ar_3) тим нижча, чим менший діаметр зразка. Вона найнижча у зразків діаметром 26 мм (680 °С) і вища у зразка діаметром 66 мм (730 °С). Ферит виділяється з аустеніту в зразку діаметром 26 мм в інтервалі температур від 680 (Ar_3) до 640 °С (Ar_1), а в зразку діаметром 66 мм відповідно в інтервалі температур від 730 до 650 °С.

Отже, під час охолодження температурний інтервал виділення фериту з аустеніту збільшується зі зменшенням швидкості охолодження, він становить 80 °С для зразка діаметром 66 мм і навпаки зменшується зі збільшенням швидкості охолодження, становить 40 °С для зразка діаметром 26 мм. Швидкість охолодження зразків в аустенітному стані незначно відрізняється для зразків діаметром 26 і 66 мм. Уповільнення швидкості охолодження в цьому випадку має мало впливати на збільшення розміру зерна аустеніту.

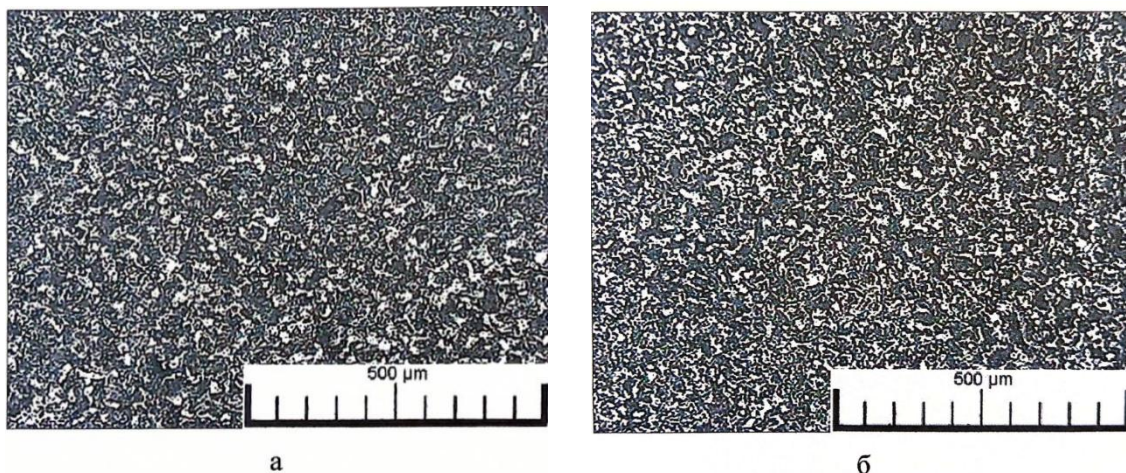


Рис. 5. Мікроструктури зразків зі сталі 50 після охолодження в середовищі ГЛ-1: а – діаметром 26 мм; б – діаметром 66 мм

Зменшення швидкості охолодження в інтервалі температур $Ar_3 - Ar_1$ під час виділення фериту з аустеніту має також сприяти зростанню зерна аустеніту до того моменту, поки не стане суцільною сітка, яка виділяється по межах зерен фериту. Як показують дослідження, сітка фериту по межах зерен аустеніту є більш суцільною при більш швидкому охолодженні (рис. 5, а). У разі повільного охолодження зразка діаметром 66 мм (рис. 5, б), формується більш велике зерно перліту і розірвана сітка фериту.

ВИСНОВКИ

Показано, що при перлітному перетворенні в сталі 50, що володіє зниженою стійкістю аустеніту у верхній області температур, перетворення аустеніту на перліт під час відпалу відбувається практично при постійній температурі (в ізотермічних умовах). При цьому перетворення починаються біля поверхні за нижчої температури і завершуються в центрі зразка за вищої температури. Зміна температури перетворення має циклічний характер, викликаний термодинамічною стійкістю аустеніту. Підтримка температури здійснюється за рахунок внутрішнього тепла, що виділяється під час перетворення.

Уточнено зв'язок між температурою початку перетворення аустеніту та його тривалістю, які залежать від швидкості охолодження зразків із сталі 50. Зі збільшенням швидкості охолодження температура перетворення знижується і його тривалість зменшується.

Встановлено, що охолодження в середовищі ГЛ-1 з температури аустенізації забезпечує більшу швидкість, ніж під час відпалу на інтервалі охолодження аустеніту. Тому в результаті охолодження в середовищі ГЛ-1 досягається дрібнозерниста структура сталі 50. Отримані данні є підставою для розроблення режимів термічної обробки конструкційних сталей, що дозволить підвищити її міцність та термін експлуатації в умовах змінного і багаторазового нагрівання і охолодження робочого шару при гарячій обробці тиском.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Дьяченко Ю. Г., Федоров М. М., Лютий Р. В. Вплив термічної обробки на механічні властивості і мікроструктуру доевтектоїдної сталі для гарячої обробки тиском. *Обробка матеріалів тиском. Materials Working by Pressure*. Краматорськ: ДДМА. 2024. (1(53)). С. 197–204. [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2024-1\(53\)197](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2024-1(53)197)
2. Lianguyun Lan, Wei Zhou, R.D.K. Misra. Effect of hot deformation parameters on flow stress and microstructure in a low carbon microalloyed steel. *Materials Science and Engineering*. 2019. 756 С. 18–26. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2019.04.039>
3. Li Changmin, Huang Liang, Zhao Mingjie, Zhang Xiaoting, Li Jianjun, Li Pengchuan. Influence of hot deformation on dynamic recrystallization behavior of 300M steel: rules and modeling. *Materials Science and Engineering*. 2020. 797. С. 139925. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.139925>
4. Li Yun-jie, Li Xiao-lei, Yuan Guo, Kang Jian, Chen Dong, Wang Guo-dong. Microstructure and partitioning behavior characteristics in low carbon steels treated by hot-rolling direct quenching and dynamical partitioning processes. *Materials Characterization*. 2016. 121. С. 157–165. <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2016.10.005>
5. Chamanfar A., Chentouf S.M., Jahazi M., Lapierre-Boire L.-P. Austenite grain growth and hot deformation behavior in a medium carbon low alloy steel. *Journal of Materials Research and Technology*. 2020. 9 (6). С. 12102–12114. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2020.08.114>
6. Зельдович В.И., Хамская И.В., Ринкевич О.С. Образование аустенита в низкоуглеродистых железоникелевых сплавах. *ФММ*. 1992. 2. С. 5–28.
7. Дьяченко С. С. Образование аустенита в железо - углеродистых сплавах. Москва: Металлургия. 1982. 128 с.
8. Дьяченко Ю.Г. Особливості охолодження конструкційної сталі у псевдотвердому середовищі Неймережні технології та їх застосування НМЕіЗ – 2019: матеріали вісімнадцятої Міжнародної наукової конференції 11–12.12.19. Краматорськ : ДДМА, 2019. С. 111.
9. Дьяченко Ю.Г., Федоров М.М. Особливості 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.
10. Попов А.А., Попова Л.Е. Диаграммы превращения аустенита в сталях и бета-раствора в сплавах титана: справочник термиста. 3-е изд. Москва : Металлургия. 1991. 503 с.
11. 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.
12. Пат. 43690 Україна. Спосіб термічної обробки. Заблоцкий В.К., Фельдман В.С., Фесенко А. М., Федорінов В.А., Шимко О.І., Мелещенко І.Ю., Фесенко М.А., Корсун В.А., Шимко В.І. № U 200903360; заявл. 08.04.2009; опубл. 25.08.2009, Бюл. № 16.
13. Заблоцкий В.К., Мелещенко И.Ю., Пастернак В.П. Особенности структурных превращений при нагреве под закалку легированных сталей 65X4СМФ, 65X4ГМФ. *Восточно-европейский журнал передовых технологий* : 2009. 1.1 (31). С. 30–34.
14. Li Z.C., Ding H., Cai Z.H. Mechanical properties and austenite stability in hot-rolled 0.2C–1.6/3.2Al–6Mn–Fe TRIP steel. *Materials Science and Engineering: A*. 2015. 639 С. 559–566. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2015.05.061>
15. Rui Pan, Yuda Chen, Hu Lan, Shiju E, Ruiming Ren, The impacts of retained austenite on the microstructure and property changes of carbide-free bainite during sliding wear. *Wear*. 2022. 510–511. С. 204490. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2022.204490>
16. Jiang Zhonghua, Li Yonghan, Yang Zhendan, Wang Pei, Li Dianzhong, Li Yiyi. The tempering behavior of martensite/austenite islands on the mechanical properties of a low alloy Mn-Ni-Mo steel with granular bainite. *Materials Today Communications*. 2021. 26. С. 102166. <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2021.102166>
17. Mohsin Hasan, K.Nanda Kishore, Nagarjuna Remalli, Gobinath Rajavel, Robert Brandt, Steffen Klapprott, Manjini Sambandam, M. Nagini, Koteswararao V. Rajulapati. Effect of austenitisation and tempering treatments on the mechanical properties of advanced high strength spring steel SAE 9254. *Materials Today Communications*. 2024. 39. С. 108812. <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2024.108812>

18. Chernyshov E.A., Romanov A.D., Romanova E.A. The quality control of high-resistance steel casting by optimizing the tempering temperature, *Materials Today: Proceedings*. 2021. 4 (38), С. 1488–1490. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.08.134>

19. Бобыр С.В., Левченко Г.В., Деміна 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.

REFERENCES

1. Diachenko, Y., Fedorov, M., Liutyi, R. Influence of heat treatment on mechanical properties and microstructure of pre-eutectoid steel for hot pressure treatment. *Materials Working by Pressure*. 2024. 1(53), pp. 197–204. [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2024-1\(53\)197](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2024-1(53)197)

2. Liangyun Lan, Wei Zhou, R.D.K. Misra. Effect of hot deformation parameters on flow stress and microstructure in a low carbon microalloyed steel. *Materials Science and Engineering*. 2019. 756 pp. 18–26. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2019.04.039>

3. Li Changmin, Huang Liang, Zhao Mingjie, Zhang Xiaoting, Li Jianjun, Li Pengchuan, Influence of hot deformation on dynamic recrystallization behavior of 300M steel: rules and modeling. *Materials Science and Engineering*. 2020. 797. pp. 139925. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.139925>

4. Li Yun-jie, Li Xiao-lei, Yuan Guo, Kang Jian, Chen Dong, Wang Guo-dong. Microstructure and partitioning behavior characteristics in low carbon steels treated by hot-rolling direct quenching and dynamical partitioning processes. *Materials Characterization*. 2016. 121. pp. 157–165. <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2016.10.005>

5. Chamanfar A., Chentouf S.M., Jahazi M., Lapiere-Boire L.-P. Austenite grain growth and hot deformation behavior in a medium carbon low alloy steel. *Journal of Materials Research and Technology*. 2020. 9 (6). pp. 12102–12114. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2020.08.114>

6. Zablotsky V.K., Klets Yu.N. Influence of heat treatment on the structure and properties of 9X2MΦ roll steel. *Metal consciousness and metal clogging*. 1981. 4. pp. 13 – 15. (in Russian).

7. Dyachenko S. S. Formation of austenite in iron - carbonaceous alloys. Moscow: Metallurgy. 1982. 128 p. (in Russian).

8. 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).

9. 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: NTTU "KPI." 2021. pp. 81 – 83. (in Ukrainian).

10. Popov A.A., Popova L.E. Diagrams of austenite transformation in steels and beta-solution in titanium alloys: a thermist's handbook. 3 edition. Moscow: Metallurgy. 1991. 503 p. (in Russian).

11. 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).

12. Pat. 43690 Ukraine. Method of heat treatment. Zablotskyi V.K., Feldman V.E., Fesenko A.M., Fedorin V.A., Shymko O.I., Meleshchenko I.Y., Fesenko M.A., Korsun V.A., Shymko V.I. August 25, 2009. (in Ukrainian).

13. Zablotsky V.K., Meleshchenko I.Yu., Pasternak V.P. Features of structural transformations during heating under hardening of alloyed steels 65X4CMΦ, 65X4ГМΦ. *East European Journal of Advanced Technologies*. 2009. 1.1 (31). pp. 30–34. (in Russian).

14. Li Z.C., Ding H., Cai Z.H. Mechanical properties and austenite stability in hot-rolled 0.2C–1.6/3.2Al–6Mn–Fe TRIP steel. *Materials Science and Engineering: A*. 2015. 639 pp. 559–566. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2015.05.061>

15. Rui Pan, Yuda Chen, Hu Lan, Shiju E, Ruiming Ren, The impacts of retained austenite on the microstructure and property changes of carbide-free bainite during sliding wear. *Wear*. 2022. 510–511. pp. 204490. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2022.204490>

16. Zhonghua Jiang, Yonghan Li, Zhendan Yang, Pei Wang, Dianzhong Li, Yiyi Li. The tempering behavior of martensite/austenite islands on the mechanical properties of a low alloy Mn-Ni-Mo steel with granular bainite. *Materials Today Communications*. 2021. 26, pp. 102166. <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2021.102166>

17. Mohsin Hasan, K.Nanda Kishore, Nagarjuna Remalli, Gobinath Rajavel, Robert Brandt, Steffen Klapprott, Manjini Sambandam, M. Nagini, Koteswararao V. Rajulapati. Effect of austenitisation and tempering treatments on the mechanical properties of advanced high strength spring steel SAE 9254. *Materials Today Communications*. 2024. 39. pp. 108812. <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2024.108812>

18. Chernyshov E.A., Romanov A.D., Romanova E.A. The quality control of high-resistance steel casting by optimizing the tempering temperature, *Materials Today: Proceedings*. 2021. 4 (38), pp. 1488–1490. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.08.134>

19. 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).

Diachenko Yu., Fedorov M., Liutyi R. Features of transformation during cooling from the austenitisation temperature of structural steel for hot pressure treatment.

The article considers the features of transformation during cooling from the austenitisation temperature of samples (products) from structural steel 50 for hot pressure treatment in the GL-1 environment, which are necessary to know when choosing heat treatment modes. The method of cooling in the GL-1 environment was used to develop annealing modes for steel products with a carbon content of 0.4-0.5 %. The peculiarities of heat removal from heated samples during their immersion in the GL-1 environment are shown on the example of steel 50 of standard composition. It was found that the heating curve of the GL-1 medium shows four temperature intervals interconnected with the temperature change during the sample cooling. The first interval of heating of the medium from 20 to 100 °C is caused by immersion of a sample with a temperature of 900 °C and its cooling to a temperature of 740 °C. In this interval, the temperature of GL-1 rises slowly due to the need to warm up its initial volume. In the second interval, from 100 °C to 220 °C, a sharper heating of the medium is observed due to heat absorption during the release of ferrite from austenite. The third interval covers heating from 220 to 250 °C and is associated with the absorption of heat released during the transformation of austenite into pearlite. The fourth interval of cooling of the GL-1 medium from a temperature of 250 °C and below is associated with the cooling of the sample after the structural and phase transformations that have taken place in it. It is substantiated that with an increase in the weight of products, the temperature of the beginning of the release of excess ferrite from austenite increases, the temperature of pearlite transformation slightly increases, and the duration of this transformation increases. The data obtained are the basis for the development of heat treatment modes for structural steels, which will increase its strength and service life under conditions of variable and repeated heating and cooling of the working layer during hot working.

Keywords: structural steel, hot pressure treatment, austenite, ferrite, pearlite transformation, annealing, heat treatment, structure, cooling.

Дьяченко Юрій Григорійович – канд. техн. наук, доц. ДДМА

Diachenko Yuri – Candidate of Technical Science, Associate Professor DSEA

E-mail: dyachenko.yurij.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

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2149-5861>

Лютій Ростислав Володимирович – канд. техн. наук, доц. НТУУ «КПІ»

Liutyi Rostislav – Candidate of Technical Science, Associate Professor NTUU «KPI»

E-mail: rvt2005@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», м. Київ.

NTUU «KPI» – National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute», Kyiv.

Стаття надійшла до редакції 12.07.25 р.

INTEGRATION OF ARTIFICIAL INTELLIGENCE INTO ENGINEERING EDUCATION: ANALYSIS AND PROSPECTS

This article presents a review of recent scientific publications devoted to a comprehensive study of the integration of artificial intelligence (AI) into engineering education. Innovative teaching and learning methods that actively use the potential of AI are considered in detail, such as the creation of personalized learning trajectories, the use of intelligent tutoring systems for adaptive interaction, the use of simulations and virtual environments for practical experience, the implementation of gamification to increase engagement, and automated assessment for effective feedback. Innovative teaching methods that have been significantly improved by the integration of AI are thoroughly analyzed, including the development of self-directed and autonomous learning, the expansion of collaborative learning opportunities, the use of interactive simulations and virtual reality for deep immersion, the provision of personalized feedback and guidance, as well as integration into the learning process to develop key 21st century skills. This paper provides an in-depth analysis of the current state of AI integration in engineering education, covering the levels of actual implementation of various AI tools, the main focus on specific cutting-edge technologies, the diverse applications of AI in the educational process, and the perceptions of both teachers and students regarding the benefits and potential challenges. The prospects and forecasts for the future development of AI in engineering education are covered in detail, including the expected spread of hybrid learning models, further personalization of educational programs, growing attention to the ethical aspects and responsible use of AI, and the need to develop new competencies in teachers and students. Key trends and promising directions for further research in this area are identified, and the main challenges and potential barriers that may arise on the path to successful integration of AI in engineering education are discussed in detail.

Key words: artificial intelligence, engineering education, innovative teaching methods, innovative learning methods, personalized learning, adaptive systems, intelligent tutoring systems, generative AI, analysis, prospects.

Artificial intelligence (AI) is showing significant transformative potential in various sectors, and the education sector is no exception. In higher education, especially in engineering disciplines, there is a growing recognition of the relevance and potential impact of AI in revolutionizing teaching and learning methodologies. The growing focus on AI's capabilities is driven by its ability to offer adaptive, personalized, and immersive educational experiences, overcoming the limitations of traditional teaching methods. Due to the rapid development of AI, in particular generative AI, there is a significant need to understand its role in education [1, 2]. This urgency is reflected in the increasing number of publications exploring this intersection. The mention of ChatGPT's release and the skyrocketing growth of the AI market in education – projected to grow to \$6 billion by 2025 with a CAGR of 47 % between 2020 and 2025 – point to a recent surge in interest and research. This is indicative of a dynamic and rapidly evolving field where understanding the latest trends is critical for educators and institutions to remain competitive and effective.

The issues of transformation of engineering education based on the use of artificial intelligence are widely discussed by the world scientific community, which can be seen from publications in journals on engineering education [3-8, etc.] and on artificial intelligence [9-13, etc.].

Understanding the latest trends in the integration of AI into engineering education is critical for educators and educational institutions to remain competitive and effective in a rapidly evolving educational environment and is timely and critical to understanding and harnessing the potential of AI in the field.

The purpose of the work is to analyze the process of integrating artificial intelligence technologies into the system of engineering education, to study innovative methods of teaching and learning, as well as to assess their impact on the educational process, to consider current achievements in this area, to identify the main challenges and problems, to propose promising approaches to the introduction of AI in educational programs and to assess possible areas for further development.

The history of the use of artificial intelligence in engineering education dates back to the 1960s, when the first attempts to use computers for learning appeared. During this period, computer-assisted instruction (CAI) systems were developed, and the focus was on programmed learning and automated testing.

In the 1970s and 1980s, Intelligent Tutoring Systems (ITS) appeared, which used artificial intelligence to adapt the educational process to the individual needs of students. Expert systems have also been developed for diagnosing students' mistakes.

The 1990s saw the rise of web technology and online learning. Artificial intelligence began to be used to create adaptive web courses, and Learning Management Systems (LMS) with elements of artificial intelligence also appeared.

The 2000s saw an increase in data volumes and the development of machine learning methods. Artificial intelligence has been used to analyze data on student success and predict their outcomes, and adaptive learning platforms have emerged.

The 2010s are still characterized by the rapid development of deep learning technologies and large language models. Artificial intelligence is used to create chatbots, virtual assistants, and intelligent learning materials, and is also being actively implemented in higher engineering education.

Innovative teaching methods based on AI

➤ *Personalized learning and adaptive systems:* AI algorithms analyze academic performance, learning styles (e.g., the Felder-Silverman model), and student needs to adapt content, pacing, and feedback. For example, AI can predict changes in learning styles [14]. Adaptive learning platforms adjust difficulty and content in real-time based on student progress. where AI acts as a key enabler for creating truly individualized educational experiences. This allows students to meet a variety of learning needs, which is a limitation of traditional one-size-fits-all approaches. The use of models such as the Felder-Silverman model demonstrates a structured approach to understanding and meeting these diverse needs. Several passages explicitly mention consideration of individual learning styles and paces. AI's ability to continuously assess and adapt based on large amounts of student performance data provides a level of personalization that was previously impractical, potentially improving self-efficacy and attitudes toward education.

➤ *AI-based intelligent tutoring systems (ITS):* ITS provide personalized guidance, feedback, and support by mimicking personalized learning [15]. An example is Carnegie Learning's MATHia system. Examples include systems that adapt to learners' needs, identify knowledge gaps, and offer targeted support. ITS offer scalable and consistent personalized support, potentially bridging the gap between needs students and the available time of teachers. They can provide immediate feedback, which is crucial for effective learning and building student confidence. Fragments B3 and S62 emphasize the adaptive nature of IES, which adapt guidance based on individual student needs and mimic individualized learning. This personalized feedback and support can help with specific learning moments and boost students' confidence.

➤ *AI-supported simulations and virtual labs:* AI creates interactive simulations and virtual environments for hands-on learning and experimentation in a safe environment. Students can visualize complex engineering concepts (e.g., electromagnetic theory, control systems) and apply principles in realistic scenarios. more affordable and cost-effective. AI can even analyze the performance of systems under different conditions. Fragments B1 and S60 specifically mention virtual laboratories for electrical engineering, allowing experimentation with complex systems such as power grids. This solves the problem of providing hands-on experience to all students, especially in resource-constrained settings, and promotes a deeper understanding of project design and equipment use [16].

➤ *AI-based gamification:* Incorporating game elements to increase student engagement and motivation. Interactive challenges and rewards can foster deeper learning of concepts. AI can be used to create engaging and enjoyable learning experiences [17]. Gamification can make learning more enjoyable and increase student motivation, leading to better retention and understanding of engineering principles. AI can personalize these game elements for individual Students. Snippets B1 and B2 mention gamification as a way to make learning more fun. This taps into students' intrinsic motivation, making the learning experience more interactive and engaging, potentially leading to deeper learning.

➤ *AI-powered chatbots and virtual assistants:* Chatbots provide round-the-clock support, answer questions, and guide students through complex tasks. They can even moderate discussions. Virtual assistants can automate administrative tasks and facilitate collaborative learning. These tools offer immediate support and can free up faculty time for more complex interactions with students. providing round-the-clock assistance and can help boost students' confidence. Snippets B1, B2, and S60 highlight the role of chatbots in providing instant responses and support. This can be especially helpful for students learning remotely or outside of traditional

instructional hours, offering a sense of constant availability and guidance [18].

➤ *AI for Automated Grading and Feedback:* AI tools can automate the grading of essays and assignments, providing immediate feedback to students. This allows for more frequent assessments and faster identification of areas for improvement. AI can also provide detailed feedback students [19]. However, the quality and nuances of the feedback provided by AI require careful consideration, and educators still need to be involved in the process. Snippets B2 and B3 mention automated scoring as an advantage of AI. This can significantly reduce the workload of educators, allowing them to focus on other aspects of teaching, as well as provide students with a quick analysis of their progress.

Innovative Teaching Methods Enhanced by AI

- *Self-paced and autonomous learning:* AI-powered personalized learning pathways allow students to learn at their own pace, focusing on areas where they need additional support. AI-powered chatbots and virtual assistants facilitate self-paced learning by providing support and on-demand information. AI can give students more control over their learning, fostering autonomy and self-regulation deeper understanding and greater engagement, taking into account individual learning preferences. Fragments B1 and S66 highlight the ability of AI to allow students to learn at their own pace. This takes into account individual learning speed and preferences, potentially leading to more effective and self-directed learning [20].

- *AI-enabled collaborative learning:* AI platforms can facilitate group formation, manage discussions, and provide intelligent moderation of collaborative projects. AI can even connect students around the world. AI-enhanced virtual environments enable students from different locations to collaborate in real-time. AI can improve collaborative learning by providing structure, support, and tools for communication and overcoming geographical barriers and promoting a rich exchange of ideas [21]. Snippets B1 and S60 mention that AI facilitates collaborative learning through chatbots and virtual assistants. This highlights the potential of AI to improve teamwork and communication skills, preparing students to work together.

- *Learning through interactive simulations and virtual reality:* AI-powered virtual reality simulations and environments provide immersive and interactive learning experiences, making complex concepts more tangible and understandable. Students can engage in hands-on learning and problem-solving in a safe and controlled virtual environment. These technologies can significantly increase engagement and understanding, especially for abstract or complex engineering concepts offer a bridge between theory and practice, allowing students to experiment without the need for physical resources. Fragments B1 and S66 emphasize the use of simulations and virtual reality to provide a hands-on experience. This is especially valuable in engineering, where the practical application of theory is essential, and AI can provide personalized guidance in these environments [22].

- *Personalized feedback and guidance:* AI systems provide immediate and personalized feedback on student performance, helping them identify areas for improvement. AI can also offer personalized recommendations for learning resources and learning strategies [23]. Timely and personalized feedback is critical to learning. AI can provide this at scale, supporting students' progress and motivation. This feedback can be tailored to individual learning styles. Several pieces highlight the role of AI in providing personalized feedback. This allows students to understand their strengths and weaknesses more effectively and adjust their learning strategies accordingly.

- *21st century skills development:* AI-based tools present complex tasks that require critical thinking, creativity, and problem-solving skills. AI can also improve communication and collaboration through teamwork simulations. Integrating AI into learning can help students develop the necessary skills for today's job market, where AI is becoming more prevalent. AI can also support creativity by offering new ideas and perspectives. B6 and S66 highlight the potential of AI to develop critical thinking and problem-solving skills. This is in line with the growing demand for these skills in the engineering profession, and AI can provide dynamic challenges to develop these abilities.

Analysis of the current state of AI integration in engineering education

Some studies indicate a relatively low level of actual use of AI tools among engineering students, despite familiarity with the concept [24]. For example, 70% of the students surveyed did not use AI tools such as ChatGPT. Other studies suggest the widespread adoption of AI technologies for

learning activities, with virtual assistants being particularly popular. In one study, 95.6% of students used AI in their educational activities. The level of AI integration is likely to vary significantly depending on the specific tools, engineering discipline, and educational institution. Generative AI is a recent phenomenon and its adoption is still evolving, there is a gap between awareness and actual integration into the learning process. The contradiction between B8 (low use of generative AI) and B5 (high use of AI in general) points to an ambiguous picture. This may be due to the different types of AI tools being considered (general AI vs. generative AI) or to the specific groups surveyed and the time frame of the research.

Generative AI, especially chatbots like ChatGPT, have received considerable attention in the recent literature. Intelligent learning systems and adaptive learning platforms are also often discussed. The current research landscape is heavily influenced by the emergence and rapid development of generative AI, leading to discussions about its risks and opportunities. However, established AIED technologies such as ITS and adaptive learning are still of great importance for personalized learning. Numerous passages mentioning ChatGPT and generative AI point to the current research focus on the implications of these new tools for assessment, teaching, and learning.

AI is being researched for personalized learning, automated assessment, creating training materials, improving simulations, and facilitating collaboration. Particular attention is paid to applications in civil, electrical and software engineering. For example, AI is being used in a civil engineering curriculum using knowledge-based expert systems. The versatility of AI allows it to be applied to various aspects of engineering education, from curriculum development and personalized learning to lab management and administrative tasks. The wide range of applications mentioned in the fragments (personalized learning, assessment, simulations, content creation, administrative tasks) demonstrates the great potential of AI in transforming various aspects of engineering education and even extends to areas such as library services and campus security.

Educators generally hold hopeful and positive views on the potential of AI in higher education, recognizing its potential to enhance learning and prepare students for an AI-integrated workplace. Students recognize the benefits of AI for understanding topics, solving problems, and helping them write papers. 60% of students find AI useful for understanding complex topics. However, there are concerns among both faculty and students about the ethical implications, the accuracy of AI-generated information, and the potential impact on critical thinking skills. Students also worry that AI may make them lazy and provide false information. Despite enthusiasm for AI's potential to increase efficiency and improve learning, there is also a healthy skepticism and awareness of potential drawbacks that need to be addressed through ethical principles and responsible integration strategies. The balance between positive views and concerns indicates cautious optimism in the academic community about AI in education. Teachers are optimistic, but also aware of the potential for abuse and negative impact on learning.

Prospects and forecasts for the development of AI in engineering education

✓ Hybrid learning models: The future likely lies in a combination of AI technologies and traditional training methods that leverage the strengths of both approaches. Hybrid models provide flexibility and scalability while maintaining personal interaction with educators. It is crucial to find the right balance between AI and human interaction. There seems to be a consensus on a blended approach, recognizing the value of both AI's capabilities in personalization and automation, and the important role of educators in leading, mentoring, and developing critical thinking. Several pieces clearly offer hybrid models as the way forward. This indicates a recognition that AI should complement rather than replace educators by creating a synergistic learning environment.

✓ Increased personalization and adaptability: AI will enable even more advanced, personalized learning programs that adapt to different learning styles and cultural backgrounds. Future AI systems need to become more sensitive to the diverse needs of students. Future AI systems could go beyond academic support to include emotional and social aspects. The trend towards personalization will continue, AI will become more subtle in understanding and responding to the individual needs of students, potentially leading to more effective and inclusive education. Fragments B3, B4, and B6

predict the emergence of increasingly complex AI systems capable of meeting diverse learning needs and even providing emotional and social support, creating a more holistic learning experience.

✓ **Emphasis on ethical considerations and responsible use:** There will be an increased focus on addressing ethical issues such as data privacy, algorithmic bias, and academic integrity. Ethical principles and a structured framework for AI integration will be required. Developing a framework for the ethical use and management of AI in education will be essential. As AI becomes more integrated, ethical considerations will come to the fore, requiring careful planning, policy development, and collaborative efforts among educators, policymakers, and technologists. The frequent mention of ethical considerations in various passages highlights the importance of addressing these issues early in order to implement AI in engineering education responsibly and equitably.

✓ **Developing new skills for teachers and students:** Educators will need training and professional development to effectively integrate AI tools into their teaching practice. The training of teachers in the field of AI will be extremely important. Students will need to develop skills in prompt engineering and critical evaluation of AI-generated content. Successful integration of AI requires a change in the skills of both teachers and students, which necessitates new curricula, pedagogical approaches, and a focus on the development of information literacy in the digital age. Fragments B3, B6, B7, and B10 emphasize the need to train educators to use AI effectively and to develop students' skills to interact and critically evaluate AI tools.

✓ **AGI and advanced AI capabilities:** Future advances in artificial general intelligence (AGI) have the potential to significantly improve learning environments by creating more interactive and responsive educational environments. AGI can act as both a teacher and a fellow student. AI can become an integral part of the professional toolkit of engineers, increasing productivity and efficiency in various industries. In the long term, better AI systems may emerge that are capable of offering dynamic, interdisciplinary learning environments and personalized learning trajectories, potentially leading to continuous adaptation and lifelong learning. Fragments B6 and S67 discuss the potential of AGI to create highly interactive and personalized learning programs, envisioning a transformative impact in the future by mimicking human-like cognitive abilities.

Key Trends and Research Areas

○ *Trend 1: Personalized and Adaptive Learning:* A strong emphasis on the use of AI to tailor the learning experience to students' individual needs and preferences.

○ *Trend 2: Generative AI Integration:* There is considerable research interest in the applications and implications of using generative AI tools such as ChatGPT in engineering education.

○ *Trend 3: Ethical Considerations:* Growing awareness and research into ethical issues related to AI in education, including bias, confidentiality, and academic integrity.

○ *Trend 4: AI Literacy Development:* Recognizing the need to equip both educators and students with the skills and knowledge to use AI tools effectively and ethically.

○ *Research Area 1: Effectiveness of AI Interventions:* Continued research on the impact of various AI tools and techniques on learning outcomes and student engagement.

○ *Research Area 2: Integration with existing pedagogical frameworks:* Exploring how AI can be effectively integrated with established learning theories and educational practices.

○ *Research Area 3: Long-term Impact of AI:* Long-term research to understand the long-term impact of AI integration on student skills, career readiness and learning attitudes.

○ *Research Area 4: Human-AI Collaboration:* Exploring ways to optimize collaboration between educators and AI systems to create the most effective learning environment.

Trends point to a future in which AI plays a significant role in personalizing learning and improving teaching, but ethical considerations and the need for proper training will be critical to successful and responsible adoption. Research is likely to focus on testing the effectiveness of various AI interventions and understanding their long-term impact.

A comparative analysis of approaches and results in the field of integrating AI into engineering education shows a variety of both methods used and the results obtained. Some research focuses on specific engineering disciplines, which allows for a deeper study of specific AI tools and pedagogical approaches that are most relevant to a given field. Other works take a more general approach,

looking at the integration of AI into engineering education in general. The use of various AI technologies, including intelligent tutoring systems (ITS), generative AI, adaptive learning platforms, and AI-based simulations, is highlighted. The choice of a particular technology is often driven by learning goals: ITS are focused on personalized learning, while generative AI is used to create content and provide assistance.

Research methodologies also vary, including literature reviews, case studies, student and faculty surveys, and the development of AI-based tools. Surveys assess the perceptions of students and teachers, while the development of tools demonstrates the practical application of AI in the educational process.

The results of using AI in engineering education are mostly positive, with increased student engagement, personalization of learning, and improved comprehension. However, some studies also point to problems such as the potential for plagiarism, over-reliance on AI, and the need for thorough scrutiny of AI-generated content. The results often depend on the specific AI tool and the strategy for its implementation. In general, approaches to integrating AI into engineering education are diverse, reflecting the versatility of both AI and engineering education. The reported results are mostly positive, but require careful interpretation and further evaluation of the effectiveness of various AI integration strategies in various fields of engineering.

The most frequently discussed challenges and obstacles associated with the successful integration of artificial intelligence into engineering education include:

- *Ethical considerations and academic integrity*: Issues related to plagiarism, cheating, and the potential for AI to undermine academic integrity raise significant concerns. AI's ability to generate human-like text raises questions about the authorship and authenticity of student papers.

- *Data privacy and security*: AI systems depend on data, which raises questions about the privacy and security of student information. The collection and use of student data by AI tools must comply with privacy regulations and ethical principles.

- *Algorithmic bias and fairness*: Concerns about the bias of AI algorithms and the potential for inequitable outcomes for certain groups of students. Bias in training data can cause AI systems to unfairly discriminate against certain demographics.

- *Infrastructural constraints and access*: The need for adequate technological infrastructure and equal access to AI tools and resources for all students and educational institutions. Disparities in access to technology can exacerbate existing inequalities in education.

- *Teacher training and professional development*: Lack of adequate training and support for educators to effectively integrate and use AI in their teaching activities. Many educators may not have the necessary knowledge to effectively use AI tools and need professional development opportunities.

- *Over-reliance on AI and reduced critical thinking*: Concerns that students may become over-reliant on AI, leading to a decrease in their critical thinking and problem-solving skills. Over-reliance on AI for tasks such as problem-solving and writing papers can make it difficult to develop important cognitive skills.

- *Accuracy and reliability of AI-generated content*: It is crucial to ensure the accuracy and reliability of the information and feedback provided by AI tools. AI models can sometimes generate incorrect or misleading information, which requires students to critically evaluate the results.

- *Resistance to change*: Potential resistance from both faculty and students to the adoption of new technologies and pedagogical approaches. Some educators may be reluctant to adopt AI due to concerns about its impact on their role or due to a lack of familiarity with the technology.

- *Upfront Implementation Costs*: The financial investment required to implement and use AI tools and platforms. The cost of AI software, hardware, and training can be a barrier for some educational institutions.

These challenges highlight the difficulty of integrating AI into engineering education. Addressing these obstacles will require a multifaceted approach, including policy changes, investment in infrastructure and training, ongoing dialogue within the academic community, and a focus on ethical considerations to ensure the fair and efficient use of AI.

CONCLUSION

In conclusion, the integration of artificial intelligence into engineering education has significant transformative potential, offering innovative teaching and learning methods that can personalize learning, increase engagement, and improve learning outcomes. The current state of integration is characterized by growing interest and experimentation with various AI technologies, especially generative AI and intelligent learning systems. Despite the promising prospects, there are a number of challenges and obstacles that need to be addressed to ensure the responsible and effective implementation of AI in engineering education. Ethical considerations, data privacy, algorithm bias, infrastructure limitations, teacher training, and potential over-dependency are just a few of the key issues that need to be carefully addressed. The future integration of AI into engineering education is likely to include hybrid learning models, increased personalization, and a continued emphasis on ethical principles. It is crucial for teachers and students to develop AI literacy and critical thinking skills in order to use these tools effectively. Continuing research into the efficacy of various AI interventions, their long-term impact, and ways to optimize human-AI collaboration for educational purposes will be critical to shaping the future of engineering education.

REFERENCES

1. Zawacki-Richter, O., Marín, V. I., Bond, M., & Gouverneur, F. (2019). Systematic review of research on artificial intelligence applications in higher education – where are the educators? *International Journal of Educational Technology in Higher Education*, 16(1), 1-27.
2. Holmes, W., Bialik, M., Fadel, C., (2019). *Artificial Intelligence in Education*. Center for Curriculum Redesign. Boston. 243 p.
3. Journal of Engineering Education. URL: <https://www.asee.org/publications/journals/jee>
4. IEEE Transactions on Education. URL: <https://ieeexplore.ieee.org/xpl/RecentIssue.jsp?punumber=13>
5. Computers & Education. URL: <https://www.sciencedirect.com/journal/computers-and-education>
6. International Journal of Engineering Education. URL: <https://www.ijee.ie/>
7. Advances in Engineering Education. URL: <https://advances.asee.org/>
8. European Journal of Engineering Education. URL: <https://advances.asee.org/>
9. Journal of Artificial Intelligence Research. URL: <https://www.jair.org/>
10. IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence. URL: <https://ieeexplore.ieee.org/xpl/RecentIssue.jsp?punumber=34>
11. Journal of Machine Learning Research. – URL: <https://www.jmlr.org/>
12. IEEE Transactions on Neural Networks and Learning Systems. URL: <https://ieeexplore.ieee.org/xpl/RecentIssue.jsp?punumber=5962385>
13. IEEE Transactions on Neural Networks and Learning Systems. URL: <https://ieeexplore.ieee.org/xpl/RecentIssue.jsp?punumber=5962385>
14. VanLehn, K. (2011). The relative effectiveness of human tutoring, intelligent tutoring systems, and other tutoring systems. *Instructional science*, 39, 197-221.
15. Roll, I., & Wylie, R. (2016). Evolution and revolution in artificial intelligence in education. *British Journal of Educational Technology*, 47(4), 582-599.
16. Radianti, J., Majchrzak, A., Fromm, J., & Wohlgenannt, I. (2020). A systematic review of immersive virtual reality applications for higher education: Design elements, lessons learned, and research agenda. *Computers & Education*, 147, 103778. – URL: <file:///D:/%D0%9C%D0%BE%D1%8F%20%D0%BF%D0%B0%D0%BF%D0%BA%D0%B0/%D0%A1%D0%BF%D0%B8%D1%81%D0%BE%D0%BA%20%D1%82%D1%80%D1%83%D0%B4%D0%BE%D0%B2/2025/%D0%9E%D0%9C%D0%94/%D0%9D%D0%BE%D0%B2%D0%B0%D1%8F%20%D0%BF%D0%B0%D0%BF%D0%BA%D0%B0/1-s2.0-S0360131519303276-main.pdf>
17. Dichev, C., & Dicheva, D. (2017). Gamifying education: what makes a game-like experience engaging?. *Educational Technology & Society*, 20(3), 1-11.
18. Winkler, R., & Söllner, M. (2018). Chatbots in higher education: Applications and perspectives. *International Conference on Wirtschaftsinformatik*, 124-138.
19. Shermis, M. D., & Hamner, B. B. (Eds.). (2012). *Automated essay scoring: A crossdisciplinary perspective*. Routledge. – URL: <https://www.routledge.com/Automated-Essay-Scoring-A-Cross-disciplinary-Perspective/Shermis-Burstein/p/book/9781138964211?srsId=AfmBOopT68yGiiQPuzOF8OfSixkiDB2XpdZaiEW8ZBG3HveIPf2zH5m>
20. Bozkurt, A., Jung, I., Xiao, J., Vladimirschi, V., Schuwer, R., Egorov, G., ... & Pardo, A. (2020). A global outlook to the interruption of education due to COVID-19 Pandemic: navigating in a time of uncertainty and crisis. *Asian Journal of Distance Education*, 15(1), 1-126.
21. Chen, G. M. (2017). Theorizing intercultural communication competence: A dialogical approach. *International Journal of Intercultural Relations*, 60, 1-11.

22. Radianti, J., Majchrzak, A., Fromm, J., & Wohlgenannt, I. (2020). A systematic review of immersive virtual reality applications for higher education: Design elements, lessons learned, and research agenda. *Computers & Education*, 147, 103778. – URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360131519303276>

23. Holstein, K., McLaren, B. M., & Alevan, V. (2018). Intelligent tutors as teachers' aides: Exploring student model transparency for teacher feedback to students. *International Journal of Artificial Intelligence in Education*, 28, 1-30.

24. Popenici, S. A., & Kerr, S. (2017). Exploring the disruptive impact of artificial intelligence on teaching and learning in higher education. *Research and Practice in Technology Enhanced Learning*, 12(1), 1-13.

Подлесний С. В., Єрємін М. В. Інтеграція штучного інтелекту в інженерну освіту: аналіз та перспективи.

У статті наведено огляд наукових публікацій за останні роки, присвячених всебічному дослідженню інтеграції штучного інтелекту (ШІ) у сферу інженерної освіти. Детально розглянуті інноваційні методи викладання та навчання, що активно використовують потенціал ШІ, такі як створення персоналізованих траєкторій навчання, застосування інтелектуальних навчальних систем для адаптивної взаємодії, використання симуляцій та віртуальних середовищ для практичного досвіду, впровадження гейміфікації для підвищення залученості та автоматизована оцінка для ефективної Ретельно проаналізовані інноваційні методи навчання, які значно удосконалилися завдяки інтеграції ШІ, включаючи розвиток самостійного та автономного навчання, розширення можливостей спільного навчання, застосування інтерактивних симуляцій та віртуальної реальності для глибокого занурення, надання персоналізованого зворотного зв'язку та керівництва, а також інтеграцію до навчального процесу. Наведено поглиблений аналіз поточного стану інтеграції ШІ в інженерну освіту, що охоплює рівні фактичного впровадження різних інструментів ШІ, основний акцент на конкретних передових технологіях, різноманітні галузі застосування ШІ в освітньому процесі та сприйняття як викладачів, так і студентів щодо переваг та потенційних проблем. Докладно висвітлено перспективи та прогнози подальшого розвитку ШІ в інженерній освіті, включаючи очікуване поширення гібридних моделей навчання, подальше поглиблення персоналізації освітніх програм, зростаючу увагу до етичних аспектів та відповідального використання ШІ, а також необхідність розвитку нових компетенцій у викладачів та студентів. Виявлено ключові тенденції та багатообіцяючі напрями подальших досліджень у цій галузі, а також докладно розглянуто основні проблеми та потенційні перешкоди, які можуть виникнути на шляху успішної інтеграції ШІ до інженерної освіти.

Ключові слова: штучний інтелект, інженерна освіта, інноваційні методи викладання, інноваційні методи навчання, персоналізоване навчання, адаптивні системи, інтелектуальні системи, генеративний ШІ, аналіз, перспективи..

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>

Єрємін Микита Васильович – асистент ДДМА

Ieromin Mykyta – Assistant DSEA.

E-mail: nikyer@gmail.com

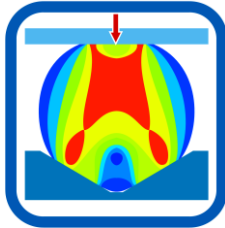
ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ-Тернопіль.

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

Стаття надійшла до редакції 29.03.25

ЗМІСТ

Іграмотдін Сєражутдинович Алієв – видатний науковець, педагог і наставник 3



РОЗДІЛ I МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ ТИСКОМ

Алієв І. С., Сивак Р. І., Абхарі П. Б.

Вплив параметрів процесу холодного комбінованого видавлювання на деформовність заготовок 5

Косарєв В. С., Чучин О. В.

Дослідження виготовлення порожнистих деталей з фланцем в процесі комбінованого видавлювання 15

Titarenko A., Hornostai V., Sviatskyi Y., Lipodat V.

The effect of stamping temperature in stamping full high-carbon steel products..... 21

Данилець Ю. Ю., Ткачов В. Ю., Чухліб В. Л., Тимофєєв В. Д., Ходирєв Г. П.

Дослідження напружено-деформованого стану при листовому штампуванні U-подібної деталі зі змінним радіусом згинання 32

Тітов В. А., Сохан Д. В., Балушок К. Б.

Вплив складного перерізу заготовки та зміцнення металу на напружено-деформований стан при згині 40

Савєлов Д. В., Кулинич С. А.

Визначення збурюючого навантаження, необхідного для ущільнення металевого порошку..... 54

Сивак Р. І., Поліщук Л. К., Бочковой Д. О.

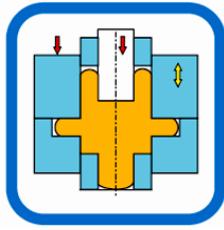
Експериментально-розрахунковий метод визначення функцій пористості при пластичному деформуванні порошкових заготовок на основі заліза 62

Бабай Ю. В., Губський С. О., Явтушенко А. В., Кошкарєв Ю. Ю., Натарєв М. В.

Порівняльний аналіз аналітичних та чисельних методів прогнозування дефектів при валковому формуванні швелерів 72

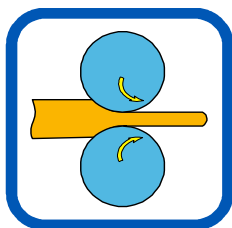
Тітов В. А., Лаврієнков А. Д., Власюк І. А.

Аналітичний опис процесу гарячого прокатування методом пластичної течії 79



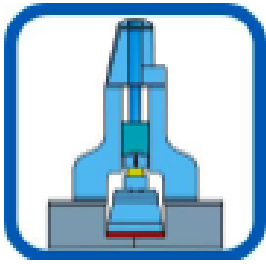
РОЗДІЛ II ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МАШИНОБУДУВАННІ

- Levchenko V., Aliieva L., Abhari P., Malii O., Khasanov K.*
Promising methods of forming complex profiled parts by precise volume extrusion 87
- Тітов А. В., Балушок К. Б., Тітов В. А., Буртан М. А., Холявік О. В.*
Особливості процесу ізотермічного штампування моноколеса з аксіальними тонкостінними елементами з алюмінієвого сплаву АМгб 103
- Калюжний О. В., Калюжний В. Л., Солянов Д. О.*
Зусилля, напруження та деформації при трьох варіантах холодного видавлювання напівфабрикатів для витягування з потоншенням 113
- Карнаух С. Г., Марков О. Є.*
Дослідження розподілу напружень у зоні передруйнування при реалізації безвідходних процесів розділення сортового прокату на мірні заготовки 125
- Лютій Р. В., Федоров М. М., Дьяченко Ю. Г., Кочешков А. С.*
Штамповка рідкого металу як спосіб виготовлення точних деталей 132
- Ковалевський С. В.*
Швидкодіючі моделі штучного інтелекту для реального часу в цифрових двійниках процесів обробки металів тиском 141
- Ковалевський С. В., Семічаснова Н. С.*
Інтеграція магнітно-резонансної обробки (МРО) у процеси виготовлення відповідальних деталей машин 147



РОЗДІЛ III ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ У МЕТАЛУРГІЇ

- Кухар В. В., Курне О. Г., Бутенко Е. О., Циміданов Д. В., Малій Х. В.*
Комплексний аналіз причин деградації цинкового покриття на гнутих сталевих профілях для будівельних конструкцій 156
- Хребтова О. А., Кіцель Н. В., Шаповал О. О., Балкунов М. В., Клименко І. С., Шапка А. О.*
Удосконалення показників технологічного процесу волочіння сталевих дроту під час застосування частотно-регульованого електропривода волочильного стану 166
- Полісан І. О., Губський С. О., Колісник К. Д., Чухліб В. Л., Ходирєв Г. П.*
Дослідження технології та моделювання гнуття труби в трубогибі 177



РОЗДІЛ IV ОБЛАДНАННЯ ТА УСТАТКУВАННЯ ОБРОБКИ ТИСКОМ

Обдуд В. Д., Матюхін А. Ю., Єпішкін О. В.

Гвинтовий прес з муфтою включення з роздільною ведучою маховою масою 183

Карнаух С. Г., Чоста Н. В.

Розробка параметричного розмірного ряду клиношарнірних пресів з увігнутим клином для реалізації безвідходних способів розділення сортового прокату 188

Кругляков О. А., Медведєв М. І., Коноводов Д. В., Губа Р. В.

Схеми деформаційного зміцнення матриць зі сталі з регульованим аустенітним перетворенням під час експлуатації 201

Кулинич В. Д.

Забезпечення зносостійкості штампового інструменту з використанням процесів саморозповсюджувального високотемпературного синтезу 209

Гринь О. Г., Жаріков С. В.

Аналіз причин зносу робочих втулок при пресуванні труб з мідних сплавів 218

Дьяченко Ю. Г., Федоров М. М., Лютий Р. В.

Особливості перетворення при охолодженні с температури аустенізації конструкційної сталі для гарячої обробки тиском 225

Podlesny S., Ieromin M.

Integration of artificial intelligence into engineering education: analysis and prospects 234

ВИМОГИ
ДО ОФОРМЛЕННЯ СТАТЕЙ ДЛЯ ПУБЛІКАЦІЇ У ЗБІРНИКУ
«ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ ТИСКОМ»

До публікації у збірнику приймаються статті обсягом **від 6 до 12 повних сторінок**. Усі матеріали надсилаються в електронному вигляді на адресу: igramaliev@gmail.com, herald@dgma.donetsk.ua з позначкою теми <прізвище автора, місто> (Ivanov Kiev).

До статті додаються:

– акти експертизи (для авторів з України);

– **рецензія**, підписана рецензентом звичайним або цифровим електронним підписом, виписка із засідання кафедри або відділу.

Стаття має відповідати тематиці збірника та сучасному стану науки та техніки, містити новий науковий результат. **Структура статті** повинна містити такі необхідні елементи:

• **анотації (обсягом 1800–2300 знаків, 17–18 рядків розміром 10 пт)**, українською, англійською та російською мовами (анотація має відображати актуальність, мету, завдання, методи, висновки, перспективи даного дослідження, ключові моменти, результати та новизну роботи);

• **ключові слова (5–10 слів)** українською, англійською та російською мовами;

• **постановка проблеми**, завдання у загальному вигляді, її актуальність та зв'язок із важливими науковими чи практичними завданнями;

• **аналіз останніх досліджень та публікацій** (*не менше 3-х статей, що вийшли за останні 10 років*), у яких розпочато вирішення даної проблеми та на які спирається автор;

• виділення невирішених раніше частин загальної проблеми, яким присвячується ця стаття;

• **формулювання мети статті** та постановка приватних завдань, які вирішені у статті (*3 нового рядка – «Метою роботи є …»*);

• **викладення основного матеріалу дослідження** з обґрунтуванням отриманих наукових результатів;

• **висновки** з отриманих наукових результатів з конкретними рекомендаціями та перспективи подальших робіт у даному напрямку (із заголовком **ВИСНОВКИ**, розташованим по центру рядка).

Текст розмістити на білому папері формату А4 (210 × 297 мм) із полями 20 мм з усіх боків. Листи не нумерувати. Орієнтація сторінки розміщення тексту – книжкова. Для розміщення табличних даних, графіків, схем, малюнків за необхідності допускається альбомна орієнтація сторінки. **Текст статті** оформити у редакторі Word 7.0-10.0 шрифтом Times New Roman Суг (звичайний) розміром 12 пунктів; між рядками – одинарний інтервал; абзацний відступ – 1,25 см; вирівнювати по ширині сторінки із переносами.

Текст анотацій оформити шрифтом Times New Roman Суг (курсив) розміром 10 пт; між рядками – одинарний інтервал. У тексті статті не допускається вирівнювання пробілами.

Ілюстративний матеріал монтується у тексті. Встановлюється *обтікання малюнків у тексті*. За потреби допускається використання кольорових малюнків. Всі рисунки, особливо скановані (*роздільна здатність – не менше 200 dpi*), повинні бути чіткими, без стиснення. Рисунок у статті повинен бути розміщений після посилання на нього у тексті. Кожен рисунок забезпечується підписом, що містить номер малюнка та його назву. Підпис починається з нового рядка (відступ 1,25 см), вирівнювання по ширині.

Таблиці виконують відповідно до вимог стандарту та розміщуються у тексті статті або на окремих сторінках у тій послідовності, в якій вони наводяться у статті. Обов'язково у тексті мають бути посилання на таблиці. Графічний матеріал та таблиці не повинні виходити за поля сторінки. Сумарний обсяг малюнків та таблиць **не повинен перевищувати 50 %** обсягу статті.

Формули набираються в редакторі Microsoft Equation з параметрами: стандартний - 12 пунктів; великий індекс - 10 пунктів; дрібний індекс – 8 пунктів; великий символ – 14 пунктів; дрібний символ – 8 пунктів, вирівнювання по центру сторінки без абзацного відступу. Нумерацію формул виконують з вирівнюванням номера по правому полю.

Структура оформлення статті: на першій сторінці статті у першому рядку з абзацу набирається УДК. У наступному рядку праворуч з абзацу – прізвища та ініціали авторів. Нижче з абзацу шрифтом Times New Roman Суг (простий) розміром 12 пунктів **ВЕЛИКИМИ ЛІТЕРАМИ** – назва статті. **Анотація** – з абзацу мовою статті, обсягом 1800–2300 знаків (17–20 рядків). Після анотації – **ключові слова**.

Анотації та ключові слова двома іншими мовами (обсягом 1800–2300 знаків кожного) наводяться після розділу REFERENCES. Текст анотацій та ключові слова (укр., англ., рус.) оформити шрифтом *Times New Roman Суг (курсив)* розміром 10 пунктів; між рядками – одинарний інтервал.

Далі розмістити **основний текст статті**, що закінчується розділом **ВИСНОВКИ**.

Розділ **ВИСНОВКИ** починається з нового рядка, озаглавлюється словом **ВИСНОВКИ** (шрифт Times New Roman (звичайний)), розмір 12 пунктів, великі літери, вирівнювання по центру). Вирівнювання основного тексту висновків по ширині сторінки.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ, набраний шрифтом Times New Roman Суг (звичайний) розміром 12 пт великими літерами, розмістити по центру сторінки через рядок від **ВИСНОВКІВ**. Список літератури оформити згідно з **ДСТУ 8302:2015** шрифтом Times New Roman розміром 10 пт; між рядками – одинарний інтервал. **REFERENCES** оформлюється після **СПИСКУ ЛІТЕРАТУРИ**: латиницею транслітерація прізвищ авторів; назви статей, журналів, конференцій, власні імена, видавництва, місце видання перекласти на англійську мову. Після REFERENCES наводяться анотації та ключові слова двома іншими мовами (обсягом 1800–2300 знаків кожна).

Відомості про авторів вказуються наприкінці всього поданого матеріалу українською, англійською та російською мовами: повністю вказати ПІБ, вчений ступінь та вчене звання, місце роботи, посада, електронну адресу кожного автора (e-mail) для листування, ORCID.

Як приклад з оформлення можна розглядати статті цієї збірки.

Наукове видання

ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ ТИСКОМ

Збірник наукових праць

MATERIALS WORKING BY PRESSURE

Collection of science papers

Технічне редагування, коректування, макетування:
Катюха О. Л.

Формат 60 × 90/8.
Ум. друк. арк. 28,6.
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