

Національний університет «Запорізька політехніка»

НОВІ МАТЕРІАЛИ І ТЕХНОЛОГІЇ В МЕТАЛУРГІЇ ТА МАШИНОБУДУВАННІ

**НОВЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ТЕХНОЛОГИИ
В МЕТАЛЛУРГИИ И МАШИНОСТРОЕНИИ**

**NEW MATERIALS AND TECHNOLOGIES
IN METALLURGY AND MECHANICAL ENGINEERING**

НАУКОВИЙ ЖУРНАЛ

ВИХОДИТЬ ЧОТИРИ РАЗИ НА РІК

№ 4'2023

Заснований у грудні 1997 року

Засновник та видавець – Національний університет «Запорізька політехніка»

Запоріжжя
2023

p-ISSN 1607-6885
e-ISSN 2786-7358

УДК 669+621.002+621.002.3

Наказом Міністерства освіти і науки України № 1471 від 26.11.2020 р. «Про затвердження рішень Атестаційної колегії Міністерства щодо діяльності спеціалізованих вчених рад від 26 листопада 2020 року» журнал «Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні» (скорочена назва – НМТ) включений до переліку наукових фахових видань України в категорії «Б», в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора наук і доктора філософії (кандидата наук).

Інтернет-сторінка журналу: <http://nmt.zntu.edu.ua>

Наукове видання включено до міжнародних (INSPEC, CrossRef) і національних («Джерело», Національна бібліотека України імені В. І. Вернадського НАН України) реферативних та наукометричних баз даних.

Опублікованим статтям присвоюється унікальний ідентифікатор цифрового об'єкта DOI.

Журнал розповсюджується за Каталогом періодичних видань України (передплатний індекс – 23271).

Науковий журнал друкує оригінальні та оглядові статті науковців ВНЗ і установ України та інших країн відповідно до рубрик:

- теорія будови та структурних змін у металах, сплавах та композитах. Вплив термічної, хіміко-термічної та термомеханічної обробки на характер структури і фізико-механічні властивості матеріалів;

- конструкційні та функціональні матеріали. Механічні властивості сталей, сплавів та композитів. Технологічне забезпечення надійності та довговічності деталей енергетичних установок. Методи механічного оброблення. Технології зміцнювальних обробок. Характеристики поверхневих шарів та захисних покриттів деталей машин і виробів;

- металургійне виробництво. Теплофізика та теплоенергетика. Ресурсозберігальні технології. Порошкова металургія.

Промтранспорт. Рациональне використання металів;

- механізація, автоматизація та роботизація. Вдосконалення методів дослідження та контролю якості металів. Моделювання процесів у металургії та машинобудуванні.

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ

Головний редактор: д-р техн. наук, професор С. Б. Беліков (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

Заступники гол. редактора: д-р техн. наук, професор В. Ю. Ольшанецький (НУ «Запорізька політехніка»), Україна
д-р техн. наук, професор В. В. Наумик (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

Редакційно-видавнича рада: С. Б. Беліков, В. Ю. Ольшанецький, В. В. Наумик, А. Ю. Матюхін, Н. О. Савчук, К. С. Бондарчук, Н. І. Висоцька

Члени редколегії:

д-р фіз.-мат. наук, чл.-кор. НАН Казахстан

Г. Ш. Яр-Мухамедова (Казахський національний університет ім. Аль-Фарабі), Казахстан

д-р техн. наук Ю. М. Внук (незалежний вчений), США

Dr. of Chemistry, Ph.D. Alec Groysman (Institute of Technology Faculty of Chemical Engineering Haifa), Ізраїль

Doc. Ing. Ľuboš Kaščák, PhD (Technical University of Košice), Словаччина

PhD Peter Arras, (KU Leuven, Sint-Katelijne-Waver), Бельгія

PhD, eng., DsC Dariusz Rozumek (Opole University of Technology Department of Mechanics and Machine Design), Польща

д-р техн. наук Н. Є. Калініна (ДНУ), Україна

д-р техн. наук С. І. Гоменюк (ЗНУ), Україна

д-р техн. наук С. М. Гребенюк (ЗНУ), Україна

д-р техн. наук В. І. Мазур (НТУУ «КПІ»), Україна

чл.-кор. НАН України В. М. Федірко (ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України)

д-р техн. наук З. А. Дурягіна (НУ «Львівська політехніка»), Україна

д-р техн. наук Д. Б. Глушкова (ХНАДУ), Україна

д-р фіз.-мат. наук В. Ю. Данільченко (Інститут металофізики ім. Г. В. Курдюмова НАН України)

д-р хім. наук М. А. Турчанін (ДДМА), Україна

д-р техн. наук В. А. Шаломеев (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

д-р техн. наук І. П. Волчок (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

д-р техн. наук М. М. Бриков (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

д-р техн. наук В. Г. Міщенко (НУ «Запорізька політехніка»),

д-р техн. наук О. Я. Качан (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

Українад-р фіз.-мат. наук С. В. Лоскутов (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

д-р техн. наук Г. І. Слинко (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

д-р фіз.-мат. наук В. І. Пожуєв (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

Рукописи надісланих статей проходять додаткове незалежне рецензування з залученням провідних фахівців України та інших країн, за результатами якого редакційна колегія ухвалює рішення щодо можливості їх опублікування. Рукописи не повертаються.

Рекомендовано до видання Вченою радою Національного університету «Запорізька політехніка», протокол № 5 від 19 грудня 2023 року.

Журнал набраний та зверстаний у редакційно-видавничому відділі Національного університету «Запорізька політехніка»

Комп'ютерний дизайн та верстання: Н. О. Савчук

Адреса редакції: 69063, Запоріжжя, вул. Жуковського, 64, тел. (061) 769-82-96, редакційно-видавничий відділ
e-mail: rvv@zntu.edu.ua

© Національний університет «Запорізька політехніка», 2023

By order of the Ministry of Education and Science of Ukraine No. 1471 of November 26, 2020 "On approval of decisions of the Attestation Board of the Ministry regarding the activities of specialized scientific councils of November 26, 2020", the journal "New materials and technologies in metallurgy and mechanical engineering" (abbreviated name - NMT) is included in the list of scientific professional publications of Ukraine in the category "B", in which the results of dissertations for the scientific degrees of Doctor of Science and Doctor of Philosophy (candidate of science) can be published.

Internet page of the journal: <http://nmt.zntu.edu.ua>

The scientific publication is included in international (INSPEC, CrossRef) and national (Dzherelo, National Library of Ukraine named after V. I. Vernadsky of the National Academy of Sciences of Ukraine) abstract and scientometric databases.

Published articles are assigned a unique DOI digital object identifier.

The journal is distributed according to the Catalog of Periodicals of Ukraine (subscription index - 23271).

The scientific journal publishes original articles by scientists from universities and organizations of Ukraine and other countries in accordance with the headings:

- theory of structure and structural changes in metals, alloys and composites. Influence of thermal, chemical-thermal and thermomechanical treatment on the nature of the structure and physical and mechanical properties of materials;
- structural and functional materials. Mechanical properties of steels, alloys and composites. Technological support of reliability and durability of parts of power plants. Methods of mechanical processing. Hardening technologies. Characteristics of surface layers and protective coatings of machine parts and products;
- metallurgical production. Thermal physics and heat power engineering. Resource-saving technologies. Powder metallurgy. Promtransport. Rational use of metals;
- mechanization, automation and robotization. Improvement of methods for research and quality control of metals. Modeling of processes in metallurgy and mechanical engineering.

EDITORIAL TEAM

Chief editor: Dr. Sc., Professor Sergiy Byelikov (NU "Zaporizhzhia Polytechnic"), Ukraine

Deputy chiefs editor: Dr. Sc., Professor Vadim Ol'shanetskii (NU " Zaporizhzhia Polytechnic"), Ukraine
Dr. Sc., Professor Valeriy Naumyk (NU " Zaporizhzhia Polytechnic"), Ukraine

Editorial and Publishing Council: S. Byelikov, V. Ol'shanetskii, V. Naumyk, A. Matiukhin, N. Savchuk, K. Bondarchuk, N. Vysotska

Members of the editorial board:

Member NAS of Kazakhstan G. Sh. Yar-Mukhamedova (Al-Farabi Kazakh National University), Kazakhstan
Dr. tech. Sci. Yu. M. Vnukov (independent studies), USA
Dr. of Chemistry, Ph.D. Alec Groysman (Institute of Technology Faculty of Chemical Engineering Haifa), Israel
Doc. Ing. Ľuboš Kaščák, PhD (Technical University of Košice), Slovakia
PhD Peter Arras, (KU Leuven, Sint-Katelijne-Waver), Belgium
Ph.D., eng., DsC Dariusz Rozumek (Opole University of Doctor of Physics and Mathematics Sciences, Corresponding Technology Department of Mechanics and MachineDesign), Poland
Dr. Sc. Nataliia Kalinina (DNU), Ukraine
Dr. Sc. Sergey Gomenyuk (ZNU), Ukraine
Dr. Sc. Sergey Grebenyuk (ZNU), Ukraine
Dr. Sc. Vladislav Mazur (NTUU "KPI"), Ukraine
Corresponding Member NAS of Ukraine V. N. Fedirko (FMI named after G. V. Karpenko NAS of Ukraine)

Dr. Sc. Zoya Duryagina (NU "Lviv Polytechnic"), Ukraine
Dr. Sc. Diana Hlushkova (KhNADU), Ukraine
Dr. Sc. Volodymyr Danilchenko (Institute of Metal Physics named after G. V. Kurdyumov of the National Academy of Sciences of Ukraine)
Dr. Sc. Michael Turchanin (DSMA), Ukraine
Dr. Sc. Vadim Shalomeev (NU "Zaporizhzhia Polytechnic"), Ukraine
Dr. Sc. Ivan Volchok (NU "Zaporizhzhia Polytechnic"), Ukraine
Dr. Sc. Michael Brykov (NU "Zaporizhzhia Polytechnic"), Ukraine
Dr. Sc. Valeriy Mishchenko (ZNU), Ukraine
Dr. Sc. Oleksiy Kachan (NU "Zaporizhzhia Polytechnic"), Ukraine
Dr. Sc. Stepan Loskutov (NU "Zaporizhzhia Polytechnic"), Ukraine
Dr. Sc. Georgiy Slynko (NU "Zaporizhzhia Polytechnic"), Ukraine
Dr. Sc. Volodymyr Pozhnev (NU "Zaporizhzhia Polytechnic"), Ukraine

Manuscripts of submitted articles undergo additional independent review with the involvement of leading experts from Ukraine and other countries, based on which the editorial board decides on the possibility of their publication. Manuscripts are not returned.

Recommended for publication by the Academic Council of the National University "Zaporizhzhia Polytechnic", Protocol N 5, December 19, 2023.

The journal was typed and typeset in the editorial and publishing department of the National University "Zaporizhzhia Polytechnic"

Computer design and layout: N. Savchuk

Editorial address: 69063, Zaporizhzhia, st. Zhukovsky, 64, tel. (061) 769-82-96, editorial and publishing department e-mail: rvv@zntu.edu.ua

ЗМІСТ

СТРУКТУРОУТВОРЕННЯ. ОПР РУЙНУВАННЮ ТА ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ

Глотка О. А., Ольшанецький В. Ю., Кононов В. В. ПІДВИЩЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ЖАРОМІЦНИХ НІКЕЛЕВИХ СПЛАВІВ ЗАВДЯКИ ВПЛИВУ НА ПАРАМЕРТИ ГРАТОК.....	6
--	---

ТЕХНОЛОГІЇ ОТРИМАННЯ ТА ОБРОБКИ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

Калюжний П. Б., Шалевська І. А., Шинський О. Й. РОЗРОБЛЕННЯ ЛИВАРНОЇ ТЕХНОЛОГІЇ ОДЕРЖАННЯ ЛИТОГО ЗАХИСНОГО МОДУЛЮ ЗА МОДЕЛЯМИ, ЩО ГАЗИФІКУЮТЬСЯ.....	11
Омельченко О. С., Акімов І. В., Штанько П. К., Шалева Н. В. ДОСЛІДЖЕННЯ ЗМІНИ ЗВЕДЕНОЇ МАСИ У ПЛОСКИХ БАГАТОЛАНКОВИХ МЕХАНІЗМАХ.....	19

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ В МЕТАЛУРГІЇ ТА МАШИНОБУДУВАННІ

Тумарченко Л. О., Вишнепольський Є. В. ВПЛИВ РЕЖИМНИХ ПАРАМЕТРІВ МОДЕЛЮВАННЯ МЕТОДОМ НАПЛАВЛЕННЯ НА ЧАС ВИГОТОВЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ БПЛА.....	25
Вініченко В. С., Єршов А. В., Ольшанецький В. Ю., Волков Г. П., Іванченко Е. Ю. ДОСЛІДЖЕННЯ МОЖЛИВОСТІ ПІДВИЩЕННЯ ПЛАСТИЧНОСТІ ВОЛЬФРАМОВОГО ДРОТУ ПРИ ЗВИЧАЙНИХ ТЕМПЕРАТУРАХ ШЛЯХОМ ОПТИМІЗАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЇ ВОЛОЧІННЯ	32
Попович О. Г., Шевченко В. Г. КОРИГУВАННЯ ПАРИ ЦИЛІНДРИЧНИХ КОСОЗУБИХ КОЛІС ДЛЯ ЗМЕНШЕННЯ ЗНОШУВАННЯ ЕВОЛЬВЕНТНИХ ПОВЕРХОНЬ ЗУБІВ.....	40
Іванов А. В., Матюхін А. Ю., Бень А. М., Кривих Ю. І., Кулабнева О. А. ВИЗНАЧЕННЯ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ МЕТАЛУ ПРИ ГАРЯЧОМУ ПРОКАТУВАННІ МЕТОДОМ СКІНЧЕННИХ ЕЛЕМЕНТІВ	50

НАУКОВО-ТЕХНІЧНА ІНФОРМАЦІЯ

Золотаревський І. В., Ольшанецький В. Ю. ПРО МЕТАСТАБІЛЬНИЙ СТАН АУСТЕНІТУ Fe-Ni СПЛАВІВ ТА ЙОГО ВПЛИВ НА ФІЗИЧНІ ВЛАСТИВОСТІ.....	56
Ольшанецький В. Ю., Гуляєва Л. В., Татарчук Т. В., Шепель Д. Д. ФОРМУВАННЯ ТЕХНІЧНОГО МИСЛЕННЯ МАЙБУТНІХ ІНЖЕНЕРІВ В ОСВІТНЬОМУ ПРОЦЕСІ З ФІЗИКИ: ПРАКТИЧНИЙ АСПЕКТ.....	60

CONTENTS

STRUCTURE FORMATION. RESISTANCE TO DESTRUCTION AND PHYSICAL-MECHANICAL PROPERTIES

Hlotka O., Ol'shanetskii V., Kononov V. NICKEL-BASED SUPERALLOYS EXPLOITATIONAL PROPERTIES RISING DUE TO THE INFLUENCE ON LATTICE PARAMETERS	6
---	---

TECHNOLOGIES OF OBTAINING AND PROCESSING OF CONSTRUCTION MATERIALS

Kaliuzhnyi P., Shalevska I., Shinsky O. DEVELOPMENT OF A FOUNDRY TECHNOLOGY FOR OBTAINING A CAST PROTECTIVE MODULE BY LOST FOAM CASTING.....	11
Omelchenko O., Akimov I., Shtanko P., Shaleva N. RESEARCH OF THE CHANGE IN THE CONSOLIDATED MASS IN FLAT MULTI-LINK MECHANISMS.....	19

MODELING OF PROCESSES IN METALLURGY AND MECHANICAL ENGINEERING

Tumarchenko L., Vyshnepolskyi Y. INFLUENCE OF FUSED DEPOSITION MODELING REGIME PARAMETERS ON MANUFACTURING TIME OF UAV PARTS	25
Vinichenko V., Yershov A., Ol'shanetskii V., Volkov G., Ivanchenko E. STUDY OF THE POSSIBILITY OF INCREASING THE PLASTICITY OF TUNGSTEN WIRE AT NORMAL TEMPERATURES BY OPTIMIZING THE DRAWING TECHNOLOGY.....	32
Popovych A., Shevchenko V. CORRECTION OF THE CYLINDRICAL HELICAL-GEAR WHEEL PAIR FOR WEAR DECREASE OF TEETH' INVOLUTE SURFACES.....	40
Ivanov A., Matiukhin A., Ben A., Kryvykh Yu., Kulabnieva O. DETERMINATION OF THE STRESSED METAL STATE DURING HOT ROLLING BY THE FINITE ELEMENT METHOD.....	50

SCIENTIFIC AND TECHNICAL INFORMATION

Zolotarevsky I., Ol'shanetskii V. ON THE METASTABLE STATE OF AUSTENITE OF Fe-Ni ALLOYS AND ITS EFFECT ON PHYSICAL PROPERTIES.....	56
Ol'shanetskii V., Hulyaeva L., Tatarchuk T., Shepel D. FORMATION OF TECHNICAL THINKING OF FUTURE ENGINEERS IN THE EDUCATIONAL PROCESS OF PHYSICS: A PRACTICAL ASPECT.....	60

СТРУКТУРОУТВОРЕННЯ. ОПІР РУЙНУВАННЮ ТА ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ

STRUCTURE FORMATION. RESISTANCE TO DESTRUCTION AND PHYSICAL-MECHANICAL PROPERTIES

УДК 669.245.018.044:620.193.53

- Глотка О. А. канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри фізичного матеріалознавства Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: glotka-alexander@ukr.net, ORCID: 0000-0002-3117-2687
- Ольшанецький В. Ю. д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри фізичного матеріалознавства Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: olshanolshan@gmail.com, ORCID: 0000-0002-9485-4896
- Кононов В. В. канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри технології машинобудування Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: kononov1705@gmail.com, ORCID: 0000-0002-0479-1386

ПІДВИЩЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ЖАРОМІЦНИХ НІКЕЛЕВИХ СПЛАВІВ ЗАВДЯКИ ВПЛИВУ НА ПАРАМЕРТИ ГРАТОК

Мета роботи. Полягає у встановленні зв'язків між хімічним складом, механічними властивостями та розмірною невідповідністю кристалічних граток γ та γ' -фаз в жароміцних нікелевих сплавах. Що дає змогу зменшити обсяги експериментальних досліджень в умовах виробничого процесу та експериментальних розробок.

Методи дослідження. Наведено результати експериментальних і розрахункових даних, сформованих на основі експериментальних і взятих з відкритих джерел результатів. Фазовий склад визначали методом рентгеноструктурного аналізу з використанням методу фокусування Брегга-Брентано на дифрактометрі RIGAKU MINIFLEX 600 (CoK α - випромінювання). Експериментальні значення оброблялися методом найменших квадратів з отриманням кореляційних залежностей типу «параметр-властивість» та встановленням математичних рівнянь регресійних моделей, які оптимально описують ці залежності.

Отримані результати. Встановлено, що зі збільшенням величини неузгодженості кристалічних граток міцність сплавів знижується внаслідок значних внутрішніх напружень. Виявлено, що для сплавів рівновісної та спрямованої кристалізації екстремум спостерігається при значенні 1,5...1,6 K γ' , це пов'язано зі зменшенням кількості елементів у γ -твердому розчині. Показано, що отримані залежності відповідають дійсності і мають збіжність з експериментальними даними на рівні 10 %.

Наукова новизна. Цінність роботи полягає в тому, що отримано залежності впливу легуючих елементів на механічні властивості та невідповідність розмірів кристалічних граток, що дозволило визначити властивості без проведення експериментів. Встановлено, що зміни в ході залежностей тісно корелюють з процесами, що відбуваються в структурі сплавів.

Практична цінність. отримані залежності можуть бути використані як для розробки нових жароміцних сплавів, так і для вдосконалення складів промислових сплавів.

Ключові слова: жароміцні нікелеві сплави, невідповідність гратки (γ/γ' -місфіт), співвідношення легуючих елементів, жароміцність.

Вступ

Деталі сучасних термонапружених газотурбінних двигунів виготовляють із багатокомпонентних жароміцних сплавів на основі нікелю, кобальту та заліза методами рівноосного, спрямованого або монокристалічного лиття. Найбільш відповідальними деталями газотурбінних двигунів є лопатки газової турбіни, що визначають максимальну температуру робочого газу на

вході турбіни. Одним із шляхів вирішення задачі підвищення робочої температури газу перед турбіною є збільшення співвідношення параметрів кристалічної решітки матриці та γ' -фази [1–6].

Мікроструктура жароміцних нікелевих сплавів представлена частинками γ' - фази, розсіяними в матриці зі складнолегованого γ - твердого розчину на нікелевій основі та в деяких випадках карбідами. Зміц-

нення γ' - фазою забезпечує тривале збереження високої температурної працездатності таких сплавів у широкому інтервалі температур, аж до 1150 °С. Отже, найважливіша роль у опорі високотемпературної повзучості жароміцних нікелевих сплавів належить таким структурно-фазовим характеристикам, як період кристалічних решіток γ - і γ' - фаз та їх розмірна невідповідність δ або γ/γ' - місфіт [7–12].

Мета роботи

Встановлення закономірностей впливу легувальних елементів на параметри кристалічних ґраток γ та γ' - фаз з метою прогнозування властивостей жароміцних нікелевих сплавів.

Матеріал і методика досліджень

Для експериментально-теоретичних досліджень температурної працездатності було сформовано робочу вибірку промислових жароміцних сплавів з позиції різноманітності хімічних складів (систем легування). За вмістом хімічних елементів сплави мають широкий діапазон легування. Значення властивостей сплавів було взято з відкритих джерел у статтях, книгах та інтернет-ресурсах. На основі були встановлені кореляційні залежності типу «параметр-властивість» як математичних моделей. Отримані рівняння мають досить високі коефіцієнти критерію кореляції $R^2 \geq 0,85$ і можуть використовуватися для прогнозування розрахунків зазначених характеристик із відносною похибкою близько 4 %.

Спектральний хімічний аналіз проводився на оптичному емісійному приладі ARL-4460 (квантометр одночасного багатоканального аналізу) у хвильовому діапазоні 170–800 нм.

Для порівняльної оцінки характеристик міцності досліджуваних сплавів проводилися механічні випробування металу за стандартних циліндричних зразках з робочою частиною (діаметр \varnothing 5 мм, довжина $l = 25$ мм) після термообробки. При кожному рівні температур і напружень випробувалося не менше 3...5 зразків.

Випробування сплаву на короточасну міцність здійснювалось на зразках за температури 20 °С на розривних машинах УМЕ-10ТМ та ПММ-20.

Випробування сплаву на тривалу міцність проводилися на аналогічних зразках за температури 1000 °С на машинах АІМА-5-2 та ZTZ 3/3 шляхом одновісного розтягування при постійному навантаженні на базі 100 годин.

Фазовий склад був визначений методом рентгеноструктурного аналізу, використовуючи Бреґівські кути на приладі RIGAKU MINIFLEX 600 (CoK α - випроміненні). Зразки були розглянуті в діапазоні кутів від 20° до 120°, при режимі: $U = 30$ kV, $I = 15$ mA, крок вимірювання кута 0,1°.

Результати досліджень та їх обговорення

В результаті аналізу та обробки експериментальних даних запропоновано співвідношення легуючих елементів:

$$K_{\gamma'} = 5 \frac{\sum(\text{Al}+\text{Ti}+\text{Nb}+\text{Ta}+\text{Hf})}{\sum(\text{Cr}+\text{W}+\text{Mo}+\text{Re}+\text{Co}+\text{Ru})}, \quad (1)$$

де Al, Ti, Nb, Ta, Hf, Cr, W, Mo, Re, Co, Ru – відповідний вміст елементів в сплаві.

Рівняння 1 використовується для оцінки механічних властивостей та враховує комплексний вплив основних компонентів сплаву. Калібрувальний коефіцієнт (у формулі) був спеціально підібраний для забезпечення найкращого співвідношення елементів відповідно до таких міркувань. γ' - утворюючі елементи роблять значно більший внесок (приблизно в 5 разів більший) у зміцнення сплаву, за рахунок збільшення кількості зміцнюючої фази та збільшення невідповідності решіток γ/γ' (δ) у порівнянні з γ - зміцнювальними елементами. Розмірна невідповідність параметрів ґраток пов'язана зі ступенем концентраційного твердорозчинного зміцнення γ - і γ' - фаз, ефективністю дисперсійного зміцнення сплаву, швидкістю повзучості та іншими властивостями сплавів, це дає можливість пов'язати співвідношення $K_{\gamma'}$ з властивостями багатокомпонентних систем.

Встановлено, що розмірна невідповідність δ (для монокристалічних сплавів) має експоненційну залежність (рис. 1а). Збільшення співвідношення $K_{\gamma'}$ призводить до підвищення δ , що пов'язується із зменшенням кількості γ - розчинних зміцнювачів та збільшенням γ' - утворюючих елементів, які впливають на параметри кристалічних ґраток фаз та максимально збільшують їх невідповідність.

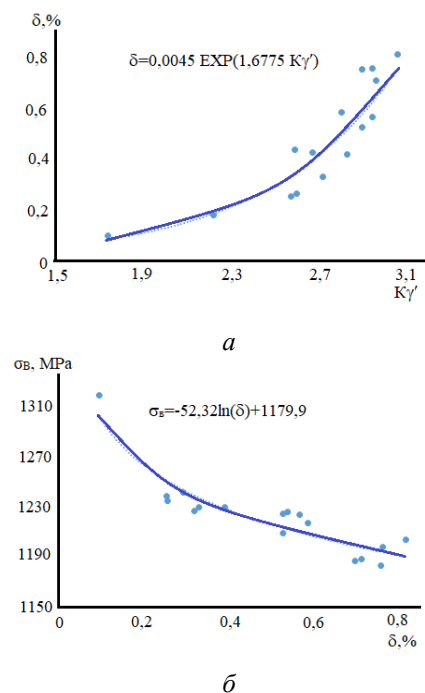


Рисунок 1. Залежність величини місфіту (а), границі короточасної міцності (б) від величини місфіту для монокристалічних сплавів

Залежність границі короточасної міцності (σ_B) від величини місфіту (рис. 1б) оптимально описується логарифмічною залежністю. Для монокристалічних жароміцних нікелевих сплавів збільшення значення місфіту супроводжується зниженням границі короточасної міцності, оскільки між кристалічними ґратками γ - і γ' - фазами утворюються значні напруження, які сприяють процесам структурної та фазової нестабільності, що призводить до передчасного руйнування матеріалу.

Для сплавів спрямованої кристалізації встановлено, що збільшення співвідношення $K\gamma'$ призводить до зниження місфіту (рис. 2а) та утворення екстремуму при значеннях 1,5...1,6 $K\gamma'$, це пов'язується зі скороченням кількості елементів, що знаходяться у γ - твердому розчині. Найбільш сильно збільшують період ґратки Mo, W, Nb, Ta та ін. При значеннях $K\gamma'$ більше 1,5...1,6 спостерігається збільшення місфіту, оскільки об'ємна частка γ' - утворюючих елементів значно зростає і починає переважати. Така поведінка залежності спостерігається як при кімнатній температурі, так і при 1000°C (рис. 2б).

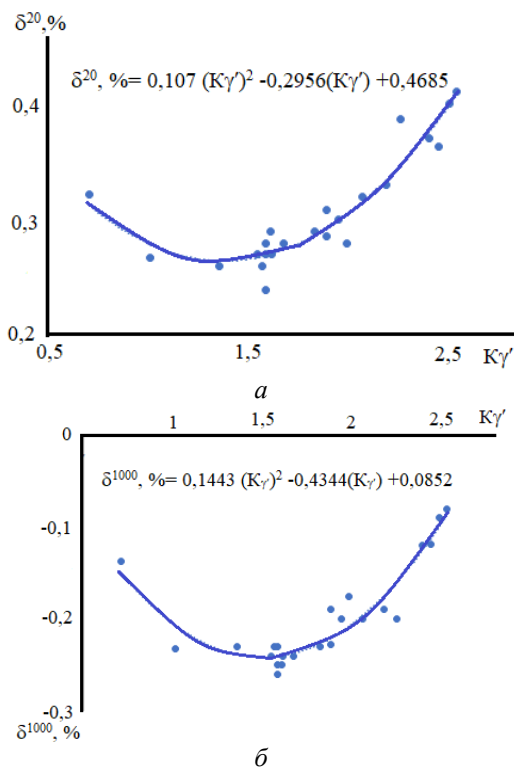


Рисунок 2. Залежність величини місфіту при 20 °С (а), місфіту при 1000 °С (б) від співвідношення $K\gamma'$ для жароміцних нікелевих сплавів спрямованої кристалізації

Експериментальну перевірку отриманих залежностей проводили на промислових жароміцних нікелевих сплавах ЗМІ-3У та Udimed-500 (різної технології отримання), для яких проводилося порівняння властивостей. Результати розрахунків параметрів кристалічних ґраток, отриманих з дифрактограм (рис. 4), наведені у таблиці 1 (дані, що отримані розрахунковим шляхом за

отриманими залежностями) та експериментальні дані (отримані за методиками, описаними вище).

Жароміцні нікелеві сплави рівноосної кристалізації мають схожий характер залежностей місфіту від співвідношення $K\gamma'$ (рис. 3а). Утворення екстремуму при значеннях 1,5 – 2 $K\gamma'$, що пов'язується зі скороченням кількості елементів, що знаходяться у γ - твердому розчині та збільшення місфіту при $K\gamma' > 1,5 - 2$, оскільки об'ємна частка γ' - утворюючих елементів значно зростає та починає переважати.

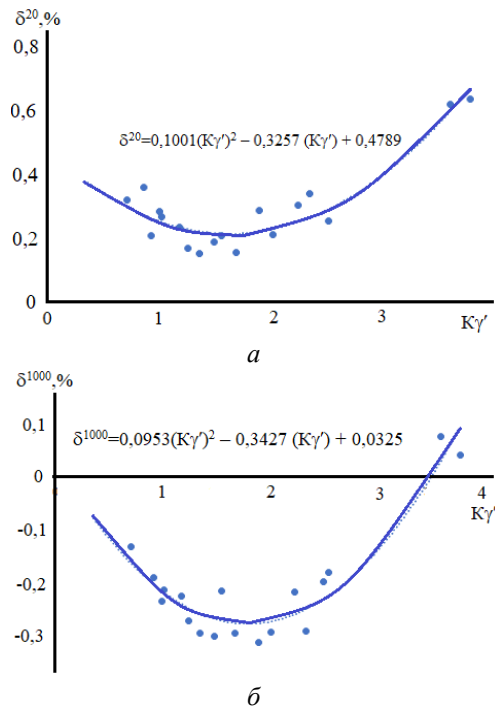


Рисунок 3. Залежність величини місфіту при 20 °С (а), місфіту при 1000 °С (б) від співвідношення $K\gamma'$ для жароміцних нікелевих сплавів рівноосної кристалізації

Таблиця 1 – Експериментальні та розрахункові значення параметрів ґратки, місфіту та механічних властивостей сплавів ЗМІ-3У і Udimed-500

Метод отримання результату	$a\gamma$, Å FCC Fm3m	$a\gamma'$, Å FCC or- dered L12	δ^{20} , %
ЗМІ-3У			
Розрахунковий	3,578	3,585	0,207
Експериментальний	3,580	3,588	0,220
Udimed-500			
Розрахунковий	3,569	3,580	0,322
Експериментальний	3,569	3,581	0,330

В таблиці 1 показано, що розрахункові та експериментальні дані добре погоджуються між собою практично за всіма параметрами. Спостерігається невелике розходження у зв'язку з можливими погрішностями вимірювань і розрахунків. Таким чином, отримані залежності можуть бути використані для прогнозування властивостей жароміцних нікелевих сплавів при розробці нових композицій або удосконаленні існуючих.

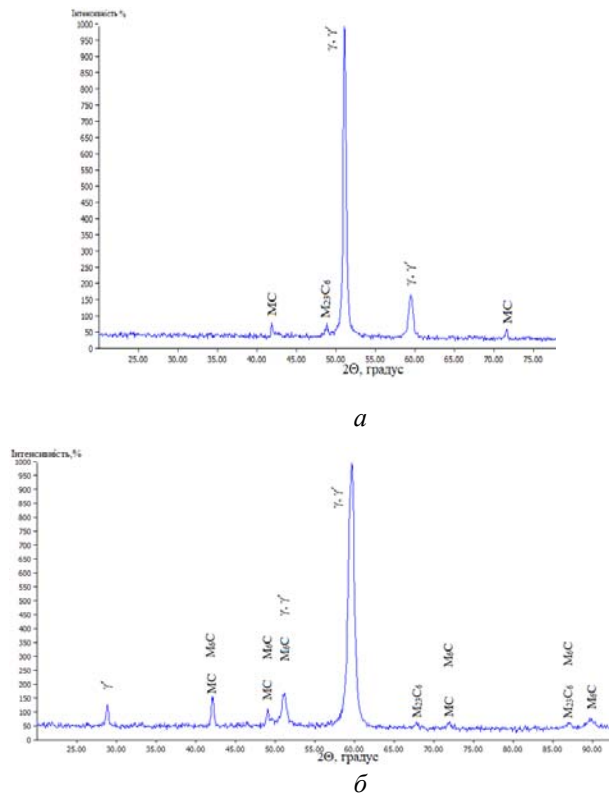


Рисунок 4. Рентгенограма сплавів ЗМІ-3У(а) та Udimed-500(б) (Со Ка випромінювання), $\lambda = 1,79 \text{ \AA}$

Висновки

1. Встановлено, що зі збільшенням значення невідповідності кристалічних ґраток (місфіту) міцність монокристалічних жароміцних нікелевих сплавів знижується через значні внутрішні напруження, які сприяють процесам структурної та фазової нестабільності.
2. Показано, що при значеннях 1,5...1,6 $K\gamma'$, у сплавах рівновісної та спрямованої кристалізації, спостерігається мінімум для місфіту. Така поведінка пов'язується зі скороченням кількості елементів, що знаходяться в γ -твердому розчині, які найбільш сильно збільшують періоди ґраток.
3. Збільшення співвідношення легуючих елементів $K\gamma'$ призводить до зростання міцності та жароміцності ливарних жароміцних сплавів на нікелевій основі, внаслідок збільшення кількості зміцнюючої γ' -фази та легування γ -матриці.
4. За допомогою рентгеноструктурних досліджень виконано перевірку встановлених залежностей між властивостями сплавів та хімічним складом. Експериментальні та розрахункові дані мають невелику розбіжність значень, що не перевищують 5 – 10%.

Список літератури

1. Kvasnytska, Y. H. High-Temperature Salt Corrosion of a Heat-Resistant Nickel Alloy/ Y. H. Kvasnytska, L. M. Ivaskevych, O. I. Balytskyi // Material Sciences/ - 2020. – № 56. – P. 432–440. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11003-020-00447-5>
2. Min, P.G. Development of Corrosion and Heat-Resistant Nickel Alloys and their Production Technology

with the Aim of Import Substitution / P.G. Min, V.V. Sidorov, V.E. Vadeev // Power Technol Eng. – 2020. - №54. – P. 225–231. DOI: <https://doi.org/10.1007/s10749-020-01195-x>

3. Yonghua, R. Characterization of M23C6 carbide precipitated at grain boundaries in a superalloy / R. Yonghua, Hu. Geng, G. Yongxiang // Metallography. – 1989. – № 22(1). – P. 47–55. DOI: 10.1016/0026-0800(89)90021-9.

4. Jadav, J. Effects of Strain Rate and Temperature on Tensile Properties, Deformation and Dynamic Strain Ageing Behavior of Ni-Base Superalloy / J. Jadav, K.V. Rajulapati, Rao. Bhanu Sankara // INAE Letter. – 2019. – № 4. – P. 241–250. DOI: <https://doi.org/10.1007/s41403-019-00083-9>

5. Chen, K. Microstructure and homogenization process of as-cast GH4169D alloy for novel turbine disk / K. Chen, Sy. Rui, F. Wang // Int J Miner Metall Mater. – 2019. – № 26. – P. 889–900. DOI: <https://doi.org/10.1007/s12613-019-1802-0>

6. Biroasca, S. Crystallographic Orientation Relationship with Geometrically Necessary Dislocation Accumulation During High-Temperature Deformation in RR1000 Nickel-Based Superalloy/ S. Biroasca // Metall Mater Trans A. – 2019. – № 50. – P. 534–539. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11661-018-5036-y>

7. Seidel, A. Additive Manufacturing of Powdery Ni-Based Superalloys Mar-M-247 and CM 247 LC in Hybrid Laser Metal Deposition / A. Seidel, T. Finaske, A. Straubel // Metall Mater Trans A. – 2018. – № 49. – P. 3812–3830. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11661-018-4777-y>

8. Ritt, P. Application of Plasma Spraying as a Precursor in the Synthesis of Oxidation-Resistant Coatings/ P. Ritt, O. Lu-Steffes, R. Sakidja // J Therm Spray Tech. – 2013. – № 22. – P. 992–1001. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11666-013-9947-2>

9. Glotka O.A. Modelling the composition of carbides in nickel-based superalloys of directional crystallization / O.A. Glotka O.A. // Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering. – 2020. – № 102/1. – P. 5–15. DOI: <https://doi.org/10.5604/01.3001.0014.6324>

10. Glotka, A.A. Distribution of Alloying Elements in the Structure of Heat-Resistant Nickel Alloys in Secondary Carbides / A.A. Glotka, S.V. Gaiduk // J Appl Spectrosc. – 2020. – № 87. – P. 812–819. DOI: <https://doi.org/10.1007/s10812-020-01075-2>

11. Avila-Davila, E.O. Evaluation of Microstructural Deterioration for a Directionally Solidified Ni-Based Superalloy by X-ray Computed Tomography / E.O. Avila-Davila, L.M. Palacios-Pineda, F.O. Canto-Escajadillo // J. of Mater Eng and Perform. – 2021. – № 56. – P. 235–267. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11665-020-05377-6>

12. Liang, T. Role of script MC carbides on the tensile behavior of laser-welded fusion zone in DZ125L/IN718 joints at 650 °C / T. Liang, L. Wang, Y. Liu // J Mater Sci. – 2020. – № 55. – P. 13389–13397. DOI: <https://doi.org/10.1007/s10853-020-04931-w>

Одержано 23.10.2023

NICKEL-BASED SUPERALLOYS EXPLOITATIONAL PROPERTIES RISING DUE TO THE INFLUENCE ON LATTICE PARAMETERS

- Hlotka O. Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Physical Material Science, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: glotka-alexander@ukr.net, ORCID: 0000-0002-3117-2687
- Ol’shanetskii V. Dr. Sc., Professor, Head of the Department of Physical Material Science, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: olshanolshan@gmail.com, ORCID: 0000-0002-9485-4896
- Kononov V. Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Engineering Technologies, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: kononov1705@gmail.com, ORCID: 0000-0002-0479-1386

Objective. It consists in establishing relationships between the chemical composition, mechanical properties, and dimensional inconsistency of crystal lattices of nickel-based superalloys. That makes it possible to reduce the volume of experimental research in the conditions of the production process and experimental developments.

Research methods. The results of experimental and calculated data, formed on the basis of experimental and results taken from open sources, are given. The phase composition was determined by X-ray structural analysis using the Bragg-Brentano focusing method on a RIGAKU MINIFLEX 600 diffractometer (CoK α radiation). The experimental values were processed by the method of least squares with obtaining correlation dependencies of the “parameter-property” type and establishing mathematical equations of regression models that optimally describe these dependencies.

Obtained results. It was established that with an increase in the amount of misalignment of crystal lattices, the strength of alloys decreases due to significant internal stresses. It was found that for alloys of uniform and directional crystallization, the extremum is observed at a value of 1.5...1.6 K γ' , this is due to a decrease in the number of elements in the γ -solid solution. It is shown that the obtained dependences correspond to reality and coincide with experimental data at the level of 10 %.

Scientific novelty. The value of the work lies in the fact that the dependence of the influence of alloying elements on the mechanical properties and the discrepancy in the sizes of the crystal lattices was obtained, which made it possible to determine the properties without conducting experiments. It was established that changes in the course of dependencies are closely correlated with the processes taking place in the structure of alloys.

Practical value. The obtained dependencies can be used both for the development of new superalloys and for the improvement of the compositions of industrial alloys.

Key words: nickel-based superalloys, lattice mismatch (γ/γ' - mismatch), ratio of alloying elements, heat resistance.

References

1. Kvasnytska Y.H., Ivaskevych L.M., Balytskyi O.I. (2020). High-Temperature Salt Corrosion of a Heat-Resistant Nickel Alloy: Mater Sci, 56, 432–440. doi: 10.1007/s11003-020-00447-5
2. Min P.G., Sidorov V.V., Vadeev V.E. (2020). Development of Corrosion and Heat-Resistant Nickel Alloys and their Production Technology with the Aim of Import Substitution: Power Technol Eng, 54, 225–231. doi: 10.1007/s10749-020-01195-x
3. Yonghua R., Geng Hu., Yongxiang, G. (1989). Characterization of M23C6 carbide precipitated at grain boundaries in a superalloy: Metallography, №22(1), 47-55. doi: 10.1016/0026-0800(89)90021-9.
4. Jadav J., Rajulapati K.V., Bhanu Sankara Rao K. (2019). Effects of Strain Rate and Temperature on Tensile Properties, Deformation and Dynamic Strain Ageing Behavior of Ni-Base Superalloy: INAE Lett, 4, 241–250. doi: 10.1007/s41403-019-00083-9
5. Chen K., Rui Sy., Wang, F. (2019). Microstructure and homogenization process of as-cast GH4169D alloy for novel turbine disk: Int J Miner Metall Mater, 26, 889–900. doi: 10.1007/s12613-019-1802-0
6. Biroscia S. (2019). Crystallographic Orientation Relationship with Geometrically Necessary Dislocation Accumulation During High-Temperature Deformation in RR1000 Nickel-Based Superalloy: Metall Mater Trans A, 50, 534–539. doi: 10.1007/s11661-018-5036-y
7. Seidel A., Finaske, T., Straubel, A. (2018). Additive Manufacturing of Powdery Ni-Based Superalloys Mar-M-247 and CM 247 LC in Hybrid Laser Metal Deposition: Metall Mater Trans A, 49, 3812–3830. doi: 10.1007/s11661-018-4777-y
8. Ritt P., Lu-Steffes, O., Sakidja, R. (2013). Application of Plasma Spraying as a Precursor in the Synthesis of Oxidation-Resistant Coatings: J Therm Spray Tech, 22, 992–1001. doi: 10.1007/s11666-013-9947-2
9. Glotka O.A. (2020). Modelling the composition of carbides in nickel-based superalloys of directional crystallization: Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 102/1, 5-15. doi:10.5604/01.3001.0014.6324
10. Glotka, A.A., Gaiduk, S.V. (2020). Distribution of Alloying Elements in the Structure of Heat-Resistant Nickel Alloys in Secondary Carbides: J Appl Spectrosc, 87, 812–819. doi: 10.1007/s10812-020-01075-2
11. Avila-Davila E.O., Palacios-Pineda L.M., Canto-Escajadillo F.O. (2021). Evaluation of Microstructural Deterioration for a Directionally Solidified Ni-Based Superalloy by X-ray Computed Tomography: J. of Materi Eng and Perform, 56, 235-267. doi: 10.1007/s11665-020-05377-6
12. Liang T., Wang L., Liu Y. (2020). Role of script MC carbides on the tensile behavior of laser-welded fusion zone in DZ125L/IN718 joints at 650°C: J Mater Sci, 55, 13389–13397. doi: 10.1007/s10853-020-04931-w

ТЕХНОЛОГІЇ ОТРИМАННЯ ТА ОБРОБКИ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

TECHNOLOGIES OF OBTAINING AND PROCESSING OF CONSTRUCTION MATERIALS

УДК 621.74.04

- Калюжний П. Б. канд. техн. наук, заступник директора з наукової роботи Фізико-технологічного інституту металів та сплавів Національної академії наук України, м. Київ, Україна, e-mail: kpb.ptima@gmail.com, ORCID: 0000-0002-1111-4826
- Шалевська І. А. д-р техн. наук, доцент, провідний науковий співробітник відділу фізико-хімії ливарних процесів Фізико-технологічного інституту металів та сплавів Національної академії наук України, м. Київ, Україна, e-mail: into66@ukr.net, ORCID: 0000-0002-8410-7045
- Шинський О. Й. д-р техн. наук, професор, завідувач відділу фізико-хімії ливарних процесів Фізико-технологічного інституту металів та сплавів Національної академії наук України, м. Київ, Україна, e-mail: aluprt@ukr.net, ORCID: 0000-0001-6200-0709

РОЗРОБЛЕННЯ ЛИВАРНОЇ ТЕХНОЛОГІЇ ОДЕРЖАННЯ ЛИТОГО ЗАХИСНОГО МОДУЛЮ ЗА МОДЕЛЯМИ, ЩО ГАЗИФІКУЮТЬСЯ

Мета роботи. Розроблення ливарної технології одержання порожнистого виливка захисного модулю литтям за моделями, що газифікуються.

Методи дослідження. Використано комп'ютерне моделювання ливарних процесів та проведено практичні експерименти.

Отримані результати. На основі аналізу процесів при заливанні металу за допомогою комп'ютерного моделювання встановлено гідродинамічні умови заливання виливка захисного модулю з різними ливниковими системами. При верхній розосередженій ливниковій системі заповнення відбувається від центру до країв, при цьому гідродинамічний натиск металу обумовлює нерівномірне заливання стінок виливка, в результаті чого формується великий фронт потоку металу. При нижній односторонній ливниковій системі площа фронту потоку зменшується, а заповнення форми відбувається рівномірно, що усуває вірогідність утворення обвалів. Результати моделювання процесів тверднення металу продемонстрували, що у виливку модуля відсутні усадкові раковини, але є незначна мікропоруватість, обумовлена конструкцією виливка.

Наукова новизна. Визначено, що утворення дефекту обвал у виливку з верхньою ливниковою системою при литті за моделями, що газифікуються, відбувається через великий фронт потоку металу, який призводить до надмірного виділення газів і формування умов низького вакууму в стрижневих частинах ливарної форми, внаслідок чого при ударній дії струменя металу відбувається локальне руйнування піску.

Практична цінність. Оптимізовано ливникову систему та в цілому технологічний процес одержання зі сталі литих захисних модулів литтям за моделями, що газифікуються.

Ключові слова: сталеві виливки, лиття за моделями, що газифікуються, ливникова система, комп'ютерне моделювання, технологічний процес, заливання, тверднення, ливарні дефекти.

Вступ

Сьогодні для України існує актуальна потреба у покращенні заходів захисту цивільних людських і матеріальних ресурсів, а також у збільшенні стійкості захисних споруд, будівель, сховищ і укриттів. Крім конструкторських задач, які полягають в проєктуванні багатофункціональних захисних споруд, виникає необхідність у розробленні новітніх технологій виготовлення таких споруд. Модульні металоконструкції, як різновид швидкозбірних захисних споруд, мають перевагу повторного використання. За рахунок своєї конструкції їх можна швидко демонтувати та перевез-

ти на інше місце [1]. Використання литих металевих матеріалів є одним із ефективних рішень для захисних споруд модульного типу [2]. Серед ливарних технологій для одержання складнопрофільних литих конструкцій, включаючи композитні, однією із найбільш економічно ефективних є лиття за моделями, що газифікуються (ЛГМ) [3, 4].

При розробленні ливарної технології виготовлення виливка ефективним інструментом є комп'ютерне моделювання ливарних процесів. Його використання скорочує час і виробничі витрати, особливо на етапах проєктування та промислового опробування розробленого технологічного процесу. Сучасні моде-

люючі програми [5] дозволяють досить точно прогнозувати утворення усадкових раковин, поруватості, неметалевих вкраплин, гарячих та холодних тріщин при литті в традиційні піщані форми, в цюль та литті під тиском.

Зазвичай, комп'ютерне моделювання використовують при розробленні технологічних процесів виготовлення виливків. Також існують приклади його використання для розрахунку напружень у литих деталях під час їх експлуатації [6]. Такий комплексний підхід дозволяє оптимізувати конструкцію литої деталі, запобігти утворенню ливарних дефектів, зменшити масу конструкції та знизити витрати на її виготовлення. Наприклад, в роботі [7] моделювання процесів заливання форми та затвердіння сталевих виливків дозволило передбачити появу усадкової поруватості та провести оптимізацію конструкції сталевих деталей зварного вузла.

На відміну від традиційної технології лиття у порожнисті піщані форми при ЛГМ в формі наявна радова піномодель, зазвичай, пінополістиролова, яка під час заливання форми газифікується теплом рідкого металу. Взаємодія рідкого металу та піномоделі супроводжується фізичними і хімічними процесами, які досить складно описати математично. Існуючі програми, які можуть моделювати процес ЛГМ, зводять моделювання заливання до точного опису динаміки межі розділу метал-модель, який в основному визначається теплообміном між металом та піномоделлю [8]. Незважаючи на те, що моделюючі програми мають ряд спрощень і не враховують всі особливості ЛГМ, вони успішно використовуються для оптимізації ливникових систем (ЛС) та прогнозування утворення ливарних дефектів, включаючи специфічні для ЛГМ [9, 10].

В роботах [1, 3] наведено приклади литих конструкцій, що можуть бути використані для модульних захисних споруд. Проте в них не описуються конкретні виливки, технологічні процеси їх виготовлення та складності, які можуть виникнути при їх литті. У відділі фізико-хімії ливарних процесів ФТІМС НАН України розроблено конструкції литих модулів захисних споруд, які представляють собою сталеву оболонку з функціональним наповнювачем з неметалевого вогнетриву. Зважаючи, що середня товщина стінки металевої оболонки модулю складає 10 мм при габаритах 400x400 мм, одержання такого виробу зі сталі ливарним методом є непростю задачею, і потребує використання сучасних підходів у проєктуванні ливарної технології.

Мета роботи

Мета роботи полягала у розробленні ливарної технології одержання порожнистих виливків захисних модулів литтям за моделями, що газифікуються. Для цього необхідно було оптимізувати ливникову систему, провести аналіз гідродинамічних та теплообмінних процесів при заливанні та твердненні виливка за допомогою комп'ютерного моделювання, визначити причини формування обвалів при ЛГМ та розробити заходи для їх попередження.

Матеріал і методика досліджень

Для комп'ютерного моделювання процесів заливання, тверднення та охолодження виливка за моделями, що газифікуються, було використано програмне забезпечення Flow-3D Cast. Дана програма дозволяє моделювати поверхневі дефекти та залишки пінополістиролу у виливку, при розрахунку температурних полів розплаву враховує енергію, яку було витрачено на газифікацію пінополістиролу [11]. Побудовані в САД-системі 3D-креслення виливка з ЛС зберігали у форматі STL і завантажували в програму Flow-3D Cast. Необхідні для моделювання параметри – властивості сталі 35Л, пінополістиролу та кварцового піску були обрані з бази даних. Температура заливання сталі задавалася 1580 °С, початкова температура форми – 20 °С.

При практичних дослідженнях використовували пінополістиролові моделі (густиною 28 кг/м³), які одержували спіканням у прес-формі автоклавним методом. До моделей приклеювали ливникову систему, після чого на модельний блок наносили водне протипригарне покриття. Після висихання протипригарного покриття модельні блоки формували в сухому кварцовому піску, який ущільнювали за допомогою вібрації. Заливання форм виконували сталлю 35Л, яку виплавляли в індукційній печі ІСТ-016. Під час заливання форми ливарний контейнер підключали до вакуумної системи, яка видаляла з форми продукти деструкції пінополістиролової моделі. Після охолодження виливків проводили відокремлення ливників, очищення їх поверхні від залишків протипригарного покриття і дослідження якості виливків.

Результати досліджень та їх обговорення

Враховуючи особливості конструкції виливка захисного модулю, було спроектовано та розраховано верхню ЛС, в якій стояк розташовувався посередині виливка, щоб забезпечити мінімальний шлях рідкого металу від стояка до країв виливка. Через масивний колектор, який також слугував надливом для компенсації усадки, метал підводився до виливка розосереджено через 8 живильників. З цієї ЛС було виготовлено дослідну партію виливків методом ЛГМ. У виливках були виявлені несучільності в центральній частині (рис. 1), які можна класифікувати як обвал.



Рисунок 1. Дефект у тілі виливка

Обвал – неправильної форми порожнини в тілі виливка, що заповнені піском, утворюються в результаті місцевого руйнування форми [12]. Причинами може бути ударна дія струменя металу на стінку форми, занадто повільна швидкість заливання форми, недостатня міцність форми через мале розрідження при заливанні та ін. [13].

Для визначення точних причин формування дефектів у виливку модулю та оптимізації ЛС було проведено комп'ютерне моделювання ливарних процесів. Результати комп'ютерного моделювання процесу заливання виливка з першим варіантом ЛС показані на рис. 2. Розрахунковий час заливання виливка склав 8,5 с. Результати демонструють, що спочатку заповнення відбувається через центральні живильники з поступовим «включенням» крайніх живильників. Гідродинамічний натиск металу обумовлює швидше заливання «стілки» виливка протилежної стояку. При цьому інша «стілка» заповнюється більшою мірою через перемички. Такий характер заливання призводить до формування великого фронту потоку.

Поля концентрації продуктів деструкції пінополістиролу показують, що в нижній та бічних частинах виливка існує ймовірність формування поверхневих дефектів. Це може бути обумовлено тим, що заміщення моделі відбувається не рівномірно, а утворена ливарна порожнина заповнюється з різних сторін, формуючи декілька фронтів потоку, які при з'єднанні можуть містити вуглецеві чи окисні плівки. На фронті потоку відбувається накопичення продуктів деструкції моделі, тому для віддалених від живильників частин виливка концентрація даних дефектів вища. Під кінець заливання температура металу у виливку знаходиться в межах 1530-1550 °С. При цьому верхня частина має вищу температуру, що створює умови для спрямованого тверднення виливка.

Утворення обвалу в виливках обумовлено специфікою ЛГМ. Відомо [14], що в кінетичній зоні взаємодії розплаву з піно моделлю має підтримуватись певний тиск газів, який би запобігав осипання (руйнуванню) піску. Тиск у зазорі метал-модель залежить від кількості газів, що виділяються при деструкції піно моделі, і від обсягу газів, що фільтруються через протипригарне покриття і пісок [15]. Великий фронт потоку збільшує кінетичну зону та призводить до надмірного виділення газів. В стрижневих частинах ливарної форми створюються умови для зони низької дії вакууму. Пропускна здатність піску не дозволяє видалити газу настільки швидко, щоб не відбулося зниження рівня вакуума до критичного рівня. Внаслідок цього у стрижневих частинах статична рівновага системи порушується і пісок обвалюється. Оскільки найвіддаленішою областю форми від вакуумної системи контейнера є саме центральна ділянка стрижневої частини, то ймовірність утворення обвалів в центрі виливка є найвищою.

Для створення умов заповнення форми від одного краю до іншого запропоновано другий варіант ЛС, в якому стояк зміщено до одного краю колектора. Результати моделювання процесу заливання з другим варіантом ЛС показані на рис. 3. Розрахунковий час заливання в цьому випадку склав 12,5 с. Результати демонструють, що спочатку заповнюється колектор, далі метал надходить в живильники, а потім в ливарну порожнину. Фронт металу рухається справа - наліво та зверху - вниз одночасно, проте на фронті періодично утворюються локальні потоки, які випалюючи модель можуть викликати формування місцевих обвалів. Площа фронту металу протягом всього періоду заливання є меншою ніж в першому випадку, тому вірогідність формування дефектів все ж є меншою.

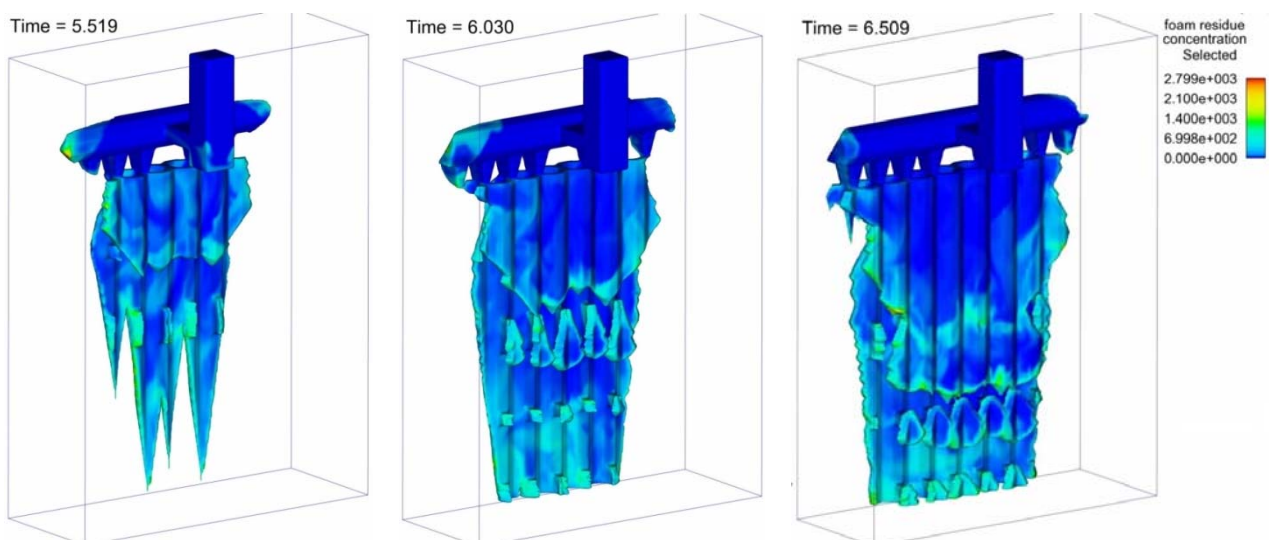


Рисунок 2. Поля концентрації продуктів деструкції пінополістиролу під час заливання через верхню розосереджену ЛС

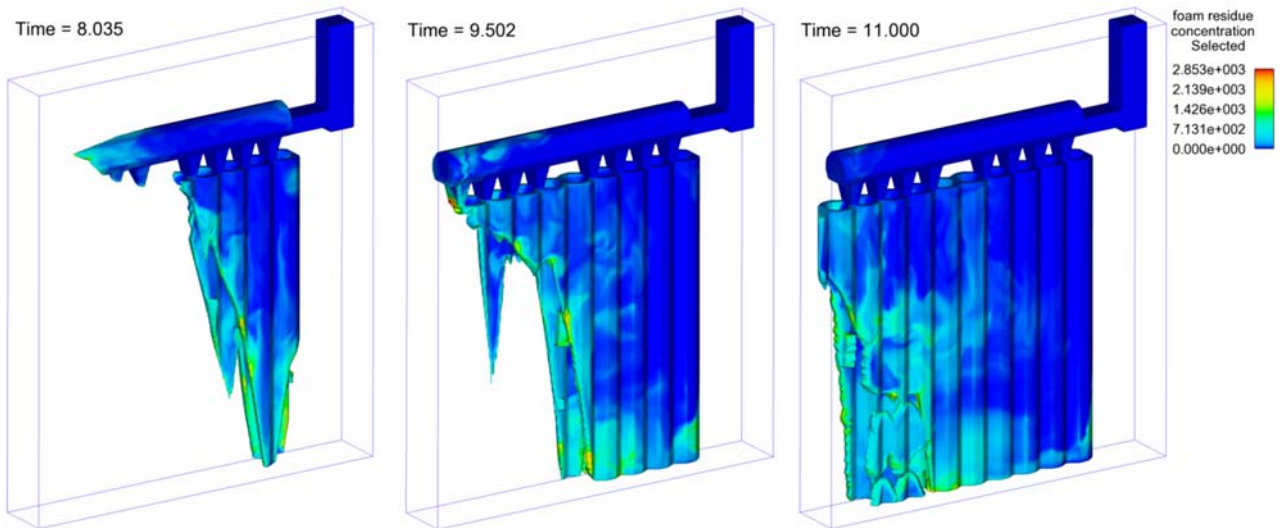


Рисунок 3. Поля концентрації продуктів деструкції пінополістиролу під час заливання з другим варіантом ЛС

Як показують поля концентрації продуктів деструкції пінополістиролу (див. рис. 3), можливе утворення поверхневих дефектів у найвіддаленішій від стояка частині виливка. Температура модулю під кінець заливання є майже рівною по всьому перетину виливка. При цьому верхня частина на 10–15 °С має вищу температуру за нижню, що сприяє спрямованому твердінню виливка.

Вважається, що при ЛГМ для сталевих виливків рівномірне заповнення і поступову газифікацію моделі забезпечує нижня (сифонна) ливникова система. Тому третій варіант ЛС передбачав нижнє одностороннє підведення металу з встановленням верхнього надливу. Результати моделювання заливання з третім варіантом ЛС показані на рис. 4 і 5. Триваліший час заливання виливка (22,7 с) обумовлений більшою довжиною стояка та меншою швидкістю заливання,

яка для сифонної ЛС істотно залежить від статичного натиску металу. Заповнення відбувається з однієї сторони. Фронт металу рухається знизу догори та справа вліво.

Площа фронту металу за весь період заливання є меншою ніж в двох попередніх випадках, тому вірогідність формування обвалів є меншою. Як показують поля концентрації продуктів деструкції пінополістиролу можливе утворення дефектів у найвіддаленішій від стояка частині виливка. Це можна усунути за рахунок встановлення промивника в даному місці.

Під кінець заливання температура металу у верхній та середній частині виливка знаходиться в межах 1520–1540 °С, а зони біля живильника метал є найгарячішим – 1550–1560 °С. Такі температурні поля більше сприятливі для одночасного твердіння виливка.

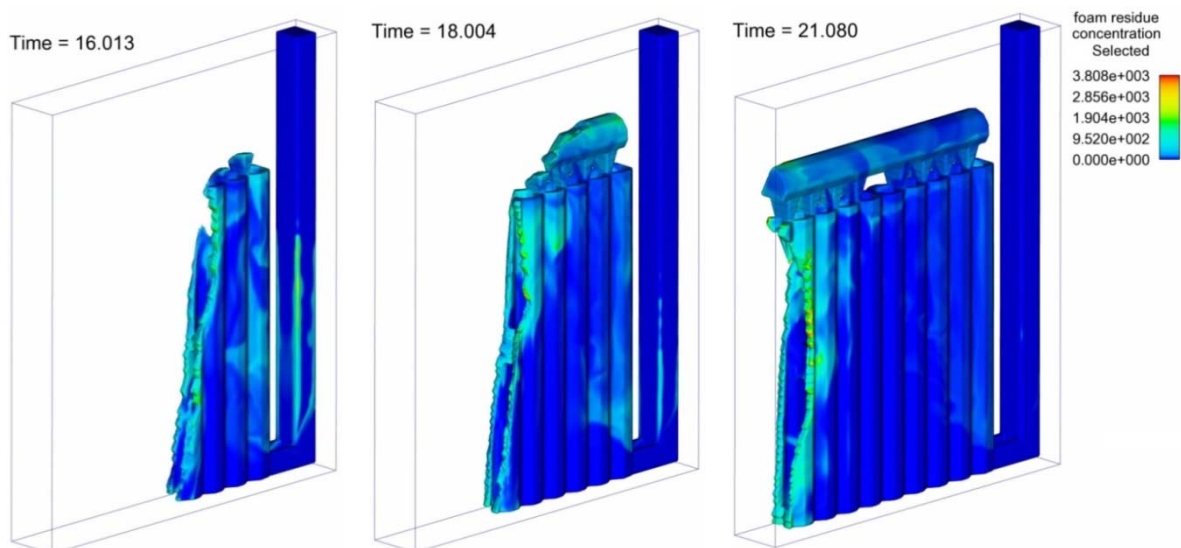


Рисунок 4. Поля концентрації продуктів деструкції пінополістиролу під час заливання виливка через нижню ЛС

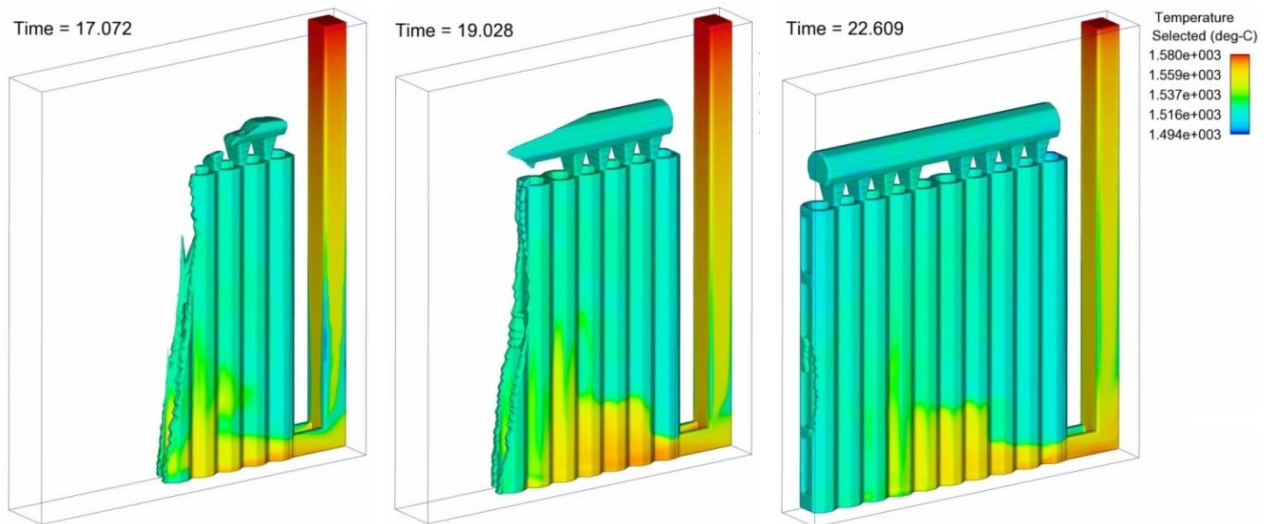


Рисунок 5. Температурні поля виливка в процесі заливання через нижню ЛС

Для прогнозування якості виливка було проведено моделювання процесів тверднення і охолодження виливка. Тривалість тверднення виливка з першим варіантом ЛС склала близько 120 с. Кінетика тверднення показала, що швидше тверднуть краї та нижня частина, верхня частина та «термічні вузли» в центрі виливка тверднуть пізніше. Такий характер тверднення обумовлений не тільки конструкцією виливка та ливникової системи, а й умовами теплопровідності. Відведення тепла інтенсивніше в крайніх та нижній частинах виливка, про що свідчать температурні поля. Колектор охолоджується повільніше за тіло виливка, оскільки містить найгарячіший метал під кінець заливки. Результати розрахунку усадкових полів показують, що у виливку модуля відсутні усадкові раковини та мікропоруватість, окрім незначних дрібних пор в центральних перемичках.

Результати моделювання процесів тверднення та охолодження виливка з другим варіантом ЛС продемонстрували, що тверднення виливка має такий же характер, як і в першому варіанті. Проте в цьому варі-

анті довше твердне ливникова система (стояк і колектор), що обумовлене бічним розташуванням стояка. Тривалість тверднення виливка складає так само 120 с. Умови теплопровідності такі ж як і попередньому випадку – швидше охолоджуються краї та низ виливка. У виливку майже відсутні усадкові раковини, однак спостерігається незначна мікропоруватість у тілі виливка.

Процес тверднення виливка з нижнім підводом (рис. 6) дещо відрізняється від попередніх варіантів. В цьому випадку в останню чергу тверднуть не тільки центральні перемички, але і нижня частина біля живильника. Це обумовлене температурними полями, які формуються після заливання металу. У місці живильника метал розігріває форму протягом заливання, внаслідок чого це місце охолоджується повільніше. Теплові умови в цьому випадку менш сприятливі для спрямованого твердіння виливка. Не зважаючи на це, колектор-надлив живить верхню частину виливка під час її затвердіння.

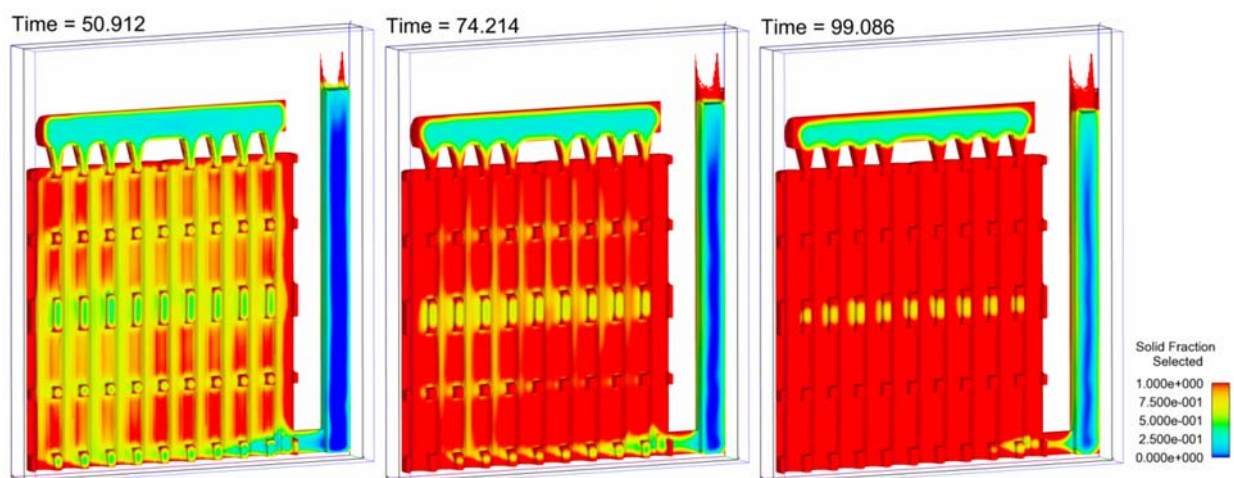


Рисунок 6. Кількість твердої фази металу в ході затвердіння виливка

Результати розрахунку усадкових полів (рис. 7) показують, що у виливку модуля є незначні усадкові раковини в центральних перемичках. Незначна мікропоруватість, кількість якої зросла у порівнянні з попереднім варіантом, більше зосереджена в нижній частині виливка та зміщена в бік живильника.

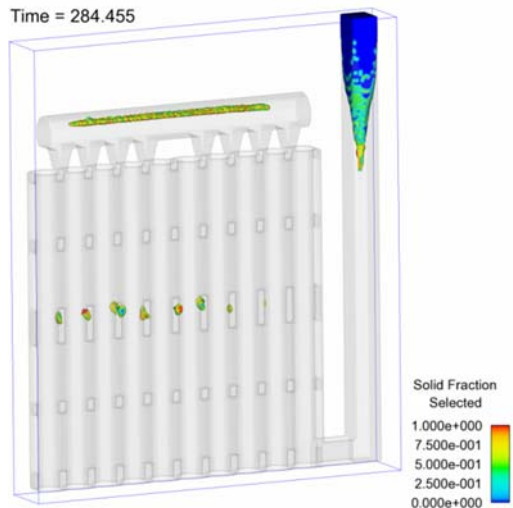


Рисунок 7. Усадка та мікропоруватість у виливку

Серед розглянутих варіантів загалом кращі умови для заливання рідкої сталі в форму створюються при нижній однобічній ЛС (третій варіант). Кращі умови тверднення та відповідно менша усадкова дефектність спостерігається при верхньому підведенні металу. Однак найбільш оптимальною ЛС можна вважати третій варіант, оскільки він забезпечує оптимальні умови для заливання металу у форму, усуваючи загрозу утворення обвалів, та задовільні умови тверднення виливка.

З урахуванням результатів моделювання усадки було проведено коригування конструкції виробу – усунуто термічні вузли в центральній частині виливка. Після цього було виготовлено дослідну партію виливків модулів з нижньою ЛС. Виливки не мали обвалів чи інших поверхневих дефектів і загалом відповідали технічним умовам до них.

Висновки

1. Проведено аналіз гідродинамічних та теплообмінних процесів при заливанні та твердненні виливка захисного модулю за допомогою комп'ютерного моделювання. Встановлено, що кращі гідродинамічні умови заливання виливка створюються при нижній однобічній ливниковій системі.

2. Визначено умови формування дефекту обвалу у виливку захисного модулю. При верхній розосередженій ливниковій системі формується великий фронт потоку металу, що призводить до надмірного виділення газів і формування умов низького вакууму в стрижневих частинах ливарної форми. Внаслідок

цього та ударної дії струменя металу відбувається локальне руйнування піску.

3. Результати дослідження дозволили оптимізувати ливникову систему та в цілому технологічний процес одержання литих захисних модулів зі сталі литтям за моделями, що газифікуються.

Список літератури

1. Шинський О. Й. Біонічний підхід до виготовлення литих легковагих металокопункцій для будівництва споруд модульного типу [Текст] / О. Й. Шинський, П. Б. Калюжний, В. С. Дорошенко // Процеси лиття. – 2022. – № 4. – С. 53–64. doi: <https://doi.org/10.15407/plit2022.04.063>

2. Огляд застосування металевих литих матеріалів у будівництві підземних та захисних споруд [Текст] / І. А. Шалевська, В. С. Дорошенко, П. Б. Калюжний, Ю. Г. Квасницька // Метал та лиття України. – 2022. – № 4. – С. 54–61 doi: <https://doi.org/10.15407/steelcast2022.04.054>

3. Шинський В. О. Литі елементи модульних будівельних металокопункцій за моделями, що газифікуються [Текст] / В. О. Шинський, В. С. Дорошенко // Метал та лиття України. – 2022. – №3. – С 65–71. doi: <https://doi.org/10.15407/steelcast2022.03.065>

4. Status quo and development trend of lost foam casting technology [Text] / F. Zitian, J. Wenming, L. Fuchu, X. Botao // China Foundry. – 2014. – 11. – P. 296–307.

5. Danylchenko L. Comparative analysis of computer systems for casting processes simulation. [Text] : proc. inter. conf. / L. Danylchenko // Advanced applied energy and information technologies 2021, TNTU, 2021. – P. 105–113.

6. Pysz S. The Analysis of Prototype Cast Constructions and the Assessment of their Technological and Exploitation Properties [Text] / S. Pysz, R. Żuczek // Solid State Phenomena. – 2015. – Vol. 237. – P. 215–220. doi: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/ssp.237.215>

7. Numerical simulation and casting process optimization of cast steel node [Text] / L. You, L. Yao, X. Li, G. Jia, G. Lv // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2023. – Vol. 126. – P. 5215–5225. doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-023-11460-8>

8. Шалевська, І. А. Використання комп'ютерного моделювання для ідентифікації дефектів, що утворюються у сталевих виливках корпусів запірної арматури при литті за моделями, що газифікуються [Текст] / І. А. Шалевська, П.Б. Калюжний, Є. В. Погребач // Процеси лиття. – 2021. – № 3. – С. 53–60. doi: <https://doi.org/10.15407/plit2021.03.053>

9. Numerical analysis of lost foam casting for large-caliber water meter shell [Text] / J. Huang, Y. X. Lin, W. P. Chen, X. J. Qi // Advances in Mechanical Engineering. – 2021. – 13(6). doi: <https://doi.org/10.1177/16878140211028059>

10. Simulations and experiments of mould filling in lost foam casting [Text] / F. Li, H. Zhao, F. Ren, Sh. Song, X. Shao, A. Volinsky // International Journal of

Cast Metals Research. – 2020. – 33:4-5 – P. 194–200.
doi: <https://doi.org/10.1080/13640461.2020.1822572>

11. FLOW-3D CAST [Електронний ресурс] / Режим доступу: <https://www.flow3d.com/>

12. Озеров В. А. Литье по моделям из пенополистирола [Текст] / В. А. Озеров, В. С. Шуляк, Г. А. Плотников. – М. : Машиностроение, 1970. – 183 с.

13. Литье по газифицируемым моделям [Текст] / Под ред. Ю. А. Степанова. – М. : Машиностроение. – 1976. – 224 с.

14. Gas Pressure Effect on Sand Collapse in Kinetic Zone of Lost-Foam Casting [Text] / J. M. Jeon, S. J. Lee, K. H. Choe, J. S. Huh // Advances in Materials Science and Engineering. – 2020. – Vol. 2020. – Article ID 5861017. – 9 pages. doi: <https://doi.org/10.1155/2020/5861017>

15. Kaczorowski R. Test bench for analyzing the Lost Foam Process [Text] / R. Kaczorowski, P. Just, T. Pacyniak // Archives of Foundry Engineering. – 2013. – 13 (1). – С. 57–62. doi: 10.2478/afe-2013-0011

Одержано 08.11.2023

DEVELOPMENT OF A FOUNDRY TECHNOLOGY FOR OBTAINING A CAST PROTECTIVE MODULE BY LOST FOAM CASTING

Kaliuzhnyi P. Ph. D., Deputy Director for Scientific Work, Physico-Technological Institute of Metals and Alloys of the National Academy of Science of Ukraine, Kyiv, Ukraine, *e-mail*: kpb.ptima@gmail.com, ORCID: 0000-0002-1111-4826

Shalevska I. Dr. Sc., Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Leading Researcher of the Department of Physical Chemistry of Foundry Processes, Physico-Technological Institute of Metals and Alloys of the National Academy of Science of Ukraine, Kyiv, Ukraine, *e-mail*: into66@ukr.net, ORCID: 0000-0002-8410-7045

Shinsky O. Dr. Sc., Professor, Head of the Department of Physical Chemistry of Foundry Processes, Physico-Technological Institute of Metals and Alloys of the National Academy of Science of Ukraine, Kyiv, Ukraine, *e-mail*: aluprt@ukr.net, ORCID: 0000-0001-6200-0709

Purpose. Development of a foundry technology for obtaining a hollow casting of a protective module by lost foam casting.

Research methods. Computer simulation of foundry processes was used and practical experiments were carried out.

Results. Based on the analysis of metal pouring processes using computer simulation, the hydrodynamic conditions for pouring the protective module casting with different gating systems were established. With the upper distributed gating system, filling occurs from the center to the edges. At the same time, the hydrodynamic pressure of the metal causes uneven filling of the walls of the casting, as a result of which a large metal flow front is formed. With the lower one-sided downpour system, the area of the flow front decreases, and the filling of the mold occurs evenly, which eliminates the possibility of sand collapse. The results of simulation of metal solidification processes showed that there are no shrinkage holes in the casting of the module, but there is a slight microporosity due to the construction of the casting.

Scientific novelty. It was determined that the formation of a collapse defect in a casting with the upper gating system during lost foam casting occurs due to a large front of the metal flow, which leads to excessive release of gases and the formation of low vacuum conditions in the core parts of the mold, as a result of which the impact of the jet metal occurs local sand collapse.

Practical value. The gating system and the overall technological process of obtaining cast protective modules from steel by lost foam casting were optimized.

Key words: steel castings, lost foam casting, gating system, computer simulation, technological process, pouring, solidification, casting defects.

References

1. Shinsky, O. Y., Kaliuzhnyi, P. B., Doroshenko, V. S. (2022). Bionichnyj pidhid do vygotovlennja lytyh legkovagyh metalokonstrukcij dlja budivnyctva sporud modul'nogo typu [Bionic approach to the manufacture of cast lightweight metal structures for the construction of

modular structures]. Casting processes, 4, 53–64. doi: <https://doi.org/10.15407/plit2022.04.063>

2. Shalevska, I. A., Doroshenko, V. S., Kaliuzhnyi, P. B., Kvasnytska, Y. H. (2022). Ogljad zastosuvannja metalevyh lytyh materialiv u budivnyctvi pidzemnyh ta zahysnyh sporud [Review of the use of cast metal materi-

- als in the construction of underground and protective structures]. *Metal and Casting of Ukraine*, 4, 54–61. doi: <https://doi.org/10.15407/steelcast2022.04.054>
3. Shinsky, V. O., Doroshenko, V. S. (2022). Lyti elementy modul'nyh budivel'nyh metalokonstrukcij za modeljamy, shho gazyfikujut'sja [Cast elements of modular building metal structures for their production by Lost Foam Casting]. *Metal and Casting of Ukraine*, 3, 65–71. doi: <https://doi.org/10.15407/steelcast2022.03.065>
4. Zitian, F., Wenming, J., Fuchu, L., Botao, X. (2014). Status quo and development trend of lost foam casting technology. *China Foundry*, 11, 296–307.
5. Danylchenko, L. (2021). Comparative analysis of computer systems for casting processes simulation. *Proceedings of the International Conference Advanced applied energy and information technologies 2021*. TNTU, 105–113.
6. Pysz, S., Żuczek, R. (2015). The Analysis of Prototype Cast Constructions and the Assessment of their Technological and Exploitation Properties. *Solid State Phenomena*, 237, 215–220. doi: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/ssp.237.215>
7. You, L., Yao, L., Li, X., Jia, G., Lv G. (2023). Numerical simulation and casting process optimization of cast steel node. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 126, 5215–5225. doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-023-11460-8>
8. Shalevska, I. A., Kaliuzhnyi, P. B., Pohrebach, E. V. (2021). Vykorystannja komp'juternogo modeljuvannja dlja identyfikacii' defektiv, shho utvorjuyut'sja u stalevyh vylyvkah korpusiv zapirnoi' armatury pry lytti za modeljamy, shho gazyfikujut'sja [Using computer simulation to identify defects formation in steel castings of shut-off valves casted with lost foam process]. *Casting processes*, 3, 53–60. doi: <https://doi.org/10.15407/plit2021.03.053>
9. Huang, J., Lin, Y. X., Chen, W. P., Qi, X. J. (2021). Numerical analysis of lost foam casting for large-caliber water meter shell. *Advances in Mechanical Engineering*, 13(6). doi: <https://doi.org/10.1177/16878140211028059>
10. Li, F., Zhao, H., Ren, F., Song, S., Shao, X., Volinsky, A. A. (2020). Simulations and experiments of mould filling in lost foam casting. *International Journal of Cast Metals Research*, 33(4–5), 194–200. doi: <https://doi.org/10.1080/13640461.2020.1822572>
11. FLOW-3D CAST. Available at: <https://www.flow3d.com/>
12. Ozerov, V. A., Shulyak, V. S., Plotnikov, G. A. (1970). Lit'e po modeljam iz penopolistirola [Casting from polystyrene foam models]. Moscow: Mashinostroenie, 183.
13. Stepanov, Yu. A. ed. (1976). Lit'e po gazyficiruemym modeljam [Casting using gasified models]. Moscow: Mashinostroenie, 224.
14. Jeon, J. M., Lee, S. J., Choe, K. H., Huh, J. S. (2020). Gas Pressure Effect on Sand Collapse in Kinetic Zone of Lost-Foam Casting. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2020. doi: <https://doi.org/10.1155/2020/5861017>
15. Kaczorowski, R., Pacyniak, T., Just, P. (2013). Test bench for analyzing the Lost Foam Process. *Archives of Foundry Engineering*, 13(1), 57–62. doi: [10.2478/afe-2013-0011](https://doi.org/10.2478/afe-2013-0011)

УДК 621.316.13

- Омельченко О. С. старший викладач кафедри механіки Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: omelchenko15@ukr.net, ORCID: 0000-0001-8925-4178
- Акімов І. В. канд. техн. наук, доцент кафедри композиційних матеріалів, хімії та технологій Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: akimovi@ukr.net, ORCID: 0000-0001-6076-0149
- Штанько П. К. канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри механіки Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, ORCID: 0000-0002-4351-9123
- Шалева Н. В. асистент кафедри механіки Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: shaleva1711@ukr.net, ORCID 0000-0002-6571-0359

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗМІНИ ЗВЕДЕНОЇ МАСИ У ПЛОСКИХ БАГАТОЛАНКОВИХ МЕХАНІЗМАХ

Мета роботи. Визначення рівняння руху кривошипно-шатунного механізму із застосуванням методів дослідження руху плоских багатоланкових механізмів. Розробка залежності за допомогою теореми про зміну кінетичної енергії механічної системи для визначення зведеної маси плоских механізмів при зміні кута повороту ведучої ланки плоского механізму.

Методи дослідження. Динамічний аналіз механізму. Метод зведення сил та мас. Математичне визначення кінетичної енергії в залежності від кута обертання кривошипу плоского механізму. Регресійне оброблення отриманих результатів розрахунків та подальший їх кореляційний аналіз проводили за допомогою комп'ютерного програмного забезпечення для аналізу та візуалізації науково-статистичних даних – «SigmaPlot» від фірми «Jandel Corporation».

Отримані результати. Отримана розрахункова формула зміни зведеної маси залежно від кута повороту кривошипу. Встановлена наявність синусоїдальної залежності між розрахунковими параметрами (кут повороту кривошипу і зведена маса). Проведений кореляційний аналіз отриманої функції показав достатньо високу ступінь взаємозв'язку між розрахунковими даними та математичною залежністю, при цьому коефіцієнт кореляції склав $r = 0,972$. Графік визначеної математичної залежності також показав досить високу кореляцію між вказаними параметрами. Отримане рівняння можна використовувати для систем з одним ступенем волі. Для механізмів з декількома ступенями волі для кожного ступеня волі закон зміни зведеної маси буде інший.

Наукова новизна. Із застосуванням розрахункових формул кінетичної енергії для плоских механізмів отримано закон зміни зведеної маси у плоских механізмах, який враховує обертання кривошипу навколо власної осі.

Практична цінність. При проектуванні плоских кривошипно-шатунних механізмів в розрахунках необхідно враховувати дію сил інерції, величина яких залежить від маси і прискорення. Це дає можливість правильно розрахувати динамічні навантаження на деталі плоского механізму (підшипники т.і). Отримана математична залежність зміни зведеної маси від кута повороту ведучої ланки механізму дає змогу аналізувати зміну зведеного моменту інерції, який в свою чергу впливає на зміну крутильного моменту.

Ключові слова: кінетична енергія, зведена маса, зведений момент інерції, кривошип, шатун, поршень, миттєвий центр швидкостей (МЦШ), кут повороту кривошипу, комп'ютерне моделювання.

Вступ

В класичній механіці маса кожної точки або часток системи при русі вважається величиною постійною. Проте, у природі і техніці часто зустрічаються тіла, маса яких змінюється в процесі їх руху (літаки, ракети, автомобілі, Земля).

Досить часто зустрічаються випадки, коли в рівнянні руху машин або механізму маса не є постійною величиною. При цьому використовувати рівняння обертального руху твердого тіла (1) навколо нерухомої осі в вигляді диференційного рівняння обертального руху зі сталим моментом інерції досить некоректно.

$$I_z \cdot \varepsilon = \sum M_{kz}, \quad (1)$$

де $I_z = \text{const}$ – момент інерції тіла відносно нерухомої осі обертання;

$\varepsilon = \frac{d^2\alpha}{dt^2}$ – кутове прискорення обертального твердого тіла;

α – кут обертання;

$\sum M_{kz}$ – сума моментів зовнішніх сил, прикладених до тіла.

При динамічному дослідженні руху механічних систем широко використовується зведена маса (mзв) і

зведений момент інерції ($I_{зв}$).

Зведена маса – це маса, кінетична енергія якої дорівнює кінетичній енергії всіх ланок механічної системи.

Зведений момент сили, або зведена маса, зведений момент інерції залежить від положення ланки зведення, тобто вони являються функцією узагальненої координати.

В практиці зустрічаються машини з кривошипно-шатунним механізмом, у яких зведена маса є змінна величина, яка залежить від кута повороту кривошипа φ і змінюється в досить великих межах.

Тіло, маса якого безперервно змінюється з часом називається тілом змінної маси або точка змінної маси.

В статті розглядається плоский кривошипно-шатунний механізм із зведеною масою з одним ступенем волі. Зміна маси механізму відбувається за рахунок постійної зміни положення його ланок під час руху.

Мета роботи

Метою дослідження було дати вивод рівняння руху ведучої ланки машини з кривошипно-шатунним механізмом та визначити як змінюється маса, а з нею і інертність рухомих ланок плоского кривошипно-шатунного механізму з заданою постійною кутовою швидкістю.

Інертність – здатність тіла зберігати свою швидкість і напрямок руху під час дії на нього зовнішньої сили, m – інерційна маса тіла, що є чисельною мірою інертності.

Зведена маса – це маса поступально-рухомих, або міра інерції обертаючих ланок, кінетична енергія яких дорівнює кінетичній енергії усіх ланок механізму.

Матеріал і методика досліджень

У двигунах внутрішнього згорання зворотно-поступальний рух поршня перетворюється на обертальний рух колінчастого валу за допомогою кривошипно-шатунного механізму. Схема класичного центрального кривошипно-шатунного механізму представлена на рис. 1.

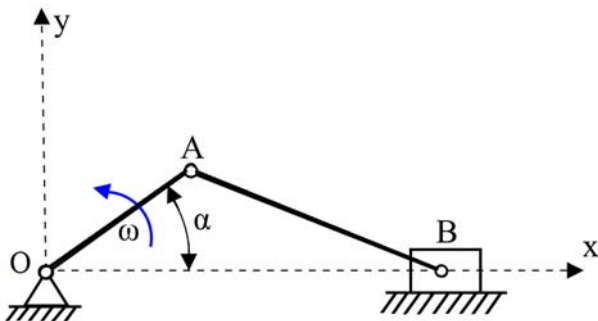


Рисунок 1. Схема класичного центрального кривошипно-шатунного механізму

У динаміці механізмів і машин дуже широко використовується метод зведення сил і мас для

розв'язання задач із визначення закону руху механізму, що знаходиться під дією прикладених до нього сил, з урахуванням мас ланок.

Даний метод спрощує рішення задач, оскільки рух ланок механізму зводиться до руху лише до однієї ланки. Ця ланка називається ланкою зведення. Як правило, ланкою зведення вибирають початкову (вхідну) ланку механізму. У робочих машинах – головний вал, у двигунах – вихідний вал.

Зведена маса – це маса, з сумарною кінетичною енергією всіх ланок механізму та визначається за формулою:

$$m_{зв} = 2 \frac{\sum T_i}{v_A^2} = \frac{\sum m_i \cdot v_i + \sum I_i \cdot \omega_i^2}{v_A^2}, \quad (2)$$

де m_i – маси i -х ланок, які рухаються поступально;
 v_i – швидкість i -х ланок;
 $I_{зв}$ – моменти інерції i -х ланок, що здійснюють обертальний рух;
 v_A – швидкість точки зведення;
 ω_i – кутова швидкість i -х ланок/

Зведена маса залежить від положення ланки зведення, тобто являється функцією узагальненої координати α .

Будь-яка математична модель намагається як найточніше описати реальний процес з деякими припущеннями, використання яких значно спрощує як саму модель, так і її розрахунок відповідно до мети основних задач досліджень.

Для вирішення поставленої задачі пропонується наступна узагальнена схема кривошипно-шатунного механізму в крайніх положеннях при $\alpha = 0^\circ$ та $\alpha = 180^\circ$ (рис. 2).

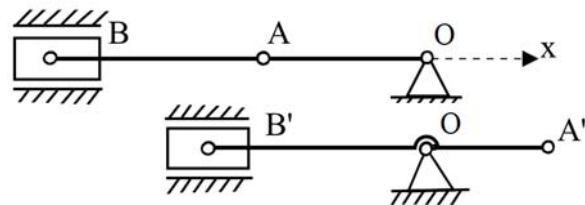


Рисунок 2. Крайні положення механізму

α – кут повороту кривошипу в даний момент часу ($0 \leq \alpha \leq \pi$), що відраховується від осі циліндра Bx у напрямку обертання колінчастого валу. Після повороту кривошипу на кут $\alpha = \pi = 180^\circ$, відлік α починається з нуля.

Кривошип обертається з постійною кутовою швидкістю ω .

При $\alpha = 0$ (початок відліку) поршень знаходиться у крайній зліва «мертвій» точці, а кривошип займає положення OA. При $\alpha = 180^\circ$ поршень знаходиться в нижній мертвій точці (точці C''), і кривошип займає положення OA''. Кожен такт циклу складається з руху поршня лівої до правої «мертвої» точки та навпаки.

Розміри кривошипа взяті в наступній пропорції: кривошип довжиною a , а шатун $2a$. Для спрощення розрахунку взяті однакові маси кривошипу, шатуна і повзуна.

Розглянемо розрахунок зведеної маси механізму для одного із положень механізму при $\alpha = 30^\circ = \frac{\pi}{6}$.

Виразимо значення кінетичної енергії ланок механізму в залежності від кута повороту.

Миттєвий центр швидкостей шатуна AB – це точка P (рис. 3).

Застосуємо відомі з кінематики співвідношення. Відстані $AP = 2,2a = 44$ мм; $PC = 1,65a = 33$ мм; $PB = 1,65a = 33$ мм.

$$\omega_{AB} = \frac{v_A}{AP} = \frac{\omega_1 \cdot a}{2,2a} = \frac{\omega_1}{2,2} = 0,454 \omega_1;$$

$$v_C = \omega_{AB} \cdot PC = \frac{\omega_1}{2,2} \cdot 1,65a = \omega_1 a \cdot 0,75;$$

$$v_B = \omega_{AB} \cdot PB = \frac{\omega_1}{2,2} \cdot 1,65a = \omega_1 a \cdot 0,75.$$

ω_{AB} – кутова швидкість шатуна навколо миттєвого центра швидкостей.

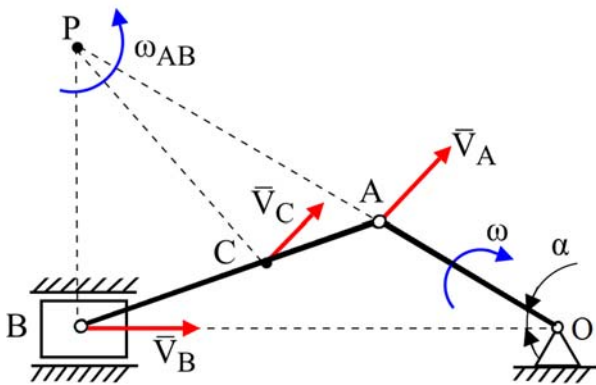


Рисунок 3. Схема визначення МЦШ

Кінетична енергія системи при $\alpha = 30^\circ = \frac{\pi}{6}$

$$T_{30} = T_1 + T_2 + T_3.$$

$$T_1 = \frac{(\omega_1 \cdot a)^2 m_1}{2 \cdot 3}$$

– кінетична енергія кривошипа OA .

$$T_2 = \frac{1}{2} m_2 v_C^2 + \frac{1}{2} J_C \omega_{AB}^2 =$$

$$= \frac{1}{2} m_2 (\omega_1 a \cdot 0,75)^2 + \frac{1}{2} \frac{m_2 AB^2}{12} \cdot 0,454 \cdot (\omega_1)^2 =$$

$$= \frac{(\omega_1 a)^2}{2} m_2 \left[0,75^2 + \frac{4}{12} 0,454^2 \right] =$$

$$= \frac{(\omega_1 a)^2}{2} [0,5625 + 0,069] \cdot m_2 =$$

$$= \frac{(\omega_1 a)^2}{2} m_2 \cdot 0,6315; \text{ – кінетична енергія шатуна}$$

AB .

$$T_3 = \frac{1}{2} m_3 v_B^2 = \frac{1}{2} m_3 (\omega_1 a \cdot 0,75)^2 =$$

$$= \frac{(\omega_1 a)^2}{2} 0,75^2 m_3 = \frac{(\omega_1 a)^2}{2} \cdot m_3 \cdot 0,5625 \text{ – кінети-}$$

чна енергія повзуна B .

$$T_{30} = \frac{(\omega_1 a)^2}{2} \left[\frac{m_1}{3} + 0,6315 m_2 + 0,5625 m_3 \right] = \frac{1}{2} v_A^2 M_{зв}^{30} \text{ – кінетична енергія системи при } \alpha = 30^\circ.$$

Зведена маса системи при $\alpha = 30^\circ$

$$M_{зв}^{30} = \frac{m_1}{3} + 0,6315 m_2 + 0,5625 m_3.$$

За умовою, що $m_1 = m_2 = m_3$ $M_{зв}^{30} = 1,527 m$.

Також цікаво розглянути ще два крайні положення механізму при $\alpha = 0^\circ$ та $\alpha = 90^\circ$.

Розглянемо розрахунок зведеної маси механізму для одного із положень механізму при $\alpha = 0^\circ$.

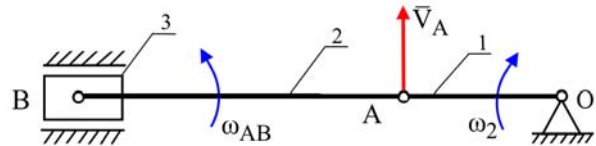


Рисунок 4. Розрахунок зведеної маси механізму при $\alpha = 0^\circ$.

$$OA = a; AB = 2a; a = 20 \text{ мм.}$$

Точка B – МЦС ланки AB ($v_B = 0$)

$$v_A = \omega_1 \cdot a; \omega_{AB} = \frac{v_A}{AB} = \frac{\omega_1 \cdot a}{2a} = \frac{\omega_1}{2}.$$

Кінетична енергія системи при $\alpha = 0^\circ$

дорівнює T_0 .

$$T_0 = T_1 + T_2 + T_3.$$

$$T_1 = \frac{1}{2} J_O \omega_1^2 = \frac{1}{2} m_1 \frac{a^2}{3} \cdot \omega_1^2 = \frac{(\omega_1 \cdot a)^2}{2} \cdot \frac{m_1}{3}$$

кінетична енергія кривошипа OA .

$$T_2 = \frac{1}{2} J_{2B} \omega_{AB}^2 = \frac{1}{2} m_2 \frac{(AB)^2}{3} \cdot \left(\frac{\omega_1}{2} \right)^2 =$$

$$= \frac{1}{2} \frac{m_2 (2a)^2}{3} \cdot \frac{\omega_1^2}{4} = \frac{(\omega_1 \cdot a)^2}{2} \cdot \frac{m_2}{3}$$

кінетична енергія шатуна AB .

$T_3 = \frac{1}{2} m_3 v_B^2 = 0$, ($v_B = 0$) – кінетична енергія повзуна B (поступальний рух).

Кінетична енергія системи при $\alpha = 0^\circ$

$$T_{30} = \frac{(\omega_1 a)^2}{2} \left[\frac{m_1}{3} + \frac{m_2}{3} \right] = \frac{1}{2} v_A^2 M_{зв}^0.$$

Зведена маса механізму при $\alpha = 0^\circ$

$$M_{зв}^0 = \left[\frac{m_1}{3} + \frac{m_2}{3} \right].$$

Розглянемо розрахунок зведеної маси механізму для одного із положень механізму при $\alpha = 90^\circ$.

Миттєвий центр швидкостей шатуна AB знаходиться в нескінченності. Шатун AB в даний момент часу рухається поступально:

$$v_A = v_B = v_C = \omega_1 \cdot a.$$

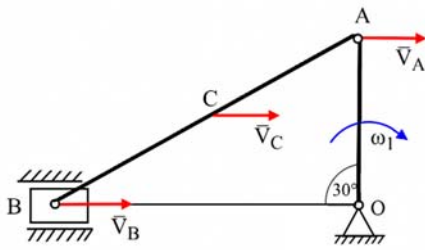


Рисунок 5. Розрахунок зведеної маси механізму при $\alpha = 90^\circ$.

Кінетична енергія системи при $\alpha = 90^\circ$:

$$T_{90} = T_1 + T_2 + T_3.$$

$$T_1 = \frac{(\omega_1 \cdot a)^2}{2} \cdot \frac{m_1}{3} - \text{кінетична енергія кривошипа } OA.$$

$$T_2 = \frac{(\omega_1 \cdot a)^2}{2} \cdot m_2 - \text{кінетична енергія повзуна } B.$$

$$T_{90} = \frac{(\omega_1 a)^2}{2} \left[\frac{m_1}{3} + m_2 + m_3 \right] = \frac{v_A^2}{2} M_{зв}^{90}.$$

Зведена маса механізму при $\alpha = 90^\circ$

$$M_{зв}^{90} = \left[\frac{m_1}{3} + m_2 + m_3 \right].$$

Результати досліджень

В результаті розрахунків було отримано низку даних, які показують зміну зведеної маси кривошипно-шатунного механізму $M_{зв}$ в залежності від кута повороту кривошипу α (табл. 1).

Таблиця 1 – Зведена маса кривошипно-шатунного механізму $M_{зв}$ в залежності від кута повороту кривошипу α

α , град	0	30	60	90	120	150	180	210	240	270	300	330	360
$M_{зв}$	0,66	1,527	2,67	2,333	1,433	0,783	0,66	0,783	1,433	2,333	2,67	1,527	0,66

Попередній аналіз отриманих даних вказує на наявність хвильоподібної закономірності між параметрами $M_{зв}$ та α .

Для виявлення математичної залежності й побудови графіку функції $M_{зв} = f(\alpha)$ із використанням методів комп'ютерного моделювання було проведено регресійне оброблення отриманих розрахункових даних (табл. 2).

Таблиця 2 – Результати регресійної обробки зведеної маси кривошипно-шатунного механізму $M_{зв}$

α , град	0	30	60	90	120	150	180	210	240	270	300	330	360
Мгпр	0,740	1,650	2,383	2,386	1,657	0,745	0,340	0,745	1,657	2,386	2,383	1,650	0,740

В результаті було отримано залежність синусоїдального вигляду:

$$M_{зв} = 1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{\alpha \cdot 2\pi}{209,774} - 0,679\right). \quad (3)$$

Подальший кореляційний аналіз отриманої функції (3) показав достатньо високу ступінь взаємозв'язку між розрахунковими даними (див. табл.1), при цьому коефіцієнт кореляції склав $r = 0,972$. Побудова графіку визначеної математичної залежності (3) також показала досить високу кореляцію між вказаними параметрами (Рис. 6).

$1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot 3,14159265358979 \cdot 0}{209,774} - 0,679\right) \rightarrow 0,74025571255267790817$
$1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot 3,14159265358979 \cdot 30}{209,774} - 0,679\right) \rightarrow 1,6503581981064048126$
$1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot 3,14159265358979 \cdot 60}{209,774} - 0,679\right) \rightarrow 2,3836296698154150063$
$1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot 3,14159265358979 \cdot 90}{209,774} - 0,679\right) \rightarrow 2,3867925431386275678$
$1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot 3,14159265358979 \cdot 120}{209,774} - 0,679\right) \rightarrow 1,6574603255149751375$
$1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot 3,14159265358979 \cdot 150}{209,774} - 0,679\right) \rightarrow 0,74593830395409282535$
$1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot 3,14159265358979 \cdot 180}{209,774} - 0,679\right) \rightarrow 0,34000000000018593185$
$1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot 3,14159265358979 \cdot 210}{209,774} - 0,679\right) \rightarrow 0,74593929381861990004$
$1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot 3,14159265358979 \cdot 240}{209,774} - 0,679\right) \rightarrow 1,6574615583584954936$
$1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot 3,14159265358979 \cdot 270}{209,774} - 0,679\right) \rightarrow 2,3867930887399184022$
$1,416 + 1,076 \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot 3,14159265358979 \cdot 300}{209,774} - 0,679\right) \rightarrow 2,3836291165002520215$

Рисунок 6. Результати комп'ютерного моделювання

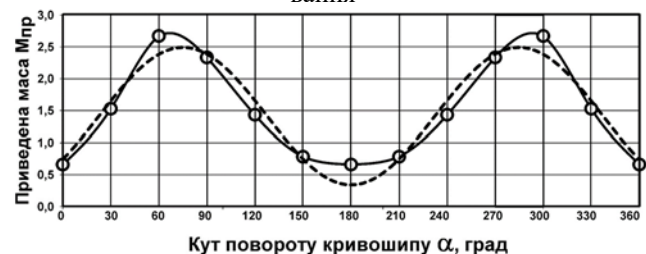


Рисунок 7. Графічне відображення математичної залежності (див. формулу 3) між зведеною масою кривошипно-шатунного механізму $M_{зв}$ в залежності від кута повороту кривошипу α

Висновки

В результаті розрахунків було отримано низку даних, які показують зміну зведеної маси кривошипно-

шатунного механізму M_{36} в залежності від кута повороту кривошипу α .

Отримана залежність між M_{36} та α .

Аналіз отриманих даних показав наявність хвилю-подібної закономірності між параметрами M_{36} та α .

Для виявлення математичної залежності й побудови графіку функції $M_{36} = f(\alpha)$ із використанням методів комп'ютерного моделювання було проведено регресійне оброблення отриманих розрахункових даних.

Проведений кореляційний аналіз отриманої функції показав достатньо високу ступінь взаємозв'язку між розрахунковими даними та математичною залежністю, при цьому коефіцієнт кореляції склав $r = 0,972$.

Графік визначеної математичної залежності також показав досить високу кореляцію між вказаними параметрами.

Отримане рівняння можна використовувати для систем з одним ступенем волі.

Для механізмів з декількома ступенями волі для кожного ступеня волі закон зміни зведеної маси буде інший.

Список літератури

1. Артоболевський І. І. Теорія механізмів і машин / І. І. Артоболевський. – Вид. 3-є. Навч. посібник для вузів і технікумів. – 1968. – 368 с.

2. Конспект лекцій з теорії механізмів та машин для студентів інженерних спеціальностей усіх форм навчання / Укл. : Скребцов А. А., Омельченко О. С., Кружнова С. Ю., Шалева Н. В. – Запоріжжя : НУ «Запорізька політехніка», 2023. – 265 с.

3. Грабар І. Г. Математичне моделювання процесу зміни моменту інерції кривошипно-шатунного механізма двигуна внутрішнього згоряння / І. Г. Грабар, А. В. Ільченко, В. О. Ломакін // Вісник ЖДТУ. – 2001. – №4 (43). – С. 15–24.

4. Ільченко А. В. Приведений момент інерції кривошипно-шатунного механізма одноциліндрового поршневого двигуна внутрішнього згоряння / А. В. Ільченко, Ю. О. Кубрак, В. О. Ломакін // НТУ «ХПІ». – 2007. – С. 23–32.

5. Кіницький Я. Т. Короткий курс теорії механізмів і машин: Підручник для інж.-техн. спец, вищих

навч. закладів України / Я.Т. Кіницький // 2-е вид., перероб. і скор. – Львів : Афіша. – 2004. – 272 с.

6. Грабар І. Г. Моделювання процесу зміни положення центра мас кривошипно-шатунного механізму двигуна внутрішнього згоряння / І. Г. Грабар, А. В. Ільченко, В. О. Ломакін // Вісник ЖДТУ. Серія : Технічні науки. – 2007. – С. 17–24.

7. Грабар І. Г. Вплив масово-геометричних параметрів кривошипно-шатунного механізма на крутний момент двигуна внутрішнього згоряння / І. Г. Грабар, А. В. Ільченко, В. О. Ломакін // Вісник східноукр. держ. ун-ту. – 2008. – 112 с.

8. Захарчук В. І. Основи теорії та конструкції автомобільних двигунів: навч. посібн. для студентів ЗВО / В. І. Захарчук // Видавництво «Каравела». – 2022. – 232 с.

9. Арндаренко В. М. Теорія механізмів і машин в прикладах і задачах. Навчальний посібник / В. М. Арндаренко, І. А. Дудніков // Полтава. – 2020. – 176 с.

10. Мороз, В. І. Основи конструювання і САПР : математичне моделювання при проектуванні і конструюванні технічних засобів: Конспект лекцій. [Текст] / В.І. Мороз, О.В. Братченко, О.А. Логвіненко // Харків: УкрДАЗТ. – 2014. – 49 с.

11. Алексеев А. Н. Компьютер в учебном процессе высшей школы / А.Н. Алексеев, Н.И. Волков // Суми : Довкілля. – 2002. – 380 с.

12. Базилук К. Ф. Технологія роботи і практика розв'язування задач прикладної математики в системі Mathcad 2000: навч. посібник / К. Ф. Базилук, І. В. Каторож, П. М. Осів // Львів : Українська академія друкарства. – 2006. – 120 с.

13. Fridlund A. Numerical prowess gives SigmaPlot an edge in graphics. InfoWorld. – 1992. – 104 p.

14. Hilbe J. Review of SigmaPlot 9.0. The American Statistician. – 2005. – P. 111–112.

15. Kardia, S. (1998) The Graphical Interface. SigmaPlot. Nature, 240.

16. Oehmke R. Picturing Your Numbers: 12 Technical Graphics Packages. SigmaPlot. PC Magazine, – 1991. – P. 189–192.

Одержано 30.11.2023
Після доробки 11.12.2023

RESEARCH OF THE CHANGE IN THE CONSOLIDATED MASS IN FLAT MULTI-LINK MECHANISMS

Omelchenko O.

Senior lecturer of the Department of Mechanics, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: omelchenko15@ukr.net, ORCID: 0000-0001-8925-4178

Akimov I.

Candidate of technical sciences, associate professor of the department “composite materials, chemistry and technologies, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: akimovi@ukr.net, ORCID: 0000-0001-6076-0149

Shtanko P.

Candidate of technical Sciences, Associate Professor of the Department of Mechanics, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, ORCID: 0000-0002-4351-9123

Shaleva N.

Assistant lecturer of the Department of Mechanics, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: shaleva1711@ukr.net, ORCID: 0000-0002-6571-0359

Purpose. Determination of the equation of motion of the crank-connecting mechanism using the methods of researching the motion of flat multi-link mechanisms. Development of the dependence using the theorem on the change in kinetic energy of the mechanical system for determining the total mass of flat mechanisms when the angle of rotation of the driving link of the flat mechanism changes.

Research methods. Dynamic analysis of the mechanism. The method of reducing forces and masses. Mathematical determination of the kinetic energy depending on the angle of rotation of the crank of a flat mechanism. Regression processing of the obtained calculation results and their subsequent correlation analysis were carried out using computer software for the analysis and visualisation of scientific and statistical data – «SigmaPlot» from the company «Jandel Corporation».

Results. A calculated formula for the change in the combined mass depending on the angle of rotation of the crank was obtained. The existence of a sinusoidal relationship between the calculated parameters (crank angle and reduced mass) was established. The correlation analysis of the obtained function showed a sufficiently high degree of relationship between the calculated data and the mathematical dependence, while the correlation coefficient was $r = 0.972$. The graph of the determined mathematical dependence also showed a fairly high correlation between the specified parameters. The resulting equation can be used for systems with one degree of freedom. For mechanisms with several degrees of freedom, the law of change of the combined mass will be different for each degree of freedom.

Scientific novelty. Using the calculated formulas of kinetic energy for planar mechanisms, the law of change of the reduced mass in planar mechanisms, which takes into account the rotation of the crank around its own axis, is obtained.

Practical value. When designing flat crank mechanisms, it is necessary to take into account the effect of inertial forces, the value of which depends on the mass and acceleration. This makes it possible to calculate correctly the dynamic loads on the parts of the flat mechanism (bearings, etc.). The obtained mathematical dependence of the change in the combined mass on the angle of rotation of the leading link of the mechanism makes it possible to analyse the change in the combined moment of inertia, which in turn affects the change in torque.

Key words: kinetic energy, reduced mass, reduced moment of inertia, crank, connecting rod, piston, instantaneous centre of velocity (ICV), crank rotation angle, computer modelling.

References

1. Artobolevskiy I. I. (1968). Theory of mechanisms and machines Ed. 3rd Education manual for universities and technical schools, 368.
2. Skrebtsov A. A., Omelchenko, O. S., Kruzhnova S. Yu., Shaleva N. V. (2023). Synopsis of lectures on the theory of mechanisms and machines for students of engineering specialties of all forms of education Incl. Zaporizhzhia : NU "Zaporizka Polytechnic", 265.
3. Grabar I. H., Ilchenko A. V., Lomakin V. O. (2001). Mathematical modeling of the process of changing the moment of inertia of the crank-rod mechanism of the internal combustion engine. Bulletin of ZHTU, 15–24.
4. Ilchenko A. V., Kubrak Yu. O., Lomakin V. O. (2007). The reduced moment of inertia of the crank and connecting rod mechanism of a single-cylinder piston internal combustion engine. NTU "KhPI", 23–32.
5. Kinytskyi Y. T. (2004). A short course in the theory of mechanisms and machines: Textbook for technical engineers. special, higher education institutions of Ukraine. 2nd ed., revised. and speed - Lviv: Poster, 272.
6. Grabar I. H. (2007). Modeling of the process of changing the position of the center of mass of the crank-connecting mechanism of the internal combustion engine. Herald of ZHTU. Series "Technical Sciences", 17–24.
7. Grabar I. H. (2008). Influence of the mass-geometric parameters of the crank-connecting mechanism on the torque of the internal combustion engine. Visnyk skhidnoukr. state university, 112.
8. Zakharchuk V. I. (2022). Fundamentals of the theory and construction of automobile engines: Study. manual for students of secondary schools, Karavela Publishing House, 232.
9. Arendarenko V. M. (2022). Theory of mechanisms and machines in examples and problems. Tutorial. Poltava, 176.
10. Moroz V. I. (2014). Fundamentals of design and CAD: mathematical modeling in the design and construction of technical means: Lecture notes, Kharkiv: UkrDAZT, 49.
11. Alekseev A. N. (2002). Computer in the educational process of the higher school. Sumy: Environment, 380.
12. Basiluk K. F. (2006). Work technology and practice of solving problems of applied mathematics in the Mathcad 2000 system: Training. Manual, Lviv: Ukrainian Academy of Printing, 120.
13. Fridlund A. (1992). Numerical prowess gives SigmaPlot an edge in graphics. InfoWorld, 104.
14. Hilbe J. (2005). Review of SigmaPlot 9.0. The American Statistician, 111–112.
15. Kardia S. (1998). The Graphical Interface. SigmaPlot. Nature, 240.
16. Oehmke R. (1991). Picturing Your Numbers: 12 Technical Graphics Packages. SigmaPlot. PC Magazine, 189–192.

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ В МЕТАЛУРГІЇ ТА МАШИНОБУДУВАННІ

MODELING OF PROCESSES IN METALLURGY AND MECHANICAL ENGINEERING

УДК 62-9

Тумарченко Л. О.

аспірантка кафедри технології машинобудування Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: hurina97@gmail.com, ORCID: 0000-0001-7973-7475

Вишнепольський Є. В.

канд. техн. наук, доцент кафедри технології машинобудування Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: evishnepolskiy@gmail.com, ORCID: 0000-0002-8048-7976

ВПЛИВ РЕЖИМНИХ ПАРАМЕТРІВ МОДЕЛЮВАННЯ МЕТОДОМ НАПЛАВЛЕННЯ НА ЧАС ВИГОТОВЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ БПЛА

Мета роботи. Дослідити закономірності впливу режимних параметрів Моделювання Методом Наплавлення - Fused Deposition Modeling (FDM) на час виготовлення деталей.

Методи дослідження. Зразки для дослідження друкували методом FDM на 3d-принтері моделі Profi+. Використовували програмне забезпечення для нарізки CAD-моделі на шари та підготовки G-коду - Slic3rPE. Зразки друкували з використанням філаменту ABS+ від компанії MonoFilament. Для статистичної обробки результатів використали програмний комплекс STATISTICA.

Отримані результати. Досліджено вплив різного поєднання режимних параметрів друку FDM (швидкість друку, висота шару, траєкторія заповнення, відсоток заповнення) на час виготовлення виробів. Встановлено основні фактори, що впливають на час виготовлення: швидкість друку, висота шару, щільність заповнення та взаємодія цих факторів.

Наукова новизна. Аналіз залежності часу друку від висоти шару та щільності заповнення показав, що при виборі товщини шару 0,15 мм та 25 % заповнення та товщини шару 0,3 мм та 100 % заповненні час друку виявився майже однаковим. Встановлено, що для висоти шару 0,15мм при швидкості друку 40 мм/с значно збільшується час друку порівняно зі швидкістю друку 80 мм/с, тоді як при виборі висоти шару 0,3 мм – час друку менше і зменшення швидкості друку призводить до невеликого збільшення часу друку порівняно з висотою шару 0,15 мм. Встановлено, що збільшення швидкості друку призводить до зменшення часу друку, а збільшення щільності заповнення – до збільшення часу друку. Так час друку при швидкості друку 40 мм/с та щільності 25 % незначно відрізняється при швидкості 80 мм/с та щільності 100 %.

Практична цінність. Отримано регресійне рівняння, що дозволяє прогнозувати вплив режимних параметрів друку FDM на час виготовлення деталей.

Ключові слова: Моделювання Методом Наплавлення, час виготовлення, режимні параметри, щільність заповнення, дисперсійний аналіз, регресійний аналіз.

Вступ

Вагомою особливістю конкурентного промислового виробництва є скорочення терміну виробництва виробів одночасно із забезпеченням високої якості деталей. Цього можна досягти за допомогою адитивних технологій виробництва деталей. Адитивне виробництво (Additive Manufacturing (AM)) – це напрям, який найбільш динамічно розвивається сьогодні. Існує безліч технологій, які можна назвати адитивними, оскільки об'єднує їх одне: побудова моделі відбувається шляхом додавання матеріалу (від англ. Add - «додавати») на відміну від традиційних технологій, де створення деталі відбувається шляхом видалення «зайвого» матеріалу [1–2].

Перспективність застосування адитивного виробництва виросла у декілька разів останнім часом. Галузями де зазначені технології є вирішальними стали військова та аерокосмічна промисловість, машинобудування та медицина. Сучасні обставини вимагають отримання для військових максимальної кількості безпілотних літальних апаратів при їх мінімальній вартості, а для лікарів та пацієнтів зниження вартості імплантів та протезів можуть бути вирішальними факторами для збереження пацієнту нормальних умов життя при отриманні важких травм.

AM забезпечують скорочення тривалості технологічної підготовки та витрат під час виробництва нових виробів. Компанії Boeing, Douglas Aircraft Company, Lockheed Martin, Airbus S.A.S. (EADS) та

Northrop Grumman, Bell Helicopter, NASA, GE Aviation почали впроваджувати АМ з 1990-х років. В даний час АМ активно застосовуються для виготовлення деталей військових (F/A-18 Hornet) та пасажирських літаків (Boeing 737 Scalemodel, Boeing 787 Dreamliner, Airbus A350), гелікоптерів (MV-22 Osprey, Bell Model 412), а також багатьох безпілотних літальних апаратів (Aurora Flight Sciences, SULSA, Лелека-100, SKIF, Фурія, Spectator): повітроводів, друкованих плат, антен, сенсорів, кабель-каналів, обтічників ІЧ-камер, конструкцій крісел та внутрішньої обробки пасажирських салонів, паливних баків, деталей турбогвинтових двигунів.

Одним із найпоширеніших процесів, завдяки своїй універсальності та низькій вартості, є Fused Deposition Modelling (FDM). Цей метод, як правило, використовує термопластичні полімери. І якщо на початку FDM застосовувався для стендових прототипів і моделей, то в даний час він все частіше використовується для виготовлення функціональних виробів. Ця технологія виробництва дозволяє виготовляти деталі широкого спектру, оскільки вона має велику гнучкість.

В даний час процес FDM є актуальним для виготовлення конструктивних елементів сучасних безпілотних літальних апаратів (БПЛА). Конкурентна боротьба між їх виробниками призводить до постійного підвищення вимог, які до них пред'являються.

Незважаючи на те, що це один із найбільш використовуваних процесів АМ, його застосування у виробництві функціональних виробів досить обмежено. Це пов'язано з великою кількістю параметрів, що керують процесом, які не достатньо досліджені та відсутністю їх стандартизації. Ці параметри процесу впливають на час виготовлення, використання матеріалу, міцність і шорсткість поверхні деталей [3–4].

Крім того, покращення одних параметрів може призводити до погіршення інших, наприклад, зменшення часу виготовлення виробу супроводжується зниженням міцності деталей [5].

Аналіз досліджень та публікацій

Щоб конкурувати з традиційними виробничими процесами, скорочення часу виробництва є однією з головних задач для процесів адитивного виробництва, які використовуються в промислових умовах. Тому, поряд із такими характеристиками деталей, як шорсткість поверхні, точність розмірів і механічні властивості, скорочення часу виготовлення є важливою вимогою для виробництва функціональних деталей. Як і інші характеристики деталей FDM, час виготовлення також залежить від параметрів процесу, і його можна мінімізувати шляхом вибору їх раціональної комбінації.

Nancharaiyah [6] проводив дослідження впливу трьох параметрів процесу (товщини шару, повітряного зазору між нитками та орієнтації наплавленої нитки) на час виготовлення. Результати показали, що велика товщина шару та позитивний повітряний зазор

зменшили час виготовлення; товщина шару була найважливішим параметром процесу, а орієнтація наплавленої нитки була незначною для часу виготовлення. Кумар та ін. [7] досліджували вплив товщини шару, орієнтації наплавленої нитки, ширини наплавленої нитки, орієнтації побудови та ширини оболонки на час виготовлення. Їх висновок був схожий на висновок, зроблений в [6]; орієнтація наплавленої нитки була несуттєвою для часу виготовлення. Вплив товщини шару, ширини наплавленої нитки, орієнтації наплавленої нитки, кількості оболонок, повітряного зазору, відхилення та кут STL на час виготовлення вивчали Ali та ін. [8]. У цій статті було вперше проаналізовано вплив відхилення та кут STL. Відхилення та кут STL варіювалися при створенні моделі STL з моделі CAD зразка. Відхилення STL дозволяє задати відхилення по нормалі трикутної грані поверхні від вихідної поверхні. Кут STL дозволяє задати кут між нормальними суміжних трикутних граней поверхні. Потім усі згенеровані STL-моделі були імпортовані до програмного забезпечення, де варіювалися інші параметри процесу. Результати показали, що відхилення та кут STL були незначні для часу виготовлення.

Rathee та ін. [9] досліджували вплив товщини шару, ширини оболонки, повітряного зазору, ширини наплавленої нитки, орієнтації наплавленої нитки та орієнтації побудови на час виготовлення. Результати дослідження показали, що товщина шару була найважливішим параметром, а іншими важливими параметрами була орієнтація наплавленої нитки і повітряний зазор.

Wu [10] вивчав вплив товщини шару на деякі характеристики деталей, і однією з них був час виготовлення. Результати були такими ж, як і в інших дослідженнях, згідно з якими час виготовлення зменшувався зі збільшенням товщини шару.

Виходячи з результатів розглянутих робіт щодо часу виготовлення, було встановлено, що він є мінімальним при більшій товщині шару та нульовій орієнтації побудови [11].

Аналіз літератури дозволяє зробити висновок, що вплив багатьох режимних параметрів технології FDM, таких як щільність заповнення, швидкість друку, схема заповнення на час виготовлення досі досліджено недостатньо. У зв'язку з цим дослідження впливу цих режимних параметрів та їх комбінацій на час виготовлення виробів є актуальним завданням при виробництві функціональних деталей.

Об'єктом цього дослідження був процес fused deposition modeling з різними режимами. Предметом дослідження були закономірності впливу режимних параметрів FDM на час виготовлення деталей..

Мета роботи

При виборі параметрів процесу FDM необхідно використовувати їх раціональне поєднання, визначення якого залежить від типу та галузі кінцевого використання деталі. Основна мета цього дослідження зосереджена на визначенні зв'язку між вибраними параметрами процесу FDM і показником продуктив-

ності, таким як час виготовлення деталі.

Матеріал і методика досліджень

Зразки для дослідження (рис. 1) друкували методом FDM на 3D-принтері моделі Profi+. Використовували програмне забезпечення для нарізки CAD-моделі та підготовки G-коду – Slic3rPE. Розмір робочої зони 3D-принтера складав 250×250×200 мм. Система подачі – боуден; тип екструдера – одинарний; розмір сопла – 0,4 мм; максимальна температура екструдера – 280 °C; максимальна температура столу – 120 °C; максимальна швидкість друку – 100 мм/с. Осі, зображені на рис. 1 відповідають розташуванню зразка під час друку на столі 3D-принтера.

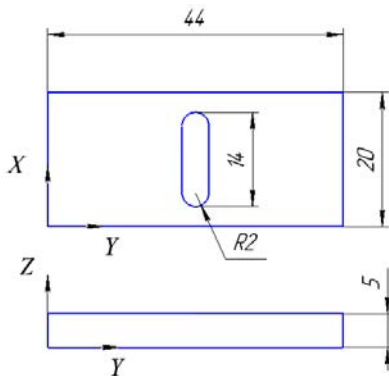


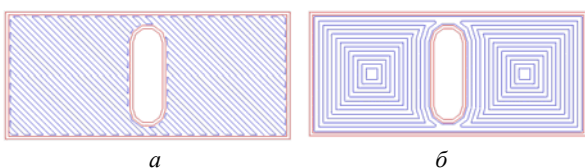
Рисунок 1. Ескіз зразка

Зразки друкували з використанням філаменту ABS+ від компанії MonoFilament. Властивості матеріалу наведено в табл. 1.

Таблиця 1 – Властивості ABS+ [12]

Властивості	ABS+ Monofilament
Температура екструзії, °C	215–230
Температура платформи, °C	80–95
Щільність, г/см ³	1,05
Температура експлуатації, °C	-20...+80
Міцність на розтяг, МПа	40
Відносне подовження при розриві, %	35
Ударна в'язкість непрокидна по Шарпі (23 °C), кДж/м ²	208

На рис. 2 показано схеми заповнення філаментом профілю, які використовувалися в цьому дослідженні. Щільність заповнення у відсотках, висоту шару, швидкість друку та схему геометрії заповнення зразка встановлювали в програмному забезпеченні Slic3rPE.



а

б

Рисунок 2. Візуалізація прямолинійної (а) та концентричної (б) схеми заповнення

Результати досліджень та обговорення

Для визначення впливу режимних параметрів процесу FDM на час виготовлення деталей було розроблено план експерименту. Для кожного параметра процесу використовувалося два рівні варіювання (табл. 2). Як функція відгуку вибрано залежну змінну: час друку (*t*).

Таблиця 2 – Вибрані параметри процесу та їх рівні

Параметр процесу FDM		Рівень варіювання	
		-1	+1
1	Висота шару (<i>h</i>), мм	0,15	0,3
2	Швидкість друку (<i>v</i>), мм/с	40	80
3	Щільність заповнення (<i>dens</i>), %	25	100
4	Схема заповнення (<i>tr</i>)	прямолинійна	концентрична

Результати аналізу впливу режимів FDM на час виготовлення деталі наведені в табл. 3.

Таблиця 3 – Дворівневий факторний план експерименту типу 2⁴⁻⁰ і час виготовлення

№	Рівні				Значення функції відклику <i>t</i> , хв
	<i>h</i>	<i>v</i>	<i>dens</i>	<i>tr</i>	
1	-1	-1	-1	-1	20
2	+1	-1	-1	-1	13
3	-1	+1	-1	-1	13
4	+1	+1	-1	-1	8
5	-1	-1	+1	-1	31
6	+1	-1	+1	-1	18
7	-1	+1	+1	-1	19
8	+1	+1	+1	-1	11
9	-1	-1	-1	+1	20
10	+1	-1	-1	+1	13
11	-1	+1	-1	+1	13
12	+1	+1	-1	+1	8
13	-1	-1	+1	+1	32
14	+1	-1	+1	+1	18
15	-1	+1	+1	+1	20
16	+1	+1	+1	+1	12

Для оцінки впливу досліджуваних факторів на функції відповіді застосовували дисперсійний аналіз. Встановлено, що на час виготовлення деталі найбільше впливають: висота шару, швидкість друку, щільність заповнення та парна взаємодія цих факторів (табл. 4).

Аналіз діаграми Парето (рис. 3) вказує на те, що для формування часу друку статистично значущими є ефекти від висоти шару, щільності заповнення, швидкості друку та парної взаємодії між ними. Від’ємне значення факторів висоти шару, швидкості друку та парної взаємодії між висотою і щільністю заповнення говорить про те, що при їх збільшенні час виготовлення деталі буде зменшуватися.

Таблиця 4 – Результати дисперсійного аналізу

Фактори та їх поєднання	Сума квадратів (SS)	Критерій Фішера (F)	Рівень значимості (p-значення)
(1) висота шару	280,56	561,12	0,00
(2) швидкість друку	232,56	465,12	0,00
(3) щільність заповнення	175,56	351,12	0,00
(4) схема заповнення	0,56	1,12	0,32
1 by 2	14,06	28,12	0,0
1 by 3	22,56	45,12	0,00
2 by 3	10,56	21,12	0,00
Помилка	4,00		
Загальна SS	740,44		

Примітка: жирним виділені статистично значимі величини.

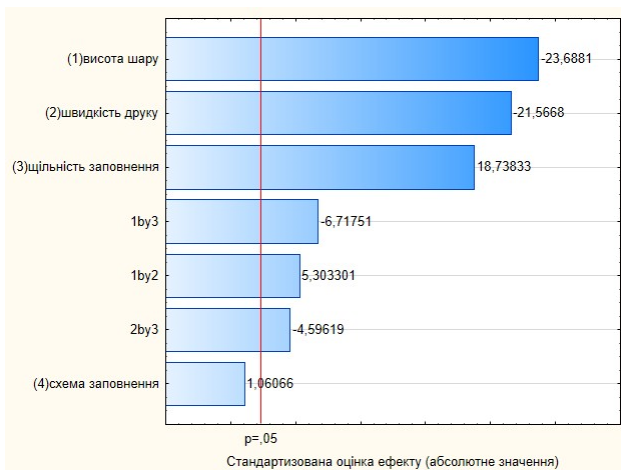


Рисунок 3. Діаграма Парето

Необхідно відзначити, що діаграма розсіювання за усередненими значеннями показників не містить різних відхилень експериментальних точок від загальної прямої (рис. 4). Оскільки кожна з точок даних знаходиться досить близько до прогнозованої лінії регресії, це говорить про те, що отримана лінійна модель задовільно описує вплив факторів на функцію відгуку.

Аналіз залежності часу друку від висоти шару та щільності заповнення (рис. 5) показав, що підвищення

щільності друку та зменшення висоти шару значно збільшує час друку. Час друку збільшується через зменшення висоти шару, оскільки друкований об’єкт потребуватиме більшої кількості шарів.

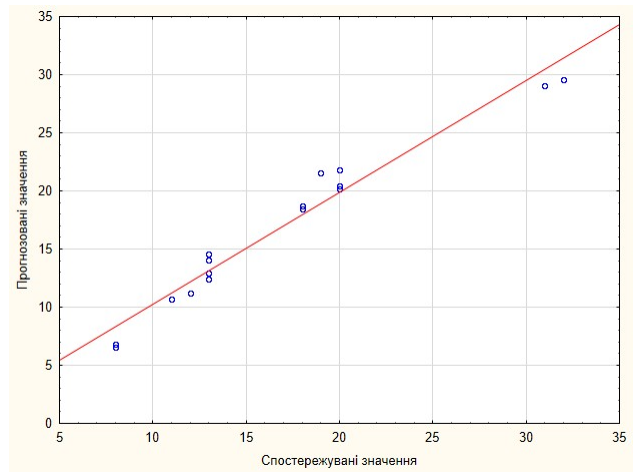


Рисунок 4. Відповідність прогнозованих значень спостережуваним значенням

Час друку виявився майже однаковим при виборі товщини шару 0,15 мм та 25 % заповнення та товщини шару 0,3 мм та 100 % заповненні. Для меншої висоти шару підвищення щільності заповнення значно збільшує час друку, тоді як при виборі більшої висоти шару і підвищенні щільності заповнення спостерігається невелике збільшення часу друку.

Час друку збільшується через зменшення висоти шару, оскільки друкований об’єкт потребуватиме більшої кількості шарів.

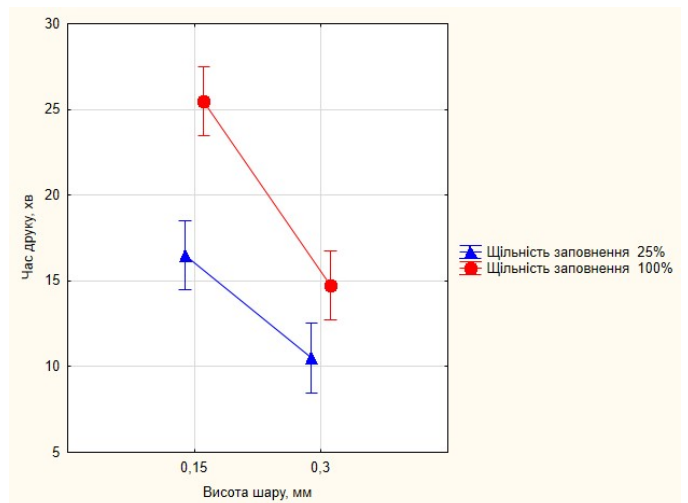


Рисунок 5. Залежність часу друку від висоти шару та щільності заповнення

Досліджено ефект впливу висоти шару та швидкості друку на час друку (рис. 6). Встановлено, що для висоти шару 0,15 мм при швидкості друку 40 мм/с значно збільшується час друку порівняно зі швидкістю друку 80 мм/с, тоді як при виборі висоти шару 0,3 мм час друку менше і зменшення швидкості друку

приводить до невеликого збільшення часу друку порівняно з висотою шару 0,15 мм.

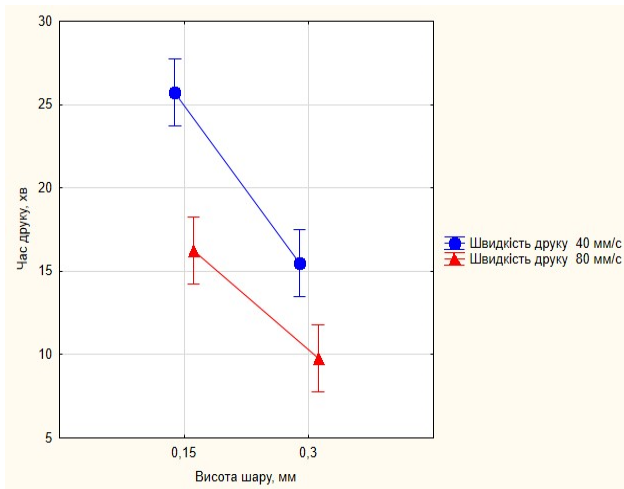


Рисунок 6. Ефект впливу висоти шару та швидкості друку на час друку

Залежність часу друку від швидкості друку та щільності заповнення показано на рис.7. Встановлено, що збільшення швидкості друку призводить до зменшення часу друку, а збільшення щільності заповнення – збільшення часу друку. Однак значення часу друку знаходяться в одному діапазоні при поєднанні цих факторів. Так, час друку при швидкості друку 40 мм/с та щільності 25 % незначно відрізняється від такого при швидкості 80 мм/с та щільності 100%. Виходячи з цього можна зробити висновок, що зважаючи на призначення деталі та вимог при її виробництві, можна вибрати оптимальну комбінацію режимних параметрів процесу і при цьому не втратити в часі.

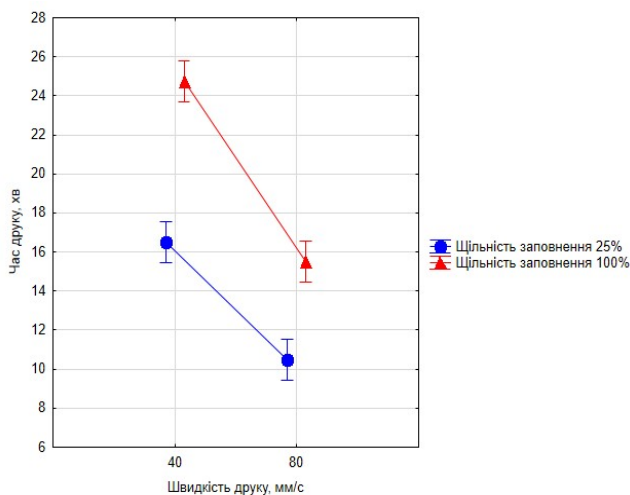


Рисунок 7. Залежність часу друку від швидкості друку та щільності заповнення

На підставі статистичної обробки отримано рівняння, яке дозволяє прогнозувати час друку FDM при різному поєднанні режимних параметрів процесу друку:

$$t = 33,73 - 66,94 \cdot h - 0,26 \cdot v + 0,25 \cdot dens + 0,62 \cdot h \cdot v -$$

$$-0,42 \cdot h \cdot dens - 0,001 \cdot v \cdot dens, \quad (1)$$

де t – час виготовлення, хв;
 h – висота шару, мм;
 $dens$ – щільність заповнення, %;
 v – швидкість друку, мм/с.

Висновки

Здійснено оцінку впливу режимних параметрів друку FDM (висота шару, швидкість друку, траєкторія заповнення, щільність заповнення) на час виготовлення деталі. Встановлено, що на час виготовлення найбільший вплив мають такі фактори: висота шару, швидкість друку, щільність заповнення та взаємодія цих факторів.

Аналіз залежності часу друку від висоти шару та щільності заповнення показав, що при виборі товщини шару 0,15 мм та 25 % заповнення та товщини шару 0,3 мм та 100 % заповненні час друку виявився майже однаковим. Можна зробити висновок, що для меншої висоти шару підвищення щільності заповнення значно збільшує час друку, тоді як при виборі більшої висоти шару і підвищенні щільності заповнення призводить до невеликого збільшення часу друку.

Встановлено, що для висоти шару 0,15 мм при швидкості друку 40 мм/с значно збільшується час друку порівняно зі швидкістю друку 80 мм/с, тоді як при виборі висоти шару 0,3 мм - час друку менше і зменшення швидкості друку призводить до невеликого збільшення часу друку порівняно з висотою шару 0,15 мм.

Встановлено, що збільшення швидкості друку призводить до зменшення часу друку, а збільшення щільності заповнення – до збільшення часу друку. Так, час друку при швидкості друку 40 мм/с та щільності 25 % незначно відрізняється від такого при швидкості 80 мм/с та щільності 100 %.

Отримано рівняння лінійної регресії, що дозволяє прогнозувати вплив режимних параметрів процесу друку FDM на час виготовлення деталей.

Виходячи з результатів дослідження можна зробити висновок, що зважаючи на призначення деталі та вимоги при її виробництві, можна вибрати оптимальну комбінацію режимних параметрів процесу і при цьому не втратити в часі, але треба враховувати те, що підвищення значення таких режимних параметрів, як швидкість друку та висота шару значно знижує якість отриманої поверхні.

Список літератури

1. ASTM (2012). Standard terminology for additive manufacturing technologies. Standard F2792-12a, ASTM International. West Conshohocken, PA. <https://doi.org/10.1520/F2792-10>
2. Ivanova O. Additive manufacturing (AM) and nanotechnology: promises and challenges / O. Ivanova, C. Williams, T. Campbell // Rapid Prototyp J. – 2013. – Vol. 19, Issue 5 – P. 3–8. doi:10.1108/RPJ-12-2011-0127

3. Srivastava M. Multi-response optimization of fused deposition modelling process parameters of ABS using response surface Methodology (RSM)-Based desirability analysis / M. Srivastava, S. Maheshwari, TK. Kundra // Mater Today Proc. – 2015. – Vol. 2, Issue 4. доробки – 3471 р. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.02.043>
4. Mohamed O. A. Optimization of fused deposition modeling process parameters: A review of current research and future prospects / O. A. Mohamed, S. H. Masood, J. L. Bhowmik // Adv. Manuf. – 2015. – Vol. 3 – P. 42–53. doi: 10.1007/s40436-014-0097-7
5. Chacón J. Additive manufacturing of PLA structures using fused deposition modelling: Effect of process parameters on mechanical properties and their optimal selection / J. Chacón, M. Caminero, E. García-Plaza, P. Núñez // Mater. Des. – 2017. – Vol. 124. – P. 143–157. doi:10.1016/j.matdes.2017.03.065
6. Nancharaiah T. Optimization of process parameters in FDM process using design of experiments / T. Nancharaiah // Int. J. Emerg. Technol. – 2011. – Vol. 2 – P. 100–102.
7. Kumar G.P. Optimization of support material and build time in fused deposition modeling (FDM) / G.P. Kumar, S.P. Regalla // Appl. Mech. Mater. – 2012. – Vol. 110–116 – P. 2245–2251. doi:10.4028/www.scientific.net/AMM.110-116.2245
8. Ali, F. Influence of some process parameters on build time, material consumption, and surface roughness of FDM processed parts: Inferences based on the Taguchi design of experiments / F. Ali, B.V. Chowdary, J. Maharaj // Proceedings of the 2014 IAJC/ISAM Joint International Conference, ISBN: 978-1-60643-379-9.
9. Rathee S. Effect of varying spatial orientations on build time requirements for FDM process: A case study / S. Rathee, M. Srivastava, S. Maheshwari, A.N. Siddiquee // Def. Technol. – 2017. – Vol. 13. – P. 92–100. <https://doi.org/10.1016/j.dt.2016.11.006>
10. Wu J. Study on optimization of 3D printing parameter. / J. Wu // IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng. – 2018. – 392, 062050. doi: 10.1088/1757-899X/392/6/062050
11. Dey A. A Systematic Survey of FDM Process Parameter Optimization and Their Influence on Part Characteristics / A. Dey, N. Yodo // J. Manuf. Mater. Process. – 2019. – Vol. 3. – P. 64. <https://doi.org/10.3390/jmmp3030064>
12. Властивості ABS+ MonoFilament [Електронний ресурс] / Режим доступу: <https://monofilament.com.ua/ua/products/standartnye-materialy/abs-plus/abs-plus-bezhevyj>.

Одержано 21.11.2023

Після доробки 06.12.2023

INFLUENCE OF FUSED DEPOSITION MODELING REGIME PARAMETERS ON MANUFACTURING TIME OF UAV PARTS

- Tumarchenko L. Postgraduate student of the Department of Mechanical Engineering Technology, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: hurina97@gmail.com, ORCID: 0000-0001-7973-7475
- Vyshnepolskyi Y. Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Mechanical Engineering Technology, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: evishnepolskiy@gmail.com, ORCID: 0000-0002-8048-7976

Purpose. Investigate the regularities of FDM process parameters influence on the manufacturing time of parts.

Research methods. The samples for research were produced by the FDM method on a Profi+midi 3D printer. Slic3rPE software were used for CAD model slicing and G-code preparation. The samples were printed using ABS+ filament. The STATISTICA software package was used for statistical processing of the results.

Results. The influence of different combinations of FDM process parameters (printing speed, layer height, infill geometry, infill density) on the manufacturing time of products was examined. The main factors affecting the manufacturing time were established: printing speed, layer height, infill density and the interaction of these factors

Scientific novelty. Analysis of the manufacturing time dependence on the layer height and the infill density showed that when selecting a layer height of 0.15 mm and 25 % infill and a layer height of 0.3 mm and 100% infill, the manufacturing time turned out to be nearly identical. It can be concluded that for a lower layer height, increasing the infill density significantly increased the manufacturing time, while setting a higher layer and increasing the infill density led to a small increase in the manufacturing time. It was found that for a layer height of 0.15 mm at a printing speed of 40 mm/s, the manufacturing time significantly increased compared to a printing speed of 80 mm/s, while when selecting a layer height of 0.3 mm, the manufacturing time is less and a decrease in the printing speed led to a small increase of manufacturing time compared to a layer height of 0.15 mm. It was established that an increase in printing speed led to a decrease in manufacturing time and an increase in infill density led to an increase in manufacturing time. Thus, the manufacturing time at a printing speed of 40 mm/s and infill density of 25 % differed slightly from a printing speed of 80 mm/s and infill density of 100 %.

Practical value. A regression equation was obtained which allowed predicting the influence of the FDM process parameters on the manufacturing time of parts.

Key words: Fused Deposition Modeling, manufacturing time, process parameters, variance analysis, regression analysis.

References

1. ASTM (2012). Standard terminology for additive manufacturing technologies. Standard F2792-12a, ASTM International. West Conshohocken, PA. <https://doi.org/10.1520/F2792-10>
2. Ivanova, O., Williams, C., Campbell, T. (2013). Additive manufacturing (AM) and nanotechnology: promises and challenges. *Rapid Prototyp J*, 19(5), 3–8. doi:10.1108/RPJ-12-2011-0127
3. Srivastava, M., Maheshwari, S., Kundra, TK. (2015). Multi-response optimization of fused deposition modelling process parameters of ABS using response surface Methodology (RSM)-Based desirability analysis. *Mater Today Proc*, 2(4-5), 3471. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.02.043>
4. Mohamed, O.A.; Masood, S.H.; Bhowmik, J.L. (2015). Optimization of fused deposition modeling process parameters: A review of current research and future prospects. *Adv. Manuf.*, 3, 42–53. doi: 10.1007/s40436-014-0097-7
5. Chacón, J., Caminero, M., García-Plaza, E., Núñez, P. (2017). Additive manufacturing of PLA structures using fused deposition modelling: Effect of process parameters on mechanical properties and their optimal selection. *Mater. Des.*, 124, 143–157. doi:10.1016/j.matdes.2017.03.065
6. Nancharaiyah, T. (2011). Optimization of process parameters in FDM process using design of experiments. *Int. J. Emerg. Technol.*, 2, 100–102.
7. Kumar, G.P., Regalla, S.P. (2012). Optimization of support material and build time in fused deposition modeling (FDM). *Appl. Mech. Mater.*, 110–116, 2245–2251. doi:10.4028/www.scientific.net/AMM.110-116.2245
8. Ali, F., Chowdary, B.V., Maharaj, J. (2014). Influence of some process parameters on build time, material consumption, and surface roughness of FDM processed parts: Inferences based on the Taguchi design of experiments. *Proceedings of the 2014 IAJC/ISAM Joint International Conference*, ISBN: 978-1-60643-379-9.
9. Rathee, S., Srivastava, M., Maheshwari, S., Siddiquee, A.N. (2017). Effect of varying spatial orientations on build time requirements for FDM process: A case study. *Def. Technol.*, 13, 92–100. <https://doi.org/10.1016/j.dt.2016.11.006>
10. Wu, J. (2018) Study on optimization of 3D printing parameters. *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, 392, 062050. doi: 10.1088/1757-899X/392/6/062050
11. Dey, A., Yodo, N. (2019). A Systematic Survey of FDM Process Parameter Optimization and Their Influence on Part Characteristics. *J. Manuf. Mater. Process.*, 3, 64. <https://doi.org/10.3390/jmmp3030064>
12. Properties ABS+ MonoFilament. Available at: <https://monofilament.com.ua/ua/products/standartnye-materialy/abs-plus/abs-plus-bezhevyyj>.

УДК 669.275.017

- Вініченко В. С. канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри фізичного матеріалознавства Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: valeryi_v@ukr.net, ORCID: 0009-0001-7631-9822
- Єршов А. В. д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри фізики Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: eav.nuzp@gmail.com, ORCID: 0000-0003-0878-6434
- Ольшанецький В. Ю. д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри фізичного матеріалознавства Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: olshanolshan@gmail.com, ORCID: 0000-0002-9485-4896
- Волков Г. П. канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри деталей машин і підйомно-транспортних механізмів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: gpvolkov@ukr.net, ORCID: 0009-0006-9810-5805
- Іванченко Е. Ю. аспірант кафедри фізичного матеріалознавства Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: metodist26.08@meta.ua

ДОСЛІДЖЕННЯ МОЖЛИВОСТІ ПІДВИЩЕННЯ ПЛАСТИЧНОСТІ ВОЛЬФРАМОВОГО ДРОТУ ПРИ ЗВИЧАЙНИХ ТЕМПЕРАТУРАХ ШЛЯХОМ ОПТИМІЗАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЇ ВОЛОЧІННЯ

Мета роботи. Полягає у розробці математичної моделі процесу волочіння вольфрамоторієвого дроту для аналізу впливу технологічних факторів вказаного процесу на пластичність виробляемого матеріалу та надання рекомендацій щодо вибору їх оптимальних значень, з точки зору, досягнення певної пластичності дроту при максимальній продуктивності процесу волочіння.

Методи дослідження. Проблему створення математичної моделі для дослідження впливу технологічних параметрів процесу волочіння на пластичність вольфрамоторієвого дроту вирішували з застосуванням теорії експерименту, зокрема, методу планування експерименту. Зразки матеріалів виготовляли з застосуванням методів порошкової металургії та обробки металів тиском, зокрема, волочіння. Експерименти проводили в умовах реального виробництва з застосуванням промислового обладнання. Пластичність вольфрамоторієвого дроту визначали проведенням випробувань на кручення з застосуванням машини К-5.

Отримані результати. Створена математична модель адекватно описує вплив технологічних факторів на пластичність вольфрамоторієвого дроту, що дозволяє досконаліше проаналізувати фізичні процеси, які відбуваються при його волочінні, скорегувати при необхідності режими волочіння без проведення великої кількості фізичних експериментів.

Наукова новизна. Розроблено математичну модель, яка дозволяє кількісно аналізувати вплив технологічних факторів процесу волочіння на пластичність виробляемого в умовах реального виробництва вольфрамоторієвого дроту.

Практична цінність. Робота може бути корисною технологам для більш продуктивного використання виробничого обладнання та зменшення витрат на виробництво експериментальних партій продукції.

Ключові слова: вольфрамоторієві сплави, пластичність при 20 °С, процес волочіння, випробування на кручення, математична модель, умови реального виробництва, методи порошкової металургії.

Вступ

Важлива роль у функціонуванні промислово-розвиненої держави належить радіозв'язку, зокрема радіомовленню та телебаченню. У цьому особливе місце займають потужні радіосистеми. Елементами, що визначають тактико-технічні характеристики таких систем, зокрема, є потужні радіолампи. Вони знаходять широке застосування у сучасних технологічних установках промислового нагрівання, у спеціальних електрофізичних установках, призначених для прискорення заряджених елементарних частинок та досліджень у галузях ядерної фізики і термоядерного синтезу, радіолокації. Це свідчить про те, що напрям електроніки, пов'язаний із розробкою та виробництвом потужних

генераторних, модуляторних та регулюючих ламп, є невід'ємною частиною життєзабезпечення держави, а самі ці прилади – одним із видів важливої продукції.

Потужні генераторні лампи являють собою триоди і тетроди. Як емітер електронів, в таких приладах часто використовують катод прямого розжарення. Для виготовлення такого роду катодів, в даний час, використовують торійований вольфрам це вольфрамовий дріт з присадкою двоокису торію (ThO₂) [1].

Даний матеріал був запропонований Ленгмюром (Irving Langmuir) в 1915 р. в результаті дослідження термоелектронної емісії різних сортів вольфрамового дроту. При цьому було встановлено, що присадка

1–2 % мас. ThO_2 дозволяє отримати значно більшу електронну емісію, ніж з чистого вольфраму в наслідок того, що робота виходу торійованого катода становить 2,63 eВ, що значно нижче, ніж для катода із вольфраму без присадки ThO_2 (4,55 eВ). В результаті цих досліджень було створене виробництво торійованого вольфрамового дроту марок ВТ7, ВТ10, ВТ15. Дріт, зокрема, марки ВТ15 на сьогодні, є мало не єдиним матеріалом придатним для виготовлення катодів потужних електровакуумних приладів.

Проте незважаючи на велику кількість наукових рекомендацій, дріт з вольфрамоторієвих сплавів, що випускається промисловістю, має суттєвий недолік. А саме, високу температуру порогу холодноламкості ($T_{кр}$) в рекристалізованому стані (до 600 °С). Внаслідок цього дріт стає крихким у вказаному стані при звичайних температурах (20 °С), що призводить до необхідності застосування спеціальних заходів по захисту від механічних навантажень, які неминуче виникають при технологічних операціях виготовлення і в процесі експлуатації виробів. Тому дослідження в напрямку зниження впливу вказаного недоліку є актуальними.

Аналіз досліджень та публікацій

Вольфрам технічної чистоти в рекристалізованому стані має високу температуру переходу з пластичного в крихкий стан ($T_{кр}$), яка становить ~ 400–600 °С, що приводить до неможливості здійснювати подальші технологічні операції, які передбачають, наприклад, згинання або інші види пластичної деформації. Це значною мірою обмежує застосування рекристалізаційних відпалів в технології виготовлення дроту і застосування його як конструкційного матеріалу. В роботах [2, 3] показано, що найбільш крихкою структурною складовою рекристалізованого вольфраму являються границі зерен, про що свідчить інтеркристалічний характер руйнування даного металу при температурі нижче $T_{кр}$. При цьому наявність слідів мікропластичної деформації у тілі зерна при транскристалічному руйнуванні, свідчить про те, що вона має нижчу температуру $T_{кр}$ порівняно з границею зерна [4].

На сьогодні в багатьох роботах [6–7] показано, що основною причиною міжзеренної крихкості є скупчення в області границь зерен різних домішок. Оскільки розчинність елементів впровадження у вольфрам значно нижча за їх вміст в металі технічної чи навіть монокристалічної чистоти, ці елементи утворюють з вольфрамом або іншими домішками надлишкові фази відносно легкоплавкі оксиди, карбіди, бориди або інші виділення, що не міцно пов'язані з матрицею. Ці частинки розташовуючись переважно по границям зерен, уявляють собою концентратори напружень і знижують міцність з'єднання зерен. Зменшити вказаний вплив домішок поки що, в умовах промислового виробництва, неможливо, оскільки не існує технологій, що дозволяють досягнути того ступеню чистоти вольфраму, яка б виключила вплив домішок втілення.

Відомий [12] шлях зниження порогу холодноламкості вольфрамових сплавів в рекристалізованому

стані нижче звичайних температур це введення в їх склад до 27 % (мас.) ренію.

Так в роботі [8] досліджено сплави з вмістом ренію (Re) 5 мас.% та 25 мас.%. З використанням дифракції зворотного розсіювання електронів було виявлено вплив ренію як на зменшення середнього розміру зерен, так і на отримання більш рівновісної форми зерна сплаву у відпаленому рекристалізованому стані. При цьому встановлено, що збільшення вмісту ренію знижує схильність до крихкого руйнування, яка характерна для чистого вольфраму. Особливо це помітно для складу W-25% мас. Re.

Таке легування дає можливість при деформаційному переділі здійснювати бажані рекристалізаційні відпали напівфабрикатів без ризику їх крихкого руйнування при подальшому використанні. Проте, незважаючи на унікальну пластифікуювальну дію ренію, вольфрамкові сплави з подібною його концентрацією є дуже коштовними матеріалами, а просте зниження концентрації цього дефіцитного елемента підвищує поріг холодноламкості вольфрамових сплавів у рекристалізованому стані вище звичайних температур. Наприклад, сплав ВР10Т2 в рекристалізованому стані менш крихкий, ніж вольфрамівий сплав ВТ15, але все ж таки є недостатньо пластичним в рекристалізованому стані, щоб виключити ймовірність крихкого руйнування в процесі виробництва дроту та катодів [9].

Перевіреною способом зниження порогу крихкості $T_{кр}$ є застосування теплої пластичної деформації. Відповідно до теорії, що розвивається авторами робіт [10–12], зниження $T_{кр}$, а відповідно підвищення пластичності при звичайних температурах, є результатом пластичної деформації, при якій руйнуються плівки вторинних фаз по границях зерен та відбувається утворення комірчастої структури, що, в свою чергу, приводить до перерозподілу домішок на границям комірок. При цьому домішки розподіляються по більшій питомій поверхні в результаті чого товщина їх плівок зменшується, а відповідно і знижується їх окрихчувальна дія. Так в роботі [13] повідомляється, що поєднання низькотемпературної пластичності та високої міцності в об'ємному чистому W можливо отримати застосуванням високоенергетичної обробки куванням. Пояснено це тим, що в структурі вольфраму утворюються пластинчасті видовжені матричні зерна, з численними внутрішніми дрібними субзернами та високою щільністю рухомих крайових і змішаних дислокацій. Це дослідження демонструє практичний шлях досягнення помітної низькотемпературної пластичності в вольфрамі без використання легуювальних елементів. Авторами вказується, що це є доцільним способом для розробки високоєфективних сплавів на основі вольфраму.

В роботі [14] також автори дійшли висновку, що пластичність проволочених вольфрамових дротів при низьких температурах є наслідком мікроструктурних і текстурних змін, які відбуваються під час волочіння дроту.

Практичний досвід авторів даної роботи, накопичений при виробництві металокерамічного вольфрамового дроту, також свідчить про те, що зі збільшення ступеня деформації за певними режимами, підвищує його відносне видовження при температурі 20 °С, що говорить про зниження $T_{кр}$. При цьому потрібно враховувати, що в умовах виробництва деформацію вольфрамових сплавів, зокрема волочіння, проводять при температурах істотно нижче температури рекристалізації. Комірки і зерна при цьому витягаються в напрямку деформації. З границями таких комірок пов'язаний високий рівень внутрішніх напружень, при перевищенні певних значень яких проявляється схильність до розшарування з розвитком тріщини вздовж границь комірок при напруженнях нижче границі плинності. Це сприяє підвищенню схильності дроту до розшарування з поширенням тріщини уздовж границь. У роботі [16] компроміс між пластичністю дроту при температурі 20 °С і схильністю його до розшарування рекомендується досягати, регулюванням режимів відпалів таким чином, щоб відбувались процеси при яких знижуються внутрішні напруження проте зберігаються границі комірок. Оскільки здійснення високотемпературних відпалів в захисній атмосфері потребує додаткових витрат, автори даної роботи вирішили перевірити можливість отримання матеріалу з такими ж властивостями шляхом вибору раціональних режимів волочіння. При цьому стикнулися з суттєвим утрудненням вибору значень технологічних параметрів волочіння, що обумовлене необхідністю забезпечити не тільки відповідний діаметр дроту, а і його механічні властивості. Крім того режими волочіння суттєво впливають на продуктивність цього процесу. Оскільки теоретичні положення не забезпечили встановлення значень технологічних параметрів процесу волочіння з точністю, яка б була прийнятна у виробництві, для кожної партії матеріалу прийшлося вибирати режим деформації експериментальним шляхом. Здійснювати виробництво експериментальних партій продукції для корегування технологічних режимів доволі економічно витратно. Це питання постало особливо гостро у зв'язку з великим сортаментом і невеликим обсягом партій дроту із даних сплавів.

Зменшити витрати при рішенні цієї проблеми можна шляхом використання математичної моделі побудованої за експериментальними результатами.

Мета роботи

Задачею даної роботи було розробити математичну модель, яка б в умовах реального виробництва дозволяла корегувати технологічні параметри волочіння таким чином, щоб забезпечити необхідну пластичність дроту із сплавів ВТ-7, ВТ-10, ВТ-15 при температурі 20 °С при максимальній продуктивності вказаного процесу.

Матеріал і методика досліджень

Для проведення досліджень в даній роботі використовували сплави промислового виробництва ВТ7, ВТ10, ВТ15. Їх хімічний склад наведено в табл. 1.

Волочіння вольфрамового дроту від діаметра 2,75 мм (пруток після ротаційного кування) до 1,3 мм проводили на цепному стані ЦС28. При цьому заготовку змащували графітом. Потім дріт протягувався через гарячу піч і філь'єру. Як робочий інструмент використовували філь'єри з твердого сплаву ВК-6. Швидкість протягування становила 9 м/хв.

Випробування на кручення проводили з застосуванням випробувальної машини К-5. Зразками були відрізки дроту діаметром 1,3 мм і довжиною 200 мм. Ці зразки затискували в захвати таким чином, щоб між захватами відстань становила 100 мм.

Експерименти

Для встановлення залежності між параметром оптимізації і змінними факторами використовували метод планування експерименту. Як параметр оптимізації було вирішено використати кут закручення зразка дроту до його руйнування ($\varphi, ^\circ$). Вказаний параметр кількісно характеризує пластичність сплаву і порівняно з іншими, зокрема, відносним видовженням чи відносним звужуванням, у випадку крихких матеріалів, має вищу чутливість.

Як змінні фактори були обрані наступні: вміст торію в сплаві – x_1 ; температура волочіння – x_2 ; обтиснення при здійсненні першого переходу – x_3 ; обтиснення при наступних переходах – x_4 . Варіювання вмісту торію реалізували використанням промислових сплавів ВТ7, ВТ10 і ВТ15 з вмістом вказаного елемента 0,7 %, 1,0 % і 1,5 % мас. Оскільки інтервали варіювання факторів отримані у такий спосіб, були досить широкими, а експеримент бажано було провести на одній партії висхідних матеріалів, що допомогло виключити можливий вплив домішок, концентрація яких дещо змінюється від однієї партії сировини до іншої, вирішили застосувати зразу план, який дозволить отримати математичну модель другого ступеню. В даному випадку для проведення експерименту була обрана матриця некомпозитного плану другого порядку для чотирьох факторів (3^4). Вибраний план має високу ступінь ортогональності (тільки коефіцієнти при вільному члені і при квадратичних членах корельовані один з одним) і є ротатабельним. Обробку результатів здійснювали по методиці описаній в [16].

Умови проведення експерименту наведено в табл. 2. За наведеними умовами був реалізований експеримент 3^4 матриця і результати якого наведена в табл. 3.

За результатами даного експерименту була отримана математична модель, що адекватно описує процес волочіння дроту із вольфрамових сплавів з вмістом ThO_2 від 0,5 до 1,5 % мас. Відповідно до даної моделі на значення кута закручування дроту впливають концентрація ThO_2 , температура при якій здійснюють волочіння, і ступінь деформації дроту при першому і наступних переходах волочіння.

Таблиця 1 – Хімічний склад досліджених сплавів, % мас.

Марка сплаву	ThO ₂	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	SiO ₂	CaO	Mo
BT7	0,5	0,0014	0,0019	0,002	0,002	0,003
BT10	1,0	0,0016	0,0017	0,001	0,001	0,006
BT15	1,5	0,0011	0,0015	0,003	0,003	0,005

Таблиця 2 – Рівні та інтервали варіювання факторів

Фактори	Кодове позначення факторів	Інтервал варіювання факторів	Рівні факторів		
			верхній +1	основний 0	нижній -1
C – вміст ThO ₂ в сплаві, % мас.	x_1	0,5	1,5	1	0,5
T – температура волоочіння, °C	x_2	100	1000	900	800
ψ_1 – обтиснення за 1-ий перехід, %	x_3	10	40	30	20
ψ_2 – обтиснення за наступні переходи, %	x_4	10	30	20	10

Таблиця 3 – Матриця планування в кодованих величинах та результати дослідів

Номер досліду	x_0	x_1	x_2	x_3	x_4	Кут закручування ϕ , °
1	2	3	4	5	6	7
1	+	+	+	0	0	112
2	+	+	0	+	0	172
3	+	+	0	0	+	167
4	+	+	0	0	-	168
5	+	+	0	-	0	165
6	+	+	-	0	0	114
7	+	0	+	0	+	156
8	+	0	+	0	-	151
9	+	0	+	+	0	162
10	+	0	+	-	0	152
11	+	0	0	+	+	216
12	+	0	0	+	-	213
13	+	0	0	0	0	227
14	+	0	0	0	0	223
15	+	0	0	0	0	226
16	+	0	0	-	+	206
17	+	0	0	-	-	207
18	+	0	-	-	0	156
19	+	0	-	+	0	163
20	+	0	-	0	+	157
21	+	0	-	0	-	158
22	+	-	+	0	0	150
23	+	-	0	+	0	212
24	+	-	0	0	+	208
25	+	-	0	0	-	205
26	+	-	0	-	0	206
27	+	-	-	0	0	157

Обговорення

Дана модель дозволяє оцінити вплив зазначених факторів при зміні їх значень в границях інтервалів варіювання. З метою встановлення суті впливу кожного фактору стабілізували значення всіх факторів, крім аналізованого і розраховували значення кута закручування при наданні даному фактору наступних

значень: -1; 0 і +1. Результати наведено в табл. 4. Мінус одиниця в таблиці позначена знаком мінус, а замість +1 написано +. З наведених результатів видно, що як зниження концентрації ThO₂ до 0,5% мас., (віртуальний дослід 2) так і її підвищення до 1,5% мас. (віртуальний дослід 3), приводить до зменшення значення кута закручування, тобто знижує пластичність дроту.

Таблиця 4 – Значення кута закручування в залежності від значень факторів

№ віртуального дослід	Фактори				Значення кута закручування φ, °
	C – вміст ThO ₂ в сплаві, % мас. (x ₁)	T – температура волочіння, °C (x ₂)	ψ ₁ – обтиснення за 1-й перехід, % (x ₃)	ψ ₂ – обтиснення за наступні переходи, % (x ₄)	
1	1,0 (0)	900 (0)	30 (0)	20 (0)	225,3
2	0,5 (-)	900 (0)	30 (0)	20 (0)	214,9
3	1,5 (+)	900 (0)	30 (0)	20 (0)	174,9
4	1,0 (0)	800 (-)	30 (0)	20 (0)	160,1
5	1,0 (0)	1000 (+)	30 (0)	20 (0)	167,7
6	1,0 (0)	900 (0)	20 (-)	20 (0)	219,2
7	1,0 (0)	900 (0)	40 (+)	20 (0)	219,2
8	1,0 (0)	900 (0)	30 (0)	10 (-)	216,9
9	1,0 (0)	900 (0)	30 (0)	30 (+)	216,9

При цьому слід вказати, що в першому випадку зменшення кута закручування менш суттєве (до 214,9°), ніж у наступному (до 174,9°). На наш погляд, це можна пояснити тим, що при концентрації ThO₂ 0,5% мас., пластичність дещо нижча порівняно з дротом в якому концентрація ThO₂ становить 1,0 % мас. тому, що при концентрації ThO₂ 0,5 % мас., в даному сплаві менше перешкод для руху дислокацій ніж в сплаві, що містить 1,0 % мас. ThO₂ і тому в ньому в процесі волочіння повільніше утворюється комірчаста структура, яка забезпечує пластичність даного типу сплавів при температурі 20 °C.

В другому випадку, при концентрації ThO₂ 1,5 % мас., частинки ThO₂ більш крупні і, ймовірно, діють як неметалеві включення, які порушують суцільність металу, в результаті чого, він втрачає пластичність внаслідок чого кут закручування становить лише 174,9°.

Аналіз впливу температури показав, що зниження її до 800 °C (віртуальний дослід 4) викликає зменшення кута закручування до значення 160,1°. На наш погляд це відбувається в наслідок пришвидшення нагартування металу і утруднення утворення комірчастої структури. Зниження кута закручування (до 167,7°) з підвищенням температури до 1000 °C (віртуальний дослід 5), ймовірно, обумовлене інтенсифікацією процесів знеміцнення, які приводять до часткового зникнення комірчастої структури.

Зниження кута закручування, як при зниженні так і при підвищенні обтиснень при першому і кожному наступному переходах волочіння (віртуальні дослід 6–9), за нашою гіпотезою, також пов'язано з утрудненням утворення комірчастої структури. Зокрема, підвищення обтиснення може інтенсифікувати процеси знеміцнення, що, як правило, приводить до часткового зникнення границь комірок і відповідно зниження пластичності. Детально ці процеси розглянуті в роботі [16]. Зокрема у відповідності до результатів вказаної роботи ці процеси суттєво впливають на параметри комірчастої структури, що утворюється, а відповідно і на рівень пластичності даного сплаву при температурі 20 °C.

Для більш зручного використання даної математичної моделі у виробництві вказаних сплавів її перевели в іменовані величини внаслідок чого вона набула наступного виду

$$\varphi = -4927,8 + 203,2C + 11,05t + 4,04\psi_1 + 3,36\psi_2 - 121,6C^2 - 0,00614t^2 - 0,061\psi_1^2 - 0,084\psi_2^2,$$

де φ – кут закручування дроту до його руйнування;
 C – вміст ThO₂ в сплаві, % мас.;
 T – температура волочіння, °C;
 ψ₁ – обтиснення за 1-й перехід;

ψ_2 – обтиснення за наступні переходи.

В умовах реального виробництва отриману модель можливо застосовувати для пошуку раціональних режимів волочіння, які забезпечать максимальну продуктивність при необхідному рівні пластичності. Або за допомогою даної моделі можна визначити такі значення параметрів волочіння, які забезпечать максимально-можливу пластичність при конкретному вмісті ThO₂ в сплаві, яка в свою чергу, забезпечить мінімальну схильність дроту до руйнування при температурі 20 °С, що необхідно для запобігання браку в процесі виготовлення дроту і виробів з нього.

Висновки

1. З використанням відомих методик створено математичну модель, що адекватно описує вплив вмісту ThO₂ в сплаві, температури волочіння, обтиснення за перший перехід і обтиснення за наступні переходи на кут закручування до руйнування вольфрамоторієвого дроту.

2. Показано, що як зниження концентрації ThO₂ в сплаві з вмістом 1,0 %, так і її підвищення вище вказаної концентрації приводить до зменшення пластичності вольфрамоторієвого дроту при температурі 20 °С.

3. Встановлено, що підвищення температури волочіння до 1000 °С, ступеня обтиснення за перший перехід до 30 % і за наступні переходи до 20 % приводить до збільшення пластичності вольфрамоторієвого дроту, а подальше підвищення значень цих параметрів знижує пластичність вказаного матеріалу.

Список літератури

1. Фізичні основи електронної техніки / З. Ю. Готра, І. Є. Лопатинський, Б. А. Лукіянець та ін. – Львів : Бескид Бід, 2004. – 808 с.
2. Ударное уплотнение порошка вольфрама в широком диапазоне температур / А. И. Толочин, А. В. Лаптев, И. Ю. Окунь, Я. И. Евич // *Металлофиз. новейшие технол.* – 2014. – Т. 36, № 2. – С. 217–228.
3. Advanced processing and machining of Tungsten and its alloys / S. Omole, A. Lunt, S. & Kirk, A. Shokrani // *Journal of Manufacturing and Materials Processing.* – 2022. – 6(1). – 15 p.
4. Small-scale analysis of brittle-to-ductile transition behavior in pure tungsten / Y. Oh, W. S. Ko, N. Kwak et al. // *Journal of Materials Science & Technology.* – 2022. – 105. – P. 242–258.
5. Поварова К. Б. Исследование влияния фазового состава, деформации и термообработки на хладноломкость вольфрама и его сплавов / К. Б. Поварова, Л. С. Косачев, В. А. Балашов. // *Изв. АН СССР. Металлы.* – 1983. – № 5. – С. 150–154.

6. Трефилов В. И. О физической природе низкотемпературной хрупкости металлов с ОЦК-решеткой / В. И. Трефилов, О. А. Белоус, В. Н. Минаков. // *Физика металлов и металловедение.* – 1982. – Т. 53. – Вып. 1. – С. 164–169.

7. Савицкий Е. М. Исследование примесей в монокристаллическом вольфраме / Е. М. Савицкий, М. И. Буцки, Г. С. Бурханов. // *Изв. АН СССР. Металлы.* – 1981. – № 5. – С. 180–187.

8. Selective laser melting of tungsten-rhenium alloys / С. С. Eckley, R. A. Kemnitz, С. P. Fassio et al. // *JOM.* – 2021. – 73. – P. 3439–3450.

9. Виниченко В. С. Исследование влияния структуры на свойства вольфрамоторієвого сплава ВР10Т2 / В. С. Виниченко, В. Е. Ольшанецкий, Т. М. Кесаев // *Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні.* – 2004. – № 2. – С. 34–37.

10. Трефилов В. И. Деформационное упрочнение и развитие дислокационной структуры в поликристаллических ОЦК-металлах / В. И. Трефилов, В. Ф. Моисеев, Э. П. Печковский, // *Металлофизика.* – 1986. – Т. 8. – № 2. – С. 89–96.

11. Исследование влияния технологии производства штабиков на склонность проволоки из торированных вольфрамоторієвых сплавов к расслаиванию / В. С. Виниченко., Ю. И. Кононенко, В. Е. Ольшанецкий, М. Р. Орлов // *Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні.* – 2004. – № 1. – С.84–88.

12. Перераспределение примесей внедрения по структуре порошковых малолегированных сплавов вольфрама при деформации / О. Г. Радченко, Н. И. Даниленко, С. С. Пономарев, В. В. Паничкина. // *Порошковая металлургия,* 1990. – № 12.– С. 65–68.

13. Hierarchical microstructures enabled excellent low-temperature strength-ductility synergy in bulk pure tungsten / X. F. Xie, Z. M. Xie, R. Liu et al. // *Acta Materialia,* 2022. – 228 p.

14. Rate-controlling deformation mechanisms in drawn tungsten wires / M. Fuhr, T. Höschen, J. Riesch et al. // *Philosophical Magazine,* 2023. – 103 (11). – P. 1029–1047.

15. Мильман Ю.В. Развитие представлений о рекристаллизации дисперсноупрочнённых металлов на основе теории диффузионного движения включений / М. А. Мильман, Ю. В. Кривоглаз // *Металлофизика и новейшие технологии,* 2005. – Т. 27, № 1. – С. 59–74.

16. Спиридонов А. А. Планирование эксперимента при исследовании технологических параметров / А. А. Спиридонов. – М. : Машиностроение, 1981. – 184 с.

Одержано 11.10.2023

Після доробки 30.11.2023

STUDY OF THE POSSIBILITY OF INCREASING THE PLASTICITY OF TUNGSTEN WIRE AT NORMAL TEMPERATURES BY OPTIMIZING THE DRAWING TECHNOLOGY

- Vinichenko V. Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Physical Materials Science, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail: valeryi_v@ukr.net*, ORCID: 0009-0001-7631-9822
- Yershov A. Dr. Sc., Professor, Professor of the Department of Physics, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail: eav.nuzp@gmail.com*, ORCID: 0000-0002-9485-4896
- Ol’shanetskii V. Dr. Sc., Professor, Head of the Department of Physical Material Science, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail: olshanolshan@gmail.com*, ORCID: 0000-0002-9485-4896
- Volkov G. Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Machine parts and lifting-transport mechanisms, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail: gpvolkov@ukr.net*, ORCID: 0009-0006-9810-5805
- Ivanchenko E. Post-graduate student of the Department of Physical Material Science, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail: metodist26.08@meta.ua*

Purpose. *The development of a mathematical model for the process of drawing a tungsten-thorium wire for the analysis of the influence of technological factors of the specified process on the plasticity of the material and the recommendations on how to choose their optimal values, from the point of view reaching the plasticity of the wire at the maximum productivity of the wire drawing process.*

Research methods. *The problem of creating a mathematical model for investigating the influence of technological parameters into the process of drawing on the plasticity of a tungsten-thorium rod was considered to be based on the theory of experiment, in particular the method of experiment planning. Various material samples were prepared using methods of powder metallurgy and pressure treatment, in particular wire drawing. Experiments were carried out in real production conditions using industrial equipment. The plasticity of the tungsten-thorium rod was determined by torsion testing using the K-5 machine.*

Results. *A mathematical model has been created that adequately describes the impact of technological factors on the plasticity of tungsten wire, which allows thoroughly analyze the physical processes that occur during wire drawing, and, if necessary, correct regimes without conducting a large number of physical experiments.*

Scientific novelty. *The mathematical model has been proposed as it allows to analyze the impact of technological factors of drawing process on plasticity of tungsten-thorium wire produced at real manufacturing.*

Practical value. *It can be useful for the technologists for higher productive application of industrial equipment and decrease of expenses for production of experiment consignment.*

Key words: *tungsten-thorium alloys, plasticity at 20 °C, drawing process, torsion testing, mathematical model, conditions of real manufacturing, powder metallurgy methods.*

References

1. Gotra Z. Yu., Lopatinskij I. Ye., Lukyanec, B. A. (2004). Fizichni osnovi elektronnoyi tehniki [Physical foundations of electronic equipment]. Lviv, Ukraine: Beskid Bid, 808.
2. Tolochin A. I., Laptev A. V., Okun I. Yu., Evich Ya. I. (2014). Udarnoe uplotnenie poroshka volframa v shirokom diapazone temperatur. [Study of the possibility of increasing the plasticity of tungsten wire at normal temperatures by optimizing the drawing technology]. Metallofiz. novejshe tehnol, 36, 2, 217–228.
3. Omole S., Lunt A., Kirk S., & Shokrani A. (2022). Advanced processing and machining of Tungsten and its alloys. Journal of Manufacturing and Materials Processing, 6(1), 15.
4. Oh Y., Ko W. S., Kwak N., Jang J. I., Ohmura T., & Han H. N. (2022). Small-scale analysis of brittle-to-ductile transition behavior in pure tungsten. Journal of Materials Science & Technology, 105, 242–258.
5. Povarova K. B., Kosachev L. S., Balashov V. A. (1983). Issledovanie vliyaniya fazovogo sostava, deformatsii i termoobrabotki na hladnolomkost volframa i ego splavov [Study of the influence of phase composition, deformation and heat treatment on the cold brittleness of tungsten and its alloys]. Izv. AN SSSR. Metall, 5, 150–154.

6. Trefilov V. I., Belous O. A., Minakov V. N. (1982). O fizicheskoy prirode nizkotemperaturnoy hrupkosti metallov s OCK-reshetkoj [On the physical nature of low-temperature brittleness of metals with a bcc lattice]. *Fizika metallov i metallovedenie*, 1 (53), 164–169.
7. Savickij E. M., Bucki M. I., Burhanov G. S. (1981). Issledovanie primesej v monokristallicheskom volframe [Study of impurities in single-crystal tungsten]. *Izv. AN SSSR. Metally*, 5, 180–187.
8. Eckley C. C., Kemnitz R. A., Fassio C. P., Hartsfield, C. R., & Leonhardt, T. A. (2021). Selective laser melting of tungsten-rhenium alloys. *JOM*, 73, 3439–3450.
9. Vinichenko V. S., Olshanetskiy V. E., Kesaev T. M. (2004). Issledovanie vliyaniya struktury na svoystva volframorenievogo splava VR10T2 [Study of the influence of structure on the properties of tungsten-rhenium alloy VR10T2] *Novi materiali i tehnologii v metalurgsiy ta mashinobuduvanni*. 2, 34–37.
10. Trefilov V. I., Moiseev V. F., Pechkovskiy E. P. (1986). Deformatsionnoe uprochnenie i razvitie dislokatsionnoy struktury v polikristalicheskikh OTsK-metallah [Strain hardening and development of dislocation structure in polycrystalline bcc metals]. *Metallofizika*. T. 8, 2, 89–96.
11. Vinichenko V. S., Kononenko Yu. I., Olshanetskiy V. E., Orlov M. R. (2004). Issledovanie vliyaniya tehnologii proizvodstva shtabikov na sklonnost provoloki iz torirovannykh volframorenievyykh splavov k rasslaivaniyu [Study of the influence of bead production technology on the tendency of wires made of thoriated tungsten-rhenium alloys to delamination]. *Novi materiali i tehnologii v metalurgiyi ta mashinobuduvanni*. 1, 84–88.
12. Radchenko O. G., Danilenko N. I., Ponomarev S. S., Panichkina V. V. (1990). Pereraspredelenie primesey vnedreniya po strukture poroshkovykh malolegirovannykh splavov volframa pri deformatsii [Redistribution of interstitial impurities along the structure of powder low-alloy tungsten alloys during deformation]. *Poroshkovaya metallurgiya*, 12, 65–68.
13. Xie X. F., Xie Z. M., Liu R., Fang Q. F., Liu C. S., Han W. Z., Wu X. & (2022). Hierarchical microstructures enabled excellent lowtemperature strengthductility synergy in bulk pure tungsten. *Acta Materialia*, 228 p.
14. Fuhr M., Höschen T., Riesch J., Boleininger M., Almanstötter J., Pantleon W., Neu R. & (2023). Rate-controlling deformation mechanisms in drawn tungsten wires. *Philosophical Magazine*, 103, (11), 1029–1047.
15. Milman Yu. V., Krivoglaz Yu. V. (2005). Razvitie predstavlenij o rekristallizacii disprsnouprochnyonykh metallov na osnove teorii diffuzionogo dvizheniya vklyuchenij [Development of ideas about the recrystallization of dispersion-strengthened metals based on the theory of diffusion movement of inclusions] *Metallofizika i novejshe tehnologii*. 1, 59–74.
16. Spiridonov A. A. (1981). Planirovanie eksperimenta pri issledovanii tehnologicheskikh parametrov [Planning an experiment when studying technological parameters]. Moscow, Russia: Mashinostroenie, 184.

УДК 62-233.3/9

Попович О. Г. канд. техн. наук, доцент кафедри механіки Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: machinesmechanics@gmail.com, ORCID: 0000-0002-4959-8838

Шевченко В. Г. канд. техн. наук, доцент, завідувач кафедри механіки Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: shevawk@gmail.com, ORCID: 0000-0001-9037-6367

КОРИГУВАННЯ ПАРИ ЦИЛІНДРИЧНИХ КОСОЗУБИХ КОЛІС ДЛЯ ЗМЕНШЕННЯ ЗНОШУВАННЯ ЕВОЛЬВЕНТНИХ ПОВЕРХОНЬ ЗУБІВ

Мета роботи. Створити методику визначення коефіцієнтів зміщення твірної рейки, за яких під час роботи косозубої циліндричної передачі буде мінімальною сума швидкостей зношування евольвентних поверхонь на спряжених ділянках, розташованих в околі верхніх і нижніх активних точок профілів зубів ведучого та веденого коліс.

Методи дослідження базуються на комплексному застосуванні теорії евольвентної зубчастої передачі та закономірностей трибології; для визначення кореня нелінійного рівняння було застосовано відомий в обчислювальній математиці метод січних.

Отримані результати. Створено методику визначення раціональних значень параметрів коригування для коліс косозубої циліндричної передачі, при яких буде максимальною тривалість роботи цієї передачі до того часу, коли найбільша сума товщин зношеного шару на спряжених ділянках активних поверхонь зубів досягне гранично допустимого значення. Наведено приклад застосування цієї методики у проектувальному розрахунку косозубої циліндричної передачі.

Наукова новизна. Розроблено розрахункову модель для визначення суми товщин зношеного шару на найбільш підданих до зношування спряжених ділянках активних поверхонь зубів пари циліндричних косозубих коліс. Складено рівняння, що пов'язує такі значення коефіцієнтів зміщення твірної рейки для ведучого та веденого косозубих коліс, які мінімізують величину найбільшої серед сум швидкостей зношування на зазначених ділянках поверхонь зубів. Розв'язання цього рівняння чисельним методом для косозубої передачі зі стандартною міжосьовою відстанню дозволяє отримати раціональні значення параметрів коригування цих коліс.

Практична цінність. Створену методику визначення коефіцієнтів зміщення твірної рейки доцільно застосовувати при проектуванні косозубих циліндричних передач для машин і обладнання, що функціонують в умовах, за яких неможливо повністю захистити зону зачеплення зубів від потрапляння абразивних часток.

Ключові слова: евольвентна зубчаста передача, циліндричне косозубе колесо, зношений шар, коефіцієнт зміщення твірної рейки.

Вступ

Циліндричні евольвентні зубчасті передачі широко використовуються у різних галузях техніки для передавання обертального руху між валами, геометричні осі яких паралельні між собою, з перетворенням основних параметрів руху: кутової швидкості, обертального моменту та напряму обертання. Порівняно з прямозубими передачами, косозубі евольвентні передачі характеризуються більшою плавністю зачеплення, що знижує додаткові динамічні навантаження на зуби коліс і деталі приводу. Крім цього, за однакових габаритних розмірів навантажувальна здатність косозубої циліндричної передачі є вищою, оскільки у неї сумарна довжина контактних площадок більша, ніж у прямозубої передачі під час однопарного зачеплення.

При проектувальному розрахунку зубчастої передачі необхідно науково обґрунтовано визначити її геометричні параметри для того, щоб при заданих умовах роботи ця передача мала високу довговічність.

Зубчасті передачі багатьох будівельних, гірничих, сільськогосподарських і транспортних машин функціонують в умовах, коли неможливо повністю захистити зону зачеплення коліс від потрапляння абразивних часток. Такі передачі мають відповідати не тільки критеріям опору до контактних руйнувань, до згинальних руйнувань зубів коліс, а ще і критерію стійкості зубів до зношування.

Основними геометричними параметрами, які потрібно визначити під час проектування циліндричної косозубої передачі, є: міжосьова відстань a_w , ширина b_w зубчастих вінців, нормальний модуль m_n зачеплення, кут β нахилу гвинтової лінії зуба на ділільних циліндрах коліс, числа зубів z_1 і z_2 , а також параметри коригування – коефіцієнти x_1 та x_2 зміщення твірної рейки для ведучого та веденого коліс.

Аналіз досліджень та публікацій

Розрахункову міжосьову відстань a_w^{calc} закритої косозубої передачі із зовнішнім зачепленням коліс зазвичай визначають за формулою, яку виведено з умови контактної витривалості зубів коліс [1]. Початковими даними для розрахунку за цією формулою є: значення обертального моменту T_2 (якщо він постійний) на веденому валу або циклограма навантаження, передаточне відношення зубчастій передачі, а також допустиме напруження у розрахунку на контактну витривалість для активних поверхонь зубів. Крім цього, керуючись рекомендаціями щодо проектування зубчастих передач [1, 2], конструктор має прийняти значення коефіцієнта ψ_{ba} ширини зубчастих вінців відносно міжосьової відстані. Це значення обирають залежно від розташування пари коліс відносно опор валів передачі з урахуванням твердості робочих поверхонь зубів, тоді ширина зубчастих вінців $b_w = \psi_{ba} \cdot a_w$.

Існує також формула для розрахунку мінімально необхідного модуля зачеплення [2], яку виведено з умови згинальної витривалості зубів коліс. Але зазвичай під час проектування нормальний модуль зачеплення розраховують як $m_n = b_w / \psi_{bm}$, причому коефіцієнт ψ_{bm} беруть у залежності від твердості поверхневого шару зубів і відомостей про жорсткість валів та їхніх опор, керуючись рекомендаціями з практики експлуатації зубчастих передач [2].

Кут β нахилу гвинтової лінії зуба на ділильних циліндрах коліс доцільно призначити таким чином, щоб коефіцієнт осьового перекриття ε_β дорівнював або був близьким за значенням до натурального числа. Для цього величину кута β розраховують [3] за формулою:

$$\beta = \arcsin(\pi \cdot m_n \cdot \varepsilon_\beta / b_w). \quad (1)$$

Якщо коефіцієнт ε_β дорівнює натуральному числу, тоді сумарна довжина L_{cont} контактних площадок залишається постійною під час зачеплення, що сприяє зниженню динамічних навантажень у косозубій передачі. Довжина L_{cont} визначається [4] за формулою:

$$L_{cont} = \varepsilon_\alpha \cdot b_w / \cos \beta_b, \quad (2)$$

де ε_α – коефіцієнт торцевого перекриття; β_b – кут нахилу гвинтової лінії зуба на основних циліндрах зубчастих коліс.

Якщо значення ε_β не є натуральним числом, то сумарна довжина контактних площадок плавно змінюється під час зачеплення між її мінімальним L_{min} і максимальним L_{max} значеннями, різниця між

якими тим більша, чим більше ε_β відрізняється від найближчого цілого числа.

Розрахункове число зубів z_1^{calc} ведучого колеса косозубої передачі із зовнішнім зачепленням визначають [3] за формулою:

$$z_1^{calc} = \frac{2 \cdot a_w \cdot \cos \beta}{(|i_{12}| + 1) \cdot m_n}, \quad (3)$$

де $i_{12} = \omega_1 / \omega_2$ – передаточне відношення; ω_1 і ω_2 – кутові швидкості ведучого та веденого зубчастих коліс.

Фактичне число зубів z_1 ведучого колеса отримують округленням z_1^{calc} до найближчого меншого натурального числа; тоді число зубів веденого колеса $z_2 = z_1 \cdot |i_{12}|$.

У монографії [5] для розрахунку товщини $h_{n\lambda}$ зношеного шару в довільній точці на активному профілі зуба подано вираз:

$$h_{n\lambda} = k_q \cdot I_\lambda \cdot 2 \cdot s_{cont} \cdot \theta_\lambda \cdot \nu_\lambda \cdot t, \quad (4)$$

де k_q – число однакових зубчастих коліс, які перебувають у зачепленні з розглядуваним колесом; I_λ – інтенсивність лінійного зношування (середня по ширині площадки контакту); s_{cont} – півширина площадки контакту зубів коліс; θ_λ – питоме ковзання у розглядуваній точці евольвентного профілю зуба; ν_λ – число обертів зубчастого колеса за одну секунду; t – тривалість роботи передачі в секундах.

Символ λ в нижньому індексі біля фізичної величини позначає зубчасте колесо, до якого має відношення ця величина ($\lambda = 1$ – ведуче, $\lambda = 2$ – ведене колесо). Символ n на початку нижнього індексу означає, що товщина $h_{n\lambda}$ вимірюється вздовж нормалі до поверхні зуба (між цією поверхнею у початковий момент і в момент часу t після початку роботи передачі) у системі координат, яка жорстко зв'язана з косозубим колесом.

Згідно результатів експериментальних досліджень, які наведено у джерелі [6], середня по ширині площадки контакту зубів коліс інтенсивність зношування є прямо пропорційною найбільшому нормальному напруженню σ_H на цій площадці:

$$I_\lambda = k_{Imt} \cdot \sigma_H / H_{B\lambda}, \quad (5)$$

де $H_{B\lambda}$ – твердість поверхневого шару матеріалу, яку

виражено у тих самих одиницях вимірювання, що і напруження σ_H ; k_{Int} – коефіцієнт пропорційності, який враховує шорсткість поверхонь зубів коліс, адсорбційні властивості мастильного матеріалу та його в'язкість (значення k_{Int} не залежить від величини σ_H , воно однакове для обох коліс косозубої передачі для будь-якої ділянки активної поверхні зубів).

Питомі ковзання θ_1 і θ_2 визначають [3] таким чином:

$$\theta_\lambda = V^{sl} / V_\lambda^{pr}, \quad (6)$$

де V^{sl} – швидкість ковзання між евольвентними профілями зубів ведучого та веденого коліс у розглядуваний момент зачеплення; V_λ^{pr} – швидкість, з якою точка дотику профілів зубів переміщується вздовж профілю зуба колеса λ під час зачеплення.

Автори роботи [7] у своїй методиці розрахунку довговічності циліндричної косозубої передачі за критерієм сумарного зношування замінили розрахунок геометричних параметрів косозубих коліс на обчислення основних геометричних параметрів еквівалентних їм прямозубих коліс. Ця заміна передбачає рівність радіуса діляльного циліндра еквівалентного прямозубого колеса радіусу кривизни перерізу діляльного циліндра косозубого колеса площиною, яка утворює з віссю циліндра кут $(90^\circ - \beta)$, а також рівність нормальних модулів цих коліс. Але такий підхід не дає можливості коректно врахувати вплив коефіцієнтів зміщення твірної рейки для косозубих коліс на всі геометричні та кінематичні характеристики зачеплення, а тому і на зношування зубів.

У роботах [8] і [9] розроблено методику розрахунку довговічності для циліндричних прямозубих і косозубих, некоригованих і коригованих передач за критерієм досягнення певної товщини зношеного шару. У цій методиці для швидкостей переміщення ділянки площадки контакту вздовж евольвентних профілів зубів автори приймали постійне значення, яке відповідає точкам на діляльних циліндрах зубчастих коліс. Насправді ж ці швидкості залежать від кута профілю евольвенти, тобто від місця розташування розглядуваної ділянки площадки контакту на бічній поверхні зуба. Крім того, автори робіт [8] і [9] для обчислення сумарної довжини контактних площадок множили її мінімальне значення на число пар зубів, які перебувають у зачепленні, хоча такий підхід придатний тільки для прямозубої передачі.

У нашій роботі [10] створено методику розрахунку таких значень коефіцієнтів зміщення твірної контуру для ведучого та веденого коліс реверсивної прямозубої передачі, які мінімізують величину більшої серед сум товщин зношеного шару на ділянках, розташованих в околі спряжених крайніх

активних точок профілів зубів цих коліс. Ця методика дозволяє знизити темп зростання бокового проміжку між зубами у зачепленні внаслідок зношування, що сприяє зменшенню динамічних навантажень у реверсивній прямозубій передачі.

У перерізах циліндричної косозубої передачі різними площинами, що перпендикулярні до осей зубчастих коліс, евольвентні профілі їхніх зубів у кожний момент часу дотикаються точками, положення яких визначаються різними значеннями кута профілю евольвенти. Питомі ковзання θ_1 і θ_2 (що є залежними від кута профілю евольвенти) монотонно зростають від нуля в точках на початкових циліндрах до значень θ_{ded1} і θ_{add1} , θ_{ded2} і θ_{add2} у нижніх активних точках евольвентних профілів зубів і в точках на циліндрах вершин ведучого та веденого коліс відповідно. Звідси з урахуванням формули (4) випливає, що зношування поверхонь гвинтових (тобто косих) зубів на ділянках, розташованих біля вершин і біля нижніх активних точок відбувається швидше, ніж на ділянках, близьких до початкових циліндрів. Це підтверджується як досвідом експлуатації зубчастих передач [4], так і результатами ітераційного чисельного моделювання процесу зношування, які було отримано авторами статей [11] та [12].

Тому при роботі косозубої передачі це явище буде призводити до підвищення інтенсивності питомих зусиль на тих ділянках гвинтових евольвентних поверхонь, які близькі до початкових циліндрів коліс. Зазначені процеси проявлятимуться тим сильніше, чим більших величин досягатимуть суми товщин зношеного шару $(h_{nded1} + h_{nadd2})$ і $(h_{nded2} + h_{nadd1})$ на спряжених ділянках активних поверхонь зубів, де h_{nded1} , h_{nded2} і h_{nadd1} , h_{nadd2} – товщини зношеного шару в нижніх активних точках профілів зубів і в точках у вершин зубів ведучого та веденого коліс відповідно.

Наведені вище міркування дозволяють дійти висновку, що для підвищення тривалості роботи до настання граничного стану у косозубої передачі, в якій зона зачеплення зубів коліс не захищена надійно від потрапляння абразивних часток, доцільно обмежувати швидкості зростання з часом саме для сум товщин $(h_{nded1} + h_{nadd2})$ і $(h_{nded2} + h_{nadd1})$.

Мета роботи

Мета даної роботи – створити методику визначення коефіцієнтів χ_1 та χ_2 зміщення твірної рейки, за яких під час роботи косозубої передачі буде мінімальною сума швидкостей зношування на спряжених ділянках евольвентних поверхонь зубів пари циліндричних косозубих коліс.

Матеріал і методика досліджень

Активна поверхня зуба косозубого колеса є евольвентною гвинтовою поверхнею. Лінією

перетину цієї поверхні з площиною, що перпендикулярна до осі зубчастого колеса, є евольвента його основного кола. Лінією перетину цієї поверхні з циліндричною поверхнею, що співвісна косозубому колесу, є гвинтова лінія. При цьому кути нахилу гвинтових ліній зубів у косозубих колесах, які перебувають у зачепленні одне з одним, є однаковими на однойменних циліндрах: основних ($\beta_{b2} = \beta_{b1} = \beta_b$), ділільних ($\beta_2 = \beta_1 = \beta$) і початкових ($\beta_{w2} = \beta_{w1} = \beta_w$).

За відсутності передавання зусиль евольвентні гвинтові поверхні зубів дотикаються вздовж прямих, які при обертанні пари коліс переміщуються у площині зачеплення. Ця площа є спільною дотичною площиною до основних циліндрів косозубих коліс, а зазначені прямі утворюють у площині зачеплення кут β_b з прямою, яка паралельна до геометричних осей цих коліс.

Коли від ведучого зубчастого колеса до веденого передаються зусилля, площадки контакту зубів є прямолінійними смужками, причому довжина такої площадки у багато разів більша за її ширину. З розв'язку задачі про притискання одне до одного двох пружних тіл, коли площадка контакту являє собою прямолінійну смужку шириною ($2 \cdot s_{cont}$), відомо, що нормальне напруження досягає найбільшого значення на серединній лінії смужки контакту та його можна подати [13] у вигляді:

$$\sigma_H = \frac{2 \cdot q_n}{\pi \cdot s_{cont}}, \quad (7)$$

де q_n – нормальне до активної поверхні зуба питоме зусилля, що припадає на одиницю довжини смужки контакту.

Спільна нормаль до активних поверхонь зубів ведучого і веденого коліс, яку проведено через довільну точку на прямих, по яких дотикаються ці поверхні, лежить у площині зачеплення. Ця нормаль утворює кут β_b (який дорівнює куту нахилу гвинтової лінії зуба на основних циліндрах) з прямою зачеплення, яка лежить у площині зачеплення та перпендикулярна до твірної основного циліндра.

Система розподілених зусиль q_n , які діють під час зачеплення з боку одного зубчастого колеса на інше та спрямовані вздовж спільної нормалі до евольвентних поверхонь зубів, має рівнодійну силу Q_n . У зубчастих передачах, які експлуатуються зі змащуванням, момент відносно осі зубчастого колеса від розподілених зусиль тертя, дотичних до евольвентних профілів зубів, є нехтовно малим у порівнянні з моментом відносно тієї ж осі від розподілених нормальних зусиль q_n . Тому силу Q_n можна виразити [4] через обертальний момент T_2 на веденому валу у такому вигляді:

$$Q_n = \frac{T_2}{r_{b2} \cdot \cos \beta_b}, \quad (8)$$

де r_{b2} – радіус основного циліндру веденого косозубого колеса.

Тоді для косозубої передачі, в якій коефіцієнт ε_β близький до натурального числа, з урахуванням формул (8) і (2) запишемо середнє (по довжині смужок контакту) значення інтенсивності питомих нормальних зусиль таким чином:

$$q_n^{aver} = \frac{Q_n}{L_{cont}} = \frac{T_2}{\varepsilon_\alpha \cdot b_w \cdot r_{b2}}. \quad (9)$$

Будь-яке колесо ступінчастої однопотокової зубчастої передачі перебуває у зачепленні тільки з одним спряженим колесом. Тому для визначення товщини h_n зношеного шару на поверхнях таких коліс у формулу (4) слід підставити $k_q = 1$. Оскільки

$v_\lambda = \frac{\omega_\lambda}{2 \cdot \pi}$, де ω_λ – кутова швидкість (рад/с) зубчастого колеса λ , то з урахуванням виразу (5) формула (4) набуде вигляду:

$$h_{n\lambda} = \frac{k_{Int} \cdot \sigma_H \cdot s_{cont} \cdot \theta_\lambda \cdot \omega_\lambda \cdot t}{\pi \cdot H_{B\lambda}}. \quad (10)$$

Підставивши у формулу (7) замість q_n праву частину виразу (9), а потім, підставивши отриманий вираз для σ_H у формулу (10), отримаємо для розрахункового значення товщини $h_{n\lambda}$ зношеного шару у довільній точці активного профілю зуба колеса λ наступну формулу:

$$h_{n\lambda} = \frac{2 \cdot k_{Int} \cdot T_2 \cdot \theta_\lambda \cdot \omega_\lambda \cdot t}{\pi^2 \cdot \varepsilon_\alpha \cdot b_w \cdot r_{b2} \cdot H_{B\lambda}}. \quad (11)$$

З геометричної та кінематичної теорії циліндричних евольвентних зубчастих передач відомі формули для визначення швидкостей V_{y1}^{pr} , V_{y2}^{pr} та V_y^{sl} , коли точка дотику профілів зубів займає довільне положення Y на прямій зачеплення [14]. Для косозубої передачі із зовнішнім зачепленням ці формули мають вигляд:

$$V_{y\lambda}^{pr} = \omega_\lambda \cdot r_{b\lambda} \cdot \tan \alpha_{ty\lambda}; \quad (12)$$

$$V_y^{sl} = (\omega_1 + \omega_2) \cdot r_{b\lambda} \cdot \left| \tan \alpha_{ty\lambda} - \tan \alpha_{tw} \right|, \quad (13)$$

де $\alpha_{ty\lambda}$ – кут профілю в точці дотику Y для евольвентного профілю зубчастого колеса λ ; α_{tw} – кут зачеплення.

Формула (13) дає однакові значення V_y^{sl} при $\lambda=1$ і $\lambda=2$, тому позначення швидкості ковзання V_y^{sl} не має нижнього індексу λ .

Символ t на початку нижнього індексу означає, що величина з цим індексом визначається у торцевому перерізі косозубої передачі (рис. 1).

Підставивши у формулу (6) вирази для швидкостей з (12) і (13), отримаємо наступну формулу для питомих ковзань при дотику евольвентних профілів зубів коліс у довільній точці Y :

$$\theta_{y\lambda} = \frac{\omega_1 + \omega_2}{\omega_\lambda} \cdot \left| \frac{\tan \alpha_{tw}}{\tan \alpha_{ty\lambda}} - 1 \right|. \quad (4)$$

Якщо для кожного колеса косозубої передачі замінити $\alpha_{ty\lambda}$ у формулі (4) на позначення $\alpha_{ided\lambda}$ і $\alpha_{ia\lambda}$ кутів профілю в торцевому перерізі у нижніх

активних точках евольвентних профілів і у точках на вершинах зубів, то отримаємо вирази для питомих ковзань у відповідних точках. Далі, підставивши у праву частину формули (11) отримані вирази для $\theta_{ded\lambda}$ і $\theta_{add\lambda}$, запишемо вирази для товщин $h_{nded\lambda}$ і $h_{nadd\lambda}$ зношених шарів на поверхнях зубів ведучого ($\lambda=1$) та веденого ($\lambda=2$) коліс у зазначених точках:

$$h_{nded\lambda} = \frac{U_h \cdot t}{\varepsilon_\alpha} \cdot \frac{H_{B2}}{H_{B\lambda}} \cdot \left| \frac{\tan \alpha_{tw}}{\tan \alpha_{ided\lambda}} - 1 \right|, \quad (15)$$

$$h_{nadd\lambda} = \frac{U_h \cdot t}{\varepsilon_\alpha} \cdot \frac{H_{B2}}{H_{B\lambda}} \cdot \left| \frac{\tan \alpha_{tw}}{\tan \alpha_{iadd\lambda}} - 1 \right|, \quad (16)$$

де U_h – допоміжна величина, що має розмірність швидкості:

$$U_h = \frac{2 \cdot k_{Int} \cdot T_2 \cdot (\omega_1 + \omega_2)}{\pi^2 \cdot b_w \cdot r_{b2} \cdot H_{B2}}. \quad (17)$$

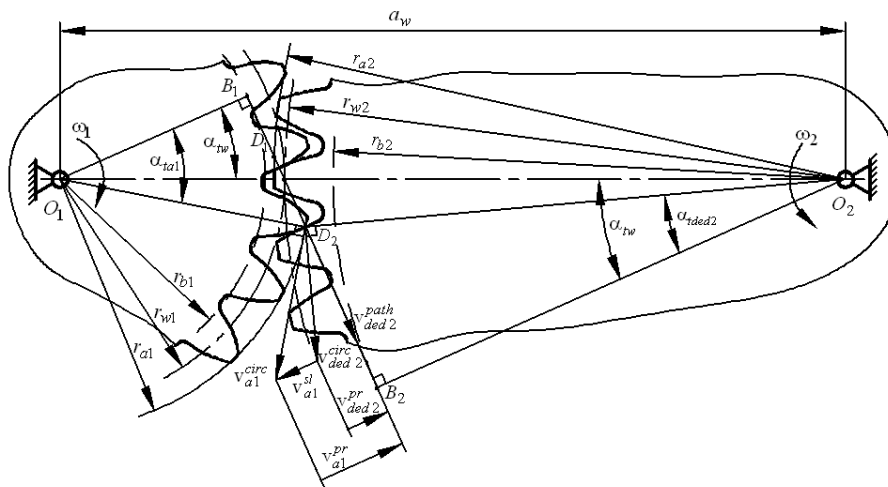


Рисунок 1. Схематичне зображення торцевого перерізу косозубої передачі

Тангенси кутів профілю для нижніх активних точок евольвентних профілів зубів ведучого та веденого коліс косозубої передачі із зовнішнім зачепленням визначають [3] таким чином:

$$\tan \alpha_{ided1} = \frac{z_1 + z_2}{z_1} \cdot \tan \alpha_{tw} - \frac{z_2}{z_1} \cdot \tan \alpha_{ia2}, \quad (18)$$

$$\tan \alpha_{ided2} = \frac{z_1 + z_2}{z_2} \cdot \tan \alpha_{tw} - \frac{z_1}{z_2} \cdot \tan \alpha_{ia1}. \quad (19)$$

Враховуючи вирази (18) і (19) для $\tan \alpha_{ided1}$ і $\tan \alpha_{ided2}$, на підставі виразів (15) і (16) можна скласти розрахункові формули для сум товщин

зношеного шару на спряжених крайніх ділянках активних поверхонь зубів ведучого та веденого коліс. Подамо ці формули для сум товщин зношеного шару у вигляді:

$$h_{nded1} + h_{nadd2} = \psi_{D1} \cdot U_h \cdot t, \quad (20)$$

$$h_{nded2} + h_{nadd1} = \psi_{D2} \cdot U_h \cdot t, \quad (21)$$

причому для введених тут безрозмірних величин ψ_{D1} і ψ_{D2} ми отримали у результаті вищезазначених математичних дій такі вирази:

$$\psi_{D1} = \frac{|\tan \alpha_{ta2} - \tan \alpha_{tw}|}{\varepsilon_\alpha} \times \left(\frac{H_{B2}}{H_{B1}} \cdot \frac{z_2}{|(z_1 + z_2) \cdot \tan \alpha_{tw} - z_2 \cdot \tan \alpha_{ta2}|} + \frac{1}{\tan \alpha_{ta2}} \right), \quad (22)$$

$$\psi_{D2} = \frac{|\tan \alpha_{ta1} - \tan \alpha_{tw}|}{\varepsilon_\alpha} \times \left(\frac{z_1}{|(z_1 + z_2) \cdot \tan \alpha_{tw} - z_1 \cdot \tan \alpha_{ta1}|} + \frac{H_{B2}}{H_{B1} \cdot \tan \alpha_{ta1}} \right). \quad (23)$$

Кут зачеплення α_{tw} у торцевому перерізі косозубої передачі із зовнішнім зачепленням пов'язаний [14] зі значеннями x_1 , x_2 , z_1 , z_2 і β за допомогою трансцендентного рівняння:

$$\tan \alpha_{tw} - \alpha_{tw} = \tan \alpha_t - \alpha_t + \frac{2 \cdot (x_1 + x_2)}{z_1 + z_2} \cdot \tan \alpha_n, \quad (24)$$

де α_t – кут профілю у торцевому перерізі цієї передачі для точок поверхонь зубів на ділільних циліндрах коліс (у рівнянні (24) α_{tw} та α_t позначають величини відповідних кутів у радіанах).

$$\text{Кут } \alpha_t \text{ пов'язаний залежністю } \tan \alpha_t = \frac{\tan \alpha_n}{\cos \beta}$$

з кутом профілю α_n твірної рейки у нормальному до її зубів перерізі; у загальному машинобудуванні стандартне значення $\alpha_n = 20^\circ = (\pi/9) \text{ рад}$.

Кути профілю в торцевому перерізі для точок на вершинах зубів (α_{ta1} і α_{ta2}) визначають [4] так:

$$\alpha_{ta\lambda} = \arccos(r_{b\lambda}/r_{a\lambda}), \quad (25)$$

де $r_{b\lambda}$ і $r_{a\lambda}$ – радіуси основного циліндру і циліндру вершин зубчастого колеса λ .

Радіуси основних циліндрів (r_{b1} і r_{b2}) та циліндрів вершин (r_{a1} і r_{a2}) для ведучого та веденого коліс косозубої передачі визначаються [4] за формулами:

$$r_{b\lambda} = \frac{m_n \cdot z_\lambda}{2 \cdot \cos \beta} \cdot \cos \alpha_t, \quad (26)$$

$$r_{a\lambda} = m_n \cdot \left(\frac{z_\lambda}{2 \cdot \cos \beta} + h_a^* + x_\lambda + k_n \right), \quad (27)$$

де h_a^* – коефіцієнт висоти голівки зуба твірної рейки, його стандартне значення $h_a^* = 1$; k_n – коефіцієнт, який визначається [4] таким чином:

$$k_n = \frac{z_1 + z_2}{2 \cdot \cos \beta} \cdot \left(\frac{\cos \alpha_t}{\cos \alpha_{tw}} - 1 \right) - (x_1 + x_2). \quad (28)$$

Підставивши вирази для радіусів r_{b1} , r_{b2} , r_{a1} , r_{a2} з формул (26) і (27) у формулу (25), виразимо кути профілю α_{ta1} і α_{ta2} через значення x_1 , x_2 , z_1 , z_2 і β наступним чином:

$$\alpha_{ta\lambda} = \arccos \left(\frac{z_\lambda \cdot \cos \alpha_t}{z_\lambda + 2 \cdot (h_a^* + x_\lambda + k_n) \cdot \cos \beta} \right). \quad (29)$$

Коефіцієнт торцевого перекриття у косозубій передачі із зовнішнім зачепленням визначається [14] за формулою:

$$\varepsilon_\alpha = \frac{z_1}{2 \cdot \pi} \cdot (\tan \alpha_{ta1} - \tan \alpha_{tw}) + \frac{z_2}{2 \cdot \pi} \cdot (\tan \alpha_{ta2} - \tan \alpha_{tw}). \quad (30)$$

Результати досліджень

З формул (20) і (21) очевидно, що величини $(\psi_{D1} \cdot U_h)$ і $(\psi_{D2} \cdot U_h)$ являють собою швидкості зростання сум товщин $(h_{nded1} + h_{nadd2})$ та $(h_{nded2} + h_{nadd1})$ з часом t роботи косозубої передачі. Іншими словами, величини $(\psi_{D1} \cdot U_h)$ і $(\psi_{D2} \cdot U_h)$ – це суми швидкостей зношування на спряжених крайніх ділянках активних поверхонь зубів ведучого та веденого коліс.

З формули (17) з урахуванням виразу (26) випливає, що у косозубої передачі із заданими числами z_1 і z_2 зубів ведучого та веденого коліс, кутом β нахилу лінії зуба на ділільних циліндрах, нормальним модулем зачеплення m_n та шириною b_w зубчастих вінців величина U_h не залежить від коефіцієнтів x_1 та x_2 зміщення твірної рейки.

Аналіз формул (24), (29) і (30) дозволяє встановити, що у косозубої передачі із заданими значеннями z_1 , z_2 та β кут зачеплення α_{tw} , кути профілю α_{ta1} і α_{ta2} , а також коефіцієнт торцевого перекриття ε_α є функціями від аргументів x_1 та x_2 . Тоді стає очевидним, що при заданих значеннях z_1 , z_2 та β , а також величинах твердості H_{B1} і H_{B2} поверхневого шару зубів ведучого та веденого коліс безрозмірні величини ψ_{D1} і ψ_{D2} , які визначаються за формулами (22) і (23), є функціями коефіцієнтів

зміщення твірної рейки: $\psi_{D1} = \psi_{D1}(x_1, x_2)$, $\psi_{D2} = \psi_{D2}(x_1, x_2)$.

З наведених міркувань випливає, що більша з двох сум швидкостей зношування ($\psi_{D1} \cdot U_h$) або ($\psi_{D2} \cdot U_h$) буде мінімальною за таких значень x_1 та x_2 , за яких набуває найменшого значення величина $\max(\psi_{D1}, \psi_{D2})$. Безрозмірну величину $\max(\psi_{D1}, \psi_{D2})$ назвемо коефіцієнтом найбільшої суми швидкостей зношування.

Під час проектування зубчастих передач, як правило, потрібно округлити розрахункову міжосьову відстань до найближчого більшого значення a_w зі стандартного ряду міжосьових відстаней або з ряду нормальних лінійних розмірів. Для того щоб косозуба евольвентна передача із зовнішнім зачепленням при визначених значеннях z_1 , z_2 , β і m_n мала міжосьову відстань a_w , необхідно розрахувати [3] кут зачеплення α_{tw} у торцевому перерізі та коефіцієнт x_Σ суми зміщень твірної рейки для коліс передачі за наступними формулами:

$$\alpha_{tw} = \arccos\left(\frac{m_n \cdot (z_1 + z_2)}{2 \cdot a_w \cdot \cos \beta} \cdot \cos \alpha_t\right), \quad (31)$$

$$x_\Sigma = \frac{(\tan \alpha_{tw} - \alpha_{tw} - \tan \alpha_t + \alpha_t) \cdot (z_1 + z_2)}{2 \cdot \tan \alpha_n}. \quad (32)$$

На рис. 2 зображено побудовані нами для прикладу графіки залежностей безрозмірних величин ψ_{D1} і ψ_{D2} від коефіцієнта x_1 зміщення твірної рейки ведучого колеса за умови $x_1 + x_2 = x_\Sigma = 0,8829$ для косозубої передачі, в якій $z_1 = 16$, $z_2 = 80$, $\beta = 12,5^\circ$ та $H_{B2} = H_{B1}$. Ці графіки показують, що для такої передачі зі збільшенням x_1 від 0 до 1 значення $\psi_{D1} = \psi_{D1}(x_1, x_\Sigma - x_1)$ зменшуються, а значення $\psi_{D2} = \psi_{D2}(x_1, x_\Sigma - x_1)$ збільшуються, причому при $x_1 = x_{D1}$ значення ψ_{D1} і ψ_{D2} є однаковими. Отже, величина $\max(\psi_{D1}, \psi_{D2})$, яка пропорційна найбільшій сумі швидкостей зношування, набуває найменшого значення (у діапазоні $0 < x_1 < 1$) при $x_1 = x_{D1}$.

Розв'язання рівняння $\psi_{D1}(x_1, x_2) = \psi_{D2}(x_1, x_2)$ за умови $x_2 = x_\Sigma - x_1$ дозволяє визначити такі значення коефіцієнтів зміщення твірної рейки x_{D1} і

x_{D2} , при яких найбільша сума швидкостей зношування буде мінімальною у косозубої передачі з визначеним значенням x_Σ .

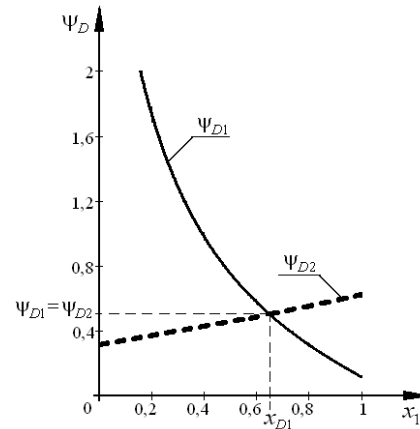


Рисунок 2. Графіки залежностей безрозмірних величин ψ_{D1} і ψ_{D2} від аргументу x_1 при $x_1 + x_2 = 0,8829$ для розглядуваної косозубої передачі

Корінь x_{D1} трансцендентного рівняння

$$\psi_{D1}(x_1, x_\Sigma - x_1) - \psi_{D2}(x_1, x_\Sigma - x_1) = 0 \quad (33)$$

можна визначити з потрібною точністю за допомогою ітераційної формули методу січних [15], для чого потрібно попередньо задати два початкових наближення з інтервалу $(0; x_\Sigma)$.

Обговорення

Розглянемо, як застосовується розроблена методика визначення коефіцієнтів зміщення твірної рейки у проектувальному розрахунку косозубої передачі із зовнішнім зачепленням. Передаточне відношення $|i_{12}| = 5$; ведуче і ведене колеса цієї передачі виготовлено зі сталі 12ХН3А; термічна обробка обох коліс – поліпшення, цементація та гартування; твердість зубів цих коліс на поверхні 59HRC.

Нехай при обчисленні розрахункової міжосьової відстані $a_w^{calc} = 99$ мм було обрано значення коефіцієнту ширини зубчастих вінців $\psi_{ba} = 0,315$. Приймаємо зі стандартного ряду міжосьових відстаней фактичне значення $a_w = 100$ мм. Тоді розрахункова ширина зубчастих вінців $b_w^{calc} = 31,5$ мм; приймаємо значення $b_w = 32$ мм з ряду нормальних лінійних розмірів.

Для зубчастих передач в окремому корпусі з достатньо жорсткими валами та опорами, згідно рекомендаціям [2], раціонально приймати коефіцієнт $\psi_{bm} = 15 \dots 20$, тоді значення модуля зачеплення слід обрати з діапазону 1,6...2,13 мм; приймаємо

$m_n = 2,0$ мм з ряду стандартних значень модулів.

Для того щоб отримати значення коефіцієнту осьового перекриття $\varepsilon_\beta = 1,1$, визначаємо за формулою (1) відповідне значення кута нахилу гвинтової лінії зуба на ділільних циліндрах коліс $\beta = 12,5^\circ$.

Розрахункове число зубів ведучого колеса, згідно формули (3), $z_1^{calc} = 16,3$; призначаємо $z_1 = 16$, тоді число зубів веденого колеса $z_2 = 80$.

За формулами (31) і (32) визначаємо $\alpha_{tw} = 0,39922$ рад, $x_\Sigma = 0,8829$. Далі, розв'язуючи ітераційним методом рівняння (33), знаходимо значення коефіцієнту $x_{D1} = 0,6472$, тоді $x_{D2} = 0,2357$.

Пара косозубих коліс при $H_{B2} = H_{B1}$, з наведеними у цьому прикладі геометричними параметрами a_w , b_w , m_n , β , z_1 і z_2 , за умови, що $x_1 = x_{D1}$ та $x_2 = x_{D2}$, характеризуватиметься мінімальним значенням коефіцієнту найбільшої суми швидкостей зношування, яке становить: $\psi_{D1}(x_{D1}, x_{D2}) = \psi_{D2}(x_{D1}, x_{D2}) = 0,5$. Тому при $x_1 = x_{D1}$ та $x_2 = x_{D2}$ буде максимальною тривалість роботи цієї косозубої передачі до того часу, коли найбільша сума товщин зношеного шару на спряжених ділянках активних поверхонь зубів коліс досягне допустимого значення.

Обчислення безрозмірних величин ψ_{D1} і ψ_{D2} за формулами, які виведено в цій роботі, та перевіріні геометричні розрахунки косозубої передачі дозволяють також визначити границі діапазону раціональних значень x_1 та відповідні їм границі діапазону значень $x_2 = x_\Sigma - x_1$. Якщо значення коефіцієнтів x_1 та x_2 знаходяться у цих діапазонах, то значення коефіцієнту $\max(\psi_{D1}, \psi_{D2})$ найбільшої суми швидкостей зношування перевищують його мінімальне значення не більше, ніж на 20%. Для косозубої передачі з геометричними параметрами $z_1 = 16$, $z_2 = 80$, $\beta = 12,5^\circ$, $m_n = 2,0$ мм і $a_w = 100$ мм при $H_{B2} = H_{B1}$ такими діапазонами є: $0,5813 < x_1 < 0,6591$, $0,3016 > x_2 > 0,2238$. Тут граничні значення коефіцієнтів $x_1 = 0,5813$ та $x_2 = 0,3016$ визначено з умови, що $\psi_{D1}(0,5813, 0,3016) = 1,2 \cdot \psi_{D1}(0,6472, 0,2357)$, а граничні значення $x_1 = 0,6591$ та $x_2 = 0,2238$ визначено з умови [3], що товщина зубів на поверхні вершин ведучого колеса у нормальному перерізі має бути більшою, ніж $(0,4 \cdot m_n)$. Крім цього, обчислення ψ_{D1} і ψ_{D2} також показало, що для розглянутої

косозубої передачі недоцільно призначати для ведучого колеса коефіцієнт $x_1 < 0,3884$, оскільки в такому випадку найбільша сума швидкостей зношування перевищуватиме її значення при $x_1 = x_{D1}$ у два рази та більше.

Висновки

Створено методику розрахунку таких значень коефіцієнтів зміщення твірної рейки для ведучого та веденого коліс косозубої передачі, за яких буде мінімальною сума швидкостей зношування на найбільш підданих до зношування спряжених ділянках поверхонь зубів цих коліс. Якщо коефіцієнти x_1 та x_2 визначено за розробленою методикою, то тривалість роботи цієї передачі до досягнення допустимого значення суми товщин зношеного шару на таких ділянках буде максимальною. Ця методика дозволяє визначити раціональні значення коефіцієнтів зміщення твірної рейки для коліс косозубих передач, які функціонують в умовах неповної захищеності зони зачеплення зубів від потрапляння абразивних часток.

Список літератури

1. Павлице В. Т. Основи конструювання та розрахунок деталей машин [Текст] / В. Т. Павлице. – 2-е вид., перероб. – Львів : Афіша, 2003. – 560 с.
2. Иванов, М. Н.. Детали машин [Текст] / М. Н. Иванов. – 5-е изд., перераб. – М. : Высшая школа, 1991. – 383 с.
3. Брагин В. В. Проектирование высоконапряженных цилиндрических зубчатых передач [Текст] / В. В. Брагин, Д. Н. Решетов. – М. : Машиностроение, 1991. – 224 с.
4. Linke H. Cylindrical Gears. Calculation, Materials, Manufacturing / H. Linke, J. Borner, R. Heb. – Munich: Carl Hanser Verlag, 2016. – 848 p. <https://doi.org/10.3139/9781569904909>
5. Kragelsky I. V. Friction and Wear. Calculation Methods / I. V. Kragelsky, M. N. Dobychin, V. S. Kombalov. – Oxford : Pergamon Press, 1982. – 464 p. <https://doi.org/10.1016/C2013-0-03333-6>
6. Когаев В. П. Прочность и износостойкость деталей машин [Текст] / В. П. Когаев, Ю. Н. Дроздов. – М. : Высшая школа, 1991. – 319 с.
7. Pavlov V. G. Service Life of Cylindrical Oblique-Toothed Gear by Condition of Maximum Permissible Wear / V. G. Pavlov, V. D. Yagovitev // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. – 2009. – Vol. 38, No. 4. – P. 354–358. DOI: 10.3103/S1052618809040098
8. Чернець М. В. Дослідження умов зачеплення зубів циліндричної евольвентної передачі на контактну міцність, зношування і довговічність. Частина 1. Постійні умови взаємодії у некоригованому зачепленні [Текст] / М. В. Чернець, Ю. М. Чернець // Проблеми трибології. – 2014. – № 3. – С. 22–27.
9. Чернець М. В. Дослідження умов зачеплення

зубів циліндричної евольвентної передачі на контактну міцність, зношування і довговічність. Частина 2. Постійні умови взаємодії у коригованому зачепленні [Текст] / М. В. Чернець, Ю. М. Чернець // Проблеми трибології. – 2014. – №4. – С. 6–16.

10. Попович А. Г. Методика расчета коэффициентов смещения для колес реверсивной эвольвентной зубчатой передачи [Текст] / А. Г. Попович, В. Г. Шевченко // Вісник двигунобудування. – 2015. – № 1. – С. 8–14.

11. Flodin A. A simplified model for wear prediction in helical gears / A. Flodin, S. Andersson // Wear. – 2001. – Vol. 249, Issues 3–4. – P. 285–292.

[https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(01\)00556-7](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(01)00556-7)

12. Osman T. Static and dynamic simulations of mild abrasive wear in wide-faced solid spur and helical gears / T. Osman, Ph. Velez // Mechanism and Machine

Theory. – 2010. – Vol. 45, Issue 6. – P. 911–924.

<https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2010.01.003>

13. Hills D. A. Mechanics of Elastic Contacts / D. A. Hills, D. Nowell, A. Sackfield. – Oxford : Butterworth-Heinemann, 1993. – 496 p.

<https://doi.org/10.1016/C2009-0-24029-3>

14. Справочник по геометрическому расчету эвольвентных зубчатых и червячных передач / [И. А. Болотовский, В. И. Безруков, О. Ф. Васильева и др.]; под. ред. И.А. Болотовского. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1986. – 448с.

15. Venkateshan S. P. Computational Methods in Engineering / S. P. Venkateshan, Prasanna Swaminathan. – Oxford : Academic Press, 2013. – 672 p.

<https://doi.org/10.1016/C2012-0-06128-5>

Одержано 16.10.2023

Popovych A.

Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Mechanics, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail*: machinesmechanics@gmail.com, ORCID: 0000-0002-4959-8838

Shevchenko V.

Candidate of Technical Sciences, Head of the Department of Mechanics, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail*: shevawk@gmail.com, ORCID: 0000-0001-9037-6367

CORRECTION OF THE CYLINDRICAL HELICAL-GEAR WHEEL PAIR FOR WEAR DECREASE OF TEETH' INVOLUTE SURFACES

Purpose. It is to create a method for determination of profile shift coefficients, such that during the operation of a cylindrical helical-gear pair the sum of the wear rates of involute surfaces on the contacting sections at the highest and lowest active points of teeth' profiles of driving and driven wheels will be a minimum.

Research methods are based on integrated application of the involute gear theory and tribological laws. The secant method that is known in computational mathematics is used to find a root of nonlinear equation.

Results. The method is created for determination of rational values of correction parameters for cylindrical helical-gear wheels, which maximize the service life of this gear pair until the maximum sum of worn-layer thicknesses on the contacting sections of the teeth' active surfaces reaches limiting permissible value. An example of application of this method in design calculation of the cylindrical helical-gear pair is given.

Scientific novelty. Calculation model is elaborated for determination of the sum of worn-layer thicknesses on the most wearing contacting sections of the teeth' active surfaces of a cylindrical helical-gear wheel pair. It is derived an equation of the linkage between such values of profile shift coefficients for the driving and driven helical-gear wheels which minimize the greatest sum of wear rates on mentioned sections of teeth' surfaces. Solution of this equation by numerical method for the helical-gear pair having standard distance between axes allows determination of rational values of correction parameters for these wheels.

Practical value. Application of the created method for determination of profile shift coefficients is expedient in design of cylindrical helical-gear pairs for machines and equipment, which operate in conditions when it is impossible to protect the engagement region from ingress of abrasive particles.

Key words: involute gear pair, cylindrical helical-gear wheel, worn layer, profile shift coefficient.

References

1. Pavlyshe, V. T. (2003). Osnovy konstruyuvannya ta rozrakhunok detaley mashyn [Fundamentals of design and calculation of machine parts]. Lviv : Afisha, 560.

2. Ivanov, M. N. (1991). Detali mashin [Machine Parts]. Moscow : Vysshaya Shkola, 383.

3. Bragin, V. V., Reshetov, D. N. (1991). Proektirovanie vysokonapryazhennykh tsilindricheskikh zubchatykh peredach [Design of Highly Loaded Cylindrical Gears]. Moscow : Mashinostroenie, 224.

4. Linke, H., Borner, J., Heb, R. (2016). *Cylindrical Gears. Calculation, Materials, Manufacturing*. Munich: Carl Hanser Verlag, 848.
<https://doi.org/10.3139/9781569904909>
5. Kragelsky, I. V., Dobychin, M. N., Kombatov V. S. (1982). *Friction and Wear. Calculation Methods*. Oxford : Pergamon Press, 464.
<https://doi.org/10.1016/C2013-0-03333-6>
6. Kogaev V. P. Drozdov, Yu. N. (1991). *Prochnost' i iznosostoykost' detaley mashin [Strength and Wear Resistance of Machine Parts]*. Moscow : Vysshaya Shkola, 319.
7. Pavlov, V. G., Yagovitov, V. D. (2009). Service Life of Cylindrical Oblique-Toothed Gear by Condition of Maximum Permissible Wear. *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, 38 (4), 354–358.
DOI: 10.3103/S1052618809040098
8. Chernets, M. V., Chernets, Ju. M. (2014). *Doslidzhennya umov zacheplennya zubiv tsylindrychnoyi evolventnoyi peredachi na kontaktnu mitsnist', znoshuvannya i dovgovichnist'. Chastyna 1. Postiyni umovy vzayemodiyi u nekoryhovanomu zacheplenni*. [Investigation of teeth engagement conditions of cylindrical involute gear on contact strength, wear and durability. Part 1. Constant interaction conditions in non-corrected engagement] *Problemy trybologiyi*, 3, 22–27.
9. Chernets, M.V., Chernets, Ju.M. (2014). *Doslidzhennya umov zacheplennya zubiv tsylindrychnoyi evolventnoyi peredachi na kontaktnu mitsnist', znoshuvannya i dovgovichnist'. Chastyna 2. Postiyni umovy vzayemodiyi u koryhovanomu zacheplenni* [Investigation of teeth engagement conditions of cylindrical involute gear on contact strength, wear and durability. Part 2. Constant interaction conditions in corrected engagement]. *Problemy trybologiyi*, 4, 6–16.
10. Popovych, A. G., Shevchenko, V. G. (2015). *Metodika rascheta coeffitsientov smescheniya dlya koles reversivnoy evolventnoy zubchatoy peredachi [The technique of profile shift coefficients calculation for wheels of a reverse involute gearing]*. *Visnyk dvyhunobuduvannya*, (1), 8–14.
11. Flodin, A. Andersson, S. (2001). A simplified model for wear prediction in helical gears. *Wear*, 249 (3/4), 285–292. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(01\)00556-7](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(01)00556-7)
12. Osman, T., Velez Ph. (2010). Static and dynamic simulations of mild abrasive wear in wide-faced solid spur and helical gears. *Mechanism and Machine Theory*, 45 (6), 911–924.
<https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2010.01.003>
13. Hills, D. A., Nowell, D., Sackfield A. (1993). *Mechanics of Elastic Contacts*. Oxford : Butterworth-Heinemann, 496.
<https://doi.org/10.1016/C2009-0-24029-3>
14. Bolotovskiy, I. A., Bezrukov, V. I., Vasilieva, O. F., et al. *Spravochnik po geometricheskomu raschetu evolventnykh zubchatykh i chervyachnykh peredach [Handbook for Geometrical Design of Involute Toothed and Worm Gears]*. Moscow: Mashinostroenie, 448.
15. Venkateshan, S. P., Prasanna Swaminathan. (2013). *Computational Methods in Engineering*. Oxford : Academic Press, 672.
<https://doi.org/10.1016/C2012-0-06128-5>

UDC 621.771.01

- Ivanov A. Chief specialist in the production planning of finished products, PJSC “Dnipropetstal”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: ivanovandrei@dss.com.ua
- Matiukhin A. Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Head of the Department of Metal Forming of National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: matiukhin85@gmail.com, ORCID: 0000-0002-2261-0577
- Ben A. Senior Lecturer of the Department of Metal Forming of National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: benanna1985@gmail.com, ORCID: 0000-0002-9765-8030
- Kryvykh Yu. Senior Lecturer of the Department of Aviation Engine Technology of National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: juliya.krivikh@gmail.com, ORCID: 0000-0002-3183-8776
- Kulabnieva O. Senior Lecturer of the Department of “Foreign Philology and Translation” of National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: kulabnieva.elena@gmail.com, ORCID: 0000-0003-3894-3891

DETERMINATION OF THE STRESSED METAL STATE DURING HOT ROLLING BY THE FINITE ELEMENT METHOD

Purpose. Determination of the stress-strain state of the metal during the rolling of large ingots to prevent the occurrence of internal defects, and determining the effect of forced cooling of the ingot surface during hot rolling on the stress-strain state.

Research methods. Finite element method, upper estimate method.

Results. Based on the finite element method, a comparative simulation of the stress-strain state of the ingot with different cooling times was performed. As a result of the study, it was established that the forced cooling of the ingot surface during hot rolling helps to reduce the probability of the internal continuity defect forming. The given results of comparison of the distribution of strain intensity along the rolling cross-section in the basic version and with additional annealing indicate a decrease in the probability of formation of discontinuities in the axial zone of the ingot. This, in turn, proves the effectiveness of forced annealing of the surface layers of the ingot (workpiece).

Scientific novelty. A mathematical model of the distribution of the main stress state components was developed. It took into account the redistribution of temperatures and, as a result, the mechanical properties of the metal according to the height of the deformation focus during the hot rolling of relatively large blanks.

Practical value. The use of forced cooling leads to a significant increase in hydrostatic and normal stresses in the axial zone, reducing the probability of the formation and subsequent growth of internal continuity defects. Thus, the quality of finished products increases, in particular, valuable rolled products made of special grades of steel.

Key words: hot rolling, cooling of surface layers, redistribution of temperatures and stresses, ingot, stressed state, mathematical modeling, finite element method.

Introduction

During the rolling of relatively thick strips characterized by the ratio of the length of the plastic deformation zone L_{pl} to the average thickness of the strip h_{cp} in the range $L_{pl}/h_{cp}=0.5...2.0$, significant tensile stresses act in the axial zone. At the same time, macro inhomogeneities associated with the crystallization features of a continuously cast billet or ingot are observed in the above zone. The listed factors adversely affect the quality of finished rolled metal.

Analysis of research and publications

There are various methods of intensification of plastic deformation in the axial layers of the rolled strip [1–3]. The most common methods include: increasing the diameters of rolls, increasing single crimps, increasing the total deformation, etc. [4–5]. These methods require significant

modernization of equipment and, therefore, significant capital investments. There are also technological methods that increase the quality of the rolled product, for example, cooling the surface layers of the metal before its deformation, which leads to a decrease in the plasticity of the contact layers, while maintaining the plasticity in the axial zone of the rolled strip, and, therefore, to a significant change in the stress-strain state [6–9]. To determine the effectiveness of the described method, a qualitative and quantitative assessment of the stress-strain state of the rolled metal is required under a non-uniform temperature field [10–13].

The purpose of the work

The purpose of the study is to determine the effect of forced cooling of the ingot surface during hot flattening on the stress-strain state and closure of axial defects using a software product based on the finite element method – DeForm 3D.

Research material and methodology

A 4300 kg ingot made of steel 45 (AISI-1045) used at PrJSC Dnipropetsstal was chosen to simulate the rolling process. According to the passport, the axial porosity of the ingot has a length of ≈ 1000 mm and a width of ≈ 60 mm. Figure 1 shows a $\frac{1}{4}$ part of an ingot with a cavity of the above dimensions. Rolling of ingots was carried out on the procurement cage according to the scheme presented in Table 1. The sketch of gauges is presented in Figure 2.

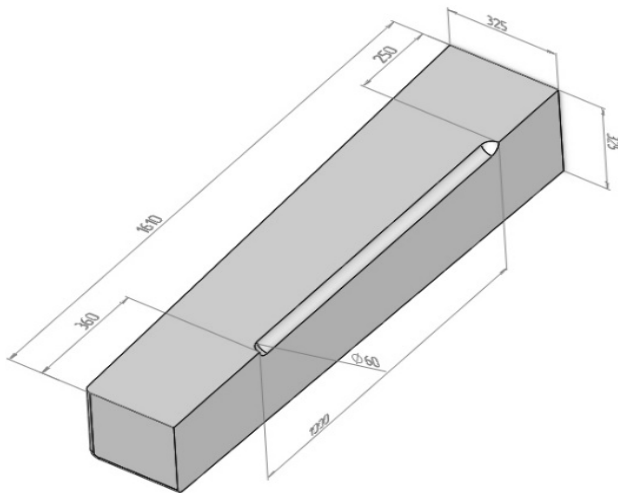


Figure 1. $\frac{1}{4}$ part of the ingot with a cavity of $\varnothing 60$ mm, weighing 4300 kg

To determine the effect of forced cooling of the surface layers of the ingot on the stress-strain state, the process of rolling on a crimping cage with different pauses before loading the metal into the first gauge was considered. At the same time, the conditions of the rolling process (friction conditions, roll rotation speed, roll diameter, etc.) and the rheological properties of the metal remained unchanged. For the basic version, a cooling time equal to 45 s was chosen, which corresponds to the average time of moving the ingot from the area of the heating wells to the mold cage. For the second option, the additional cooling time was 600 s, thus, the total time was 645 s.

For the basic version, the temperature of the ingot surface is ≈ 1060 °C, the temperature of the axial layers is ≈ 1150 °C (Fig. 3a). In case of additional cooling, the surface temperature of the ingot is ≈ 895 °C, the temperature of the axial layers is ≈ 1150 °C, at the same time it is necessary to note the presence of a zone ≈ 50 – 60 mm thick with a temperature of ≈ 1090 °C (Fig. 3b).

After deformation, the temperature field changed as follows (Fig. 4): in the basic version, the temperature of the contact layers is ≈ 1180 °C, the temperature of the axial zone is ≈ 1230 °C, with additional cooling, the temperature of the cooled layers is ≈ 1130 °C, the temperature of the axial zone is ≈ 1220 °C.

Table 1 – Rolling scheme $\neq 260 \times 235$ mm from ingot weighing 4300 kg grade 45

Caliber	Passage number	Compression Δh , mm	Extension Δb , mm	Height H, mm	Width B, mm	
				650	650	
I	1	75	5	575	655	
	2	75	5	500	660	
	canting					
	3	85	10	575	510	
	4	85	10	490	520	
	5	85	10	405	530	
	6	85	10	320	540	
canting						
II	7	110	20	430	340	
	8	110	20	320	360	
	canting					
	9	70	15	290	335	
	10	70	15	220	350	
canting						
III	11	90	15	260	235	

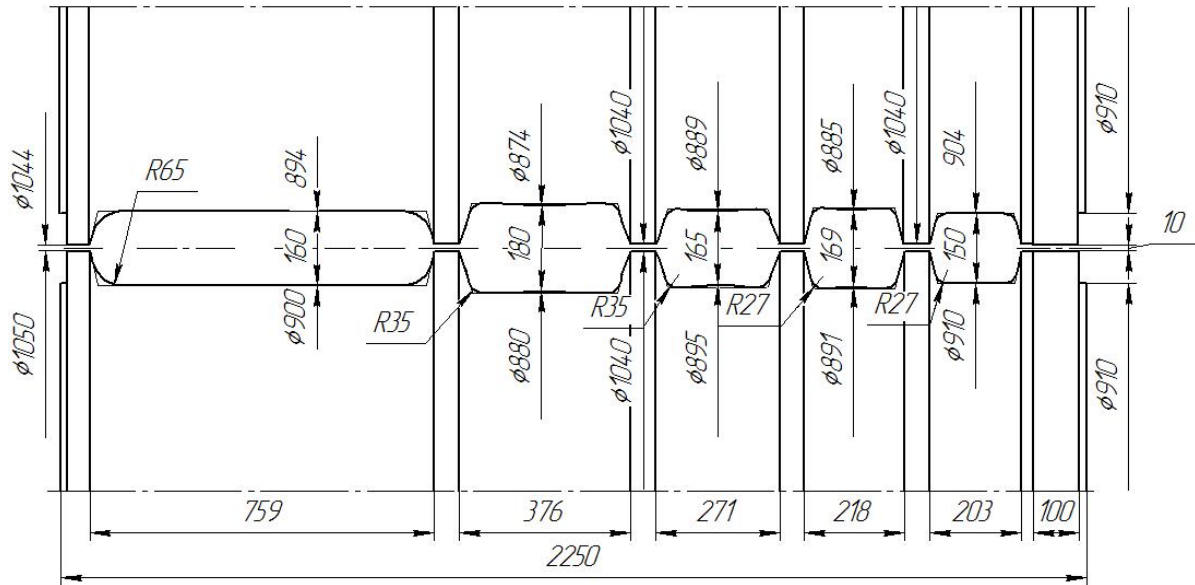
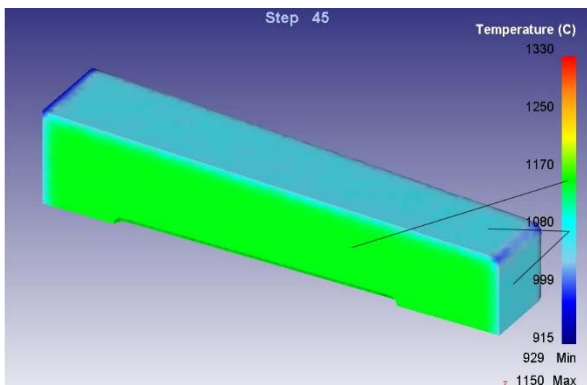
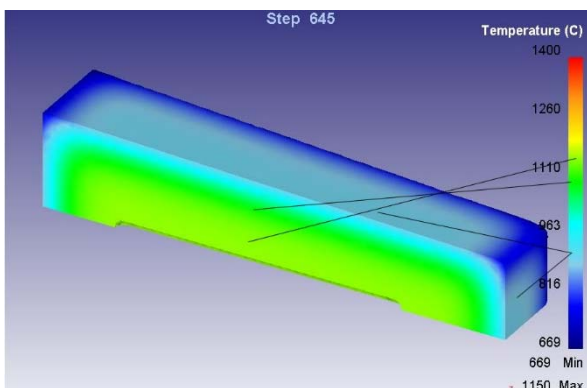


Figure 2. Calibrating the rolls of the crimping cage



a



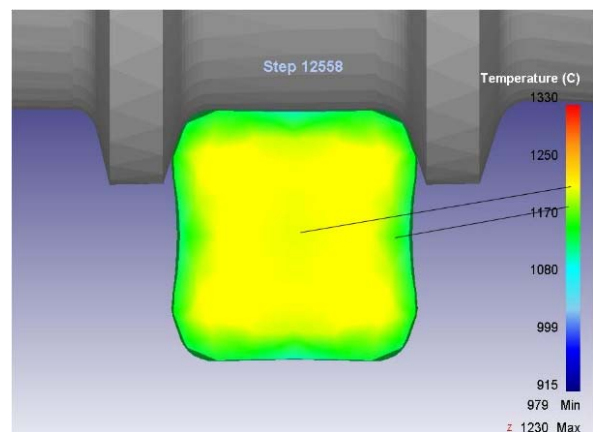
b

Figure 3. Temperature distribution across the rolling section before deformation:

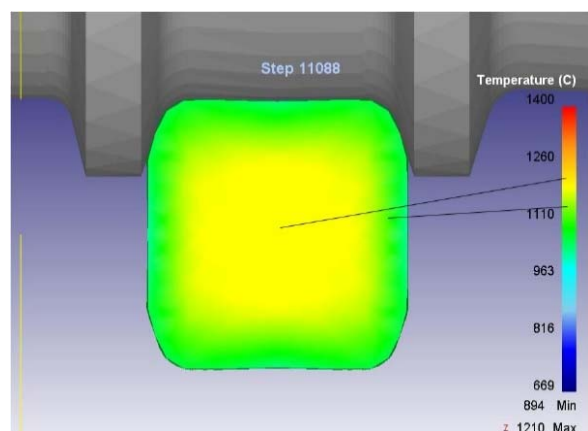
a – basic version, b – with additional cooling

It should be noted that the thickness of the cooled layers is 65 mm, which is almost twice the thickness ($S = 35$ mm) of the pro-contact layers in the basic version. The temperature difference of the axial zone in the considered variants is only 10 °C, the temperature of the surface layers differs more significantly, by 50 °C, the

temperature gradient along the rolling section in the basic variant is $\Delta t = 50$ °C, in the alternative variant it is almost twice as large $\Delta t = 90$ °C.



a



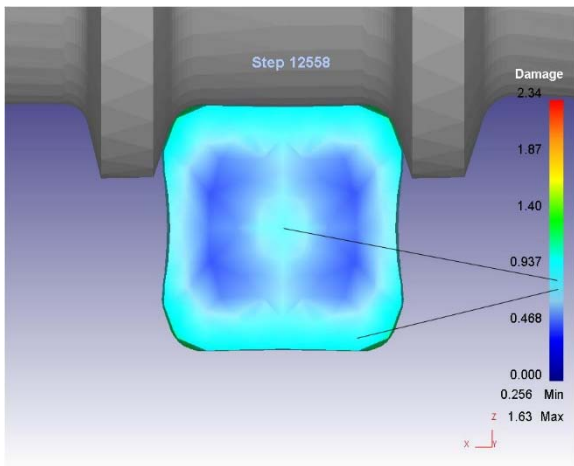
b

Figure 4. Temperature distribution along the rolling section after deformation:

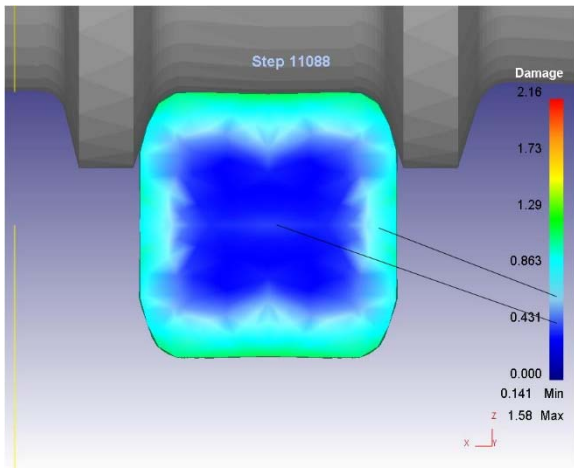
(a – basic version, b – with additional cooling)

Research results

The data obtained as a result of modeling indicate that the degree of use of the plasticity margin, according to the Cockcroft-Latham criterion, is 28 % lower in the axial zone and 17 % lower on the surface (Fig. 5), compared to the basic version [14–16]. The distribution of the intensity of deformations can be compared for the basic and the investigated variant of rolling (Fig. 6). At the same time, in the studied variant, the intensity of deformation is higher in the zones adjacent to the faces of the ingot, which are cooled more intensively compared to the plane.



a

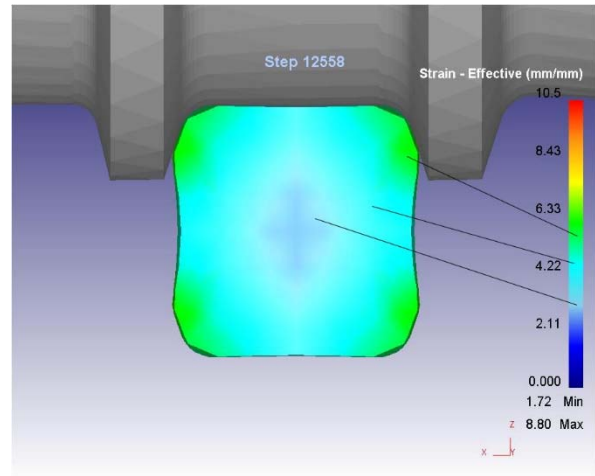


b

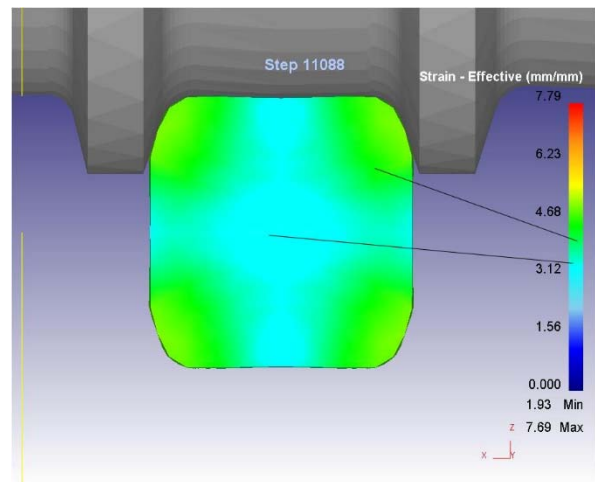
Figure 5. Distribution of the degree of use of the plasticity reserve by the rolling section:

a – basic version, b – with additional cooling

The size of the hole simulating the axial porosity of the ingot in the basic version after the eleventh pass was 5.34x0.83 mm, in the tested version the hole is welded after the eighth pass.



a



b

Figure 6. Distribution of the intensity of deformations by the rolling section:

a – basic version, b – with additional cooling

Discussion

The given results of the comparison indicate a decrease in the probability of formation of discontinuities in the axial zone of the ingot, which, in turn, proves the effectiveness of forced cooling of the surface layers of the ingot (workpiece). At the same time, it should be taken into account that the cooling leads to an increase in the rolling force, so for the basic version, the maximum rolling force was 9.27 MN, and for the tested one – 15.2 MN.

Conclusions

Using the finite element method (DeForm 3D), a comparative simulation of the stress-strain state of the ingot was performed with different cooling times – 45 s and 645 s. As a result of the study, it was established that the forced cooling of the ingot surface during hot rolling helps to reduce the probability of the formation of internal continuity defects.

References

1. Hanoglu U., Šarler B. Simulation of the hot rolling of steel with direct iteration (2017). AIP Conference Proceedings, 1896, art. no. 190006 DOI: 10.1063/1.5008219.
2. Potapkin V. F. (2005). The field method of linear sliding in the theory of rolling of wide strips: monograph, Kramatorsk : DGMA, 316.
3. Mihailov E. G., Petkov V. I. Cooling parameters and heat quantity of the metal during continuous casting of blooms (2010). International Review of Mechanical Engineering, 4 (2), 176–184.
4. Fedorin V. A. (2010) Mathematical modeling of stress, deformation and main quality indicators during rolling of relatively wide sheets and strips: monograph / V. A. Fedorin, A. V. Satonin, E. P. Hrybkov, Kramatorsk : DGMA, 243.
5. Hu K., Shi Q., Han, W., Zhu, F., Chen, J. On the evolution of temperature and combined stress in a work roll under cyclic thermo-mechanical loadings during hot strip rolling and idling (2020) Materials, 13 (21), art. no. 5054, 1–19. DOI: 10.3390/ma13215054
6. Stöcker A., Weiner, M., Korpała G., Prah U., Wei X., Lohmar, J., Hirt, G., Heller, M., Korte-Kerzel, S., Böhm L., Volk, W., Leuning, N. ., Hameyer, K., Kawalla, R. Integrated process simulation of non-oriented electrical steel (2021). Materials, 14 (21), art. no. 6659 DOI: 10.3390/ma14216659
7. Neumann, L., Kopp, R., Aretz H., Crumbach. M., Goerdeler, M., Gottstein, G. Prediction of texture induced anisotropy by through-process modeling (2005) Materials Science Forum, 495–497 (PART 2), 1657–1662 DOI: 10.4028/0-87849-975-x.1657
8. Lee J. S., Shin T. J., Yoon S. J., Hwang S. M. Prediction of Steady-State Strip Profile in Flat Rolling (2016) Steel Research International, 87 (7), 930–940 DOI: 10.1002/srin.201600032
9. Glowacki M., Hojny M. (2009). Inverse analysis applied for determination of strain-stress curves for steel deformed in semi-solid state Inverse Problems in Science and Engineering, 17 (2), P. 159–174 DOI: 10.1080/17415970802082757
10. Hojny M., Glowacki, M. Computer modeling of deformation of steel samples with mushy zone (2008) Steel Research International, 79 (11), 868 – 874 DOI: 10.2374/SRI08SP083
11. Luce R., Wolske, M., Kopp, R., Roters, F., Gottstein, G. Application of a dislocation model for FE-process simulation (2001) Computational Materials Science, 21 (1), 1–8. DOI: 10.1016/S0927-0256(00)00210-X
12. Wang P.T., Richmond, O. Overview of a two-state variable constitutive model for the consolidation and forming processes of powder-based porous metals (1992) American Society of Mechanical Engineers, Materials Division (Publication) MD, 37, 63–83
13. Lundberg S. E., Överstam H. (2007). Modeling of stress state, center consolidation and roll force in billet rolling Steel Research International, 78 (6), P. 492 501 DOI: 10.1002/srin.200706236
14. Bianchi J. H., Karjalainen L. P. (2005). Modeling of dynamic and metadynamic recrystallization during bar rolling of a medium carbon spring steel Journal of Materials Processing Technology, 160 (3), 267–277 DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.06.016
15. Serajzadeh S., Taheri A .K. (2004). Modeling work-roll temperature variations in hot strip rolling International Journal of Modeling and Simulation, 24 (1), 42–50. DOI: 10.1080/02286203.2004.11442286
16. Wang P. T. (1995). Evolution of matrix strength and porosity during hot deformation of aluminum metals American Society of Mechanical Engineers, Materials Division (Publication) MD, 70, 37–44.

Received 11.12.2023

ВИЗНАЧЕННЯ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ МЕТАЛУ ПРИ ГАРЯЧОМУ ПРОКАТУВАННІ МЕТОДОМ СКІНЧЕННИХ ЕЛЕМЕНТІВ

- Іванов А. В. головний спеціаліст з планування виробництва готової продукції ПрАТ «Дніпро-спецсталь», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: ivanovandrei@dss.com.ua*
- Матюхін А. Ю. канд. техн. наук, доцент, завідувач кафедри «Обробки металів тиском» Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: matiukhin85@gmail.com*, ORCID: 0000-0002-2261-0577
- Бень А. М. старший викладач кафедри «Обробки металів тиском» Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: benanna1985@gmail.com*, ORCID: 0000-0002-9765-8030
- Кривих Ю. І. старший викладач кафедри «Технології авіаційних двигунів» Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: juliya.krivikh@gmail.com*, ORCID: 0000-0002-3183-8776
- Кулабнєва О. А. викладач кафедри «Іноземна філологія та переклад» Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: kulabneva.elena@gmail.com*, ORCID:0000-0003-3894-3891

Мета роботи. Визначення напружено-деформованого стану металу при прокатуванні крупних злитків для запобігання виникненню внутрішніх дефектів та визначення впливу примусового підстужування поверхні злитка під час гарячого прокатування на напружено-деформований стан.

Методи дослідження. Метод скінченних елементів, метод верхньої оцінки.

Отримані результати. На основі методу скінченних елементів виконано порівняльне моделювання напружено-деформованого стану злитка з різним часом підстужування. У результаті дослідження встановлено, що примусове підстужування поверхні злитка під час гарячого прокатування сприяє зниженню ймовірності утворення внутрішніх дефектів суцільності. Наведені результати порівняння розподілу інтенсивності деформацій за перерізом розкату за базовим варіантом та з додатковим підстужуванням, свідчать про зниження ймовірності утворення несучільностей в осевій зоні злитка, що, своєю чергою, доводить ефективність примусового підстужування поверхневих шарів злитка (заготовки).

Наукова новизна. Розроблено математичну модель розподілів основних компонентів напруженого стану з урахуванням перерозподілу температур і, як наслідок, механічних властивостей металу за висотою вогнища деформації під час гарячого прокатування відносно великих заготовок.

Практична цінність. Застосування примусового підстужування зумовлює істотне підвищення гідростатичних і нормальних напружень в осевій зоні, що, своєю чергою, знижує ймовірність утворення і подальшого зростання внутрішніх дефектів суцільності. Таким чином, підвищується якість готової продукції, зокрема вагетисних прокатних виробів з спеціальних марок сталей.

Ключові слова: гаряче прокатування, підстужування поверхневих шарів, перерозподіл температур і напружень, злиток, напружений стан, математичне моделювання, метод скінченних елементів.

Список літератури

1. Hanoglu U. Simulation of the hot rolling of steel with direct iteration / Hanoglu U., Šarler, B. // AIP Conference Proceedings, 1896, art. no. 190006. – 2017. DOI: 10.1063/1.5008219
2. Potapkyn V. F. Metod polei lynyi skolzhneniya v teoryu prokatky shyrokykh polos : monohrafiya / Potapkyn V.F. – Kramatorsk : DHMA, 2005. – 316 p.
3. Mihailov E. G. Cooling parameters and heat quantity of the metal during continuous casting of blooms / Mihailov E. G., Petkov V. I. // International Review of Mechanical Engineering. – 2010, 4 (2). – P. 176–184.
4. Fedorynov V. A. Matematycheskoe mode-lyrovanye napriazheniy, deformatsiy u osnovnykh pokazatelei kachestva pry katke tnosytelno shyrokykh lystov u polos : monohrafiya / V. A. Fedorynov, A. V. Satonyn, E. P. Hrybkov. – Kramatorsk: DHMA, 2010. – 243 p.
5. On the evolution of temperature and combined stress in a work roll under cyclic thermo-mechanical loadings during hot strip rolling and idling / Hu K., Shi Q., Han W. and etc. // Materials. – 13 (21), art. no. 5054. – 2020. – P. 1–19. DOI: 10.3390/ma13215054
6. Integrated process simulation of non-oriented electrical steel / Stöcker A., Weiner M., Korpała G. and etc. // Materials. – 2021. – 14 (21), art. no. 6659 DOI: 10.3390/ma14216659
7. Prediction of texture induced anisotropy by through-process modeling / Neumann, L., Kopp, R., Aretz, H. and etc. // Materials Science Forum – 2021. – 495–497 (PART 2). – P. 1657–1662 DOI: 10.4028/0-87849-975-x.1657
8. Prediction of Steady-State Strip Profile in Flat Rolling / Lee J. S., Shin T. J., Yoon S. J., Hwang S. M. // Steel Research International. – 2016. – 87 (7), P. 930–940 DOI: 10.1002/srin.201600032
9. Glowacki M. Inverse analysis applied for determination of strain-stress curves for steel deformed in semi-solid state / Glowacki M., Hojny M. // Inverse Problems in Science and Engineering. – 2009. – 17 (2), P. 159–174 DOI: 10.1080/17415970802082757
10. Hojny M. Computer modeling of deformation of steel samples with mushy zone / Hojny M., Glowacki M. // Steel Research International. – 2008. – 79 (11), P. 868–874 DOI: 10.2374/SRI08SP083
11. Application of a dislocation model for FE-process simulation / Luce R., Wolske M., Kopp R. and etc. // Computational Materials Science. – 2001. – 21 (1). – P. 1–8. DOI: 10.1016/S0927-0256(00)00210-X
12. Wang P. T. Overview of a two-state variable constitutive model for the consolidation and forming processes of powder-based porous metals / Wang P. T., Richmond O. // American Society of Mechanical Engineers, Materials Division (Publication) MD. – 1992. – 37. – P. 63–83.
13. Lundberg S.-E. Modeling of stress state, center consolidation and roll force in billet rolling / Lundberg S.-E., Överstam H. Steel Research International. – 2007. – 78 (6), P. 492–501. DOI: 10.1002/srin.200706236
14. Bianchi J. H. Modeling of dynamic and metadynamic recrystallization during bar rolling of a medium carbon spring steel / Bianchi J. H., Karjalainen L. P. // Journal of Materials Processing Technology. – 2005. – 160 (3). – P. 267–277. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.06.016
15. Serajzadeh S. Modeling work-roll temperature variations in hot strip rolling / Serajzadeh S., Taheri A. K. // International Journal of Modeling and Simulation. – 2004. – 24 (1). – P. 42–50 DOI: 10.1080/02286203.2004.11442286
16. Wang P. T. Evolution of matrix strength and porosity during hot deformation of aluminum metals / Wang P. T. // American Society of Mechanical Engineers, Materials Division (Publication) MD. – 1995. – 70. – P. 37–44.

НАУКОВО-ТЕХНІЧНА ІНФОРМАЦІЯ
SCIENTIFIC AND TECHNICAL INFORMATION

УДК 669.1'24:537.636

Золотаревський І. В. канд. фіз.-мат. наук, доцент, доцент кафедри фізики Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail*: zolotarevsky.i@gmail.com, ORCID: 0000-0001-5512-3102

Ольшанецький В. Ю. д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри фізичного матеріалознавства Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail*: olshan@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-9485-4896

ПРО МЕТАСТАБІЛЬНИЙ СТАН АУСТЕНІТУ Fe-Ni СПЛАВІВ ТА ЙОГО ВПЛИВ НА ФІЗИЧНІ ВЛАСТИВОСТІ

Основною особливістю сплавів Fe-Ni інварних складів є надзвичайно малий коефіцієнт термічного розширення. Відомо, що це пов'язано з спонтанною (об'ємною) магнітострикцією, яка виникає у γ -фазі нижче точки Кюрі при його охолодженні. Магнітострикційні зміни об'єму компенсують нормальне термічне розширення, і в достатньо великому температурному інтервалі коефіцієнт термічного розширення близький до нуля [1, 2].

В роботі [2], на основі експериментальних даних про температурну залежність коефіцієнта термічного розширення окремих сплавів системи Fe-Ni, розраховано величину спонтанної магнітострикції в них (рис. 1). Як видно з рисунку, її величина $\omega_S = \Delta V_\gamma/V_\gamma$ може сягати значень до $1,4 \cdot 10^{-2}$, що значно перевищує величину ω_S у чистих феромагнітних металів (залізо, нікель). По даним роботи [3], в деяких сплавах Fe-Ni $\omega_S \rightarrow 1,7 \cdot 10^{-2}$. Наразі аномально велике значення спонтанної магнітострикції в інварних сплавах Fe-Ni не має пояснення.

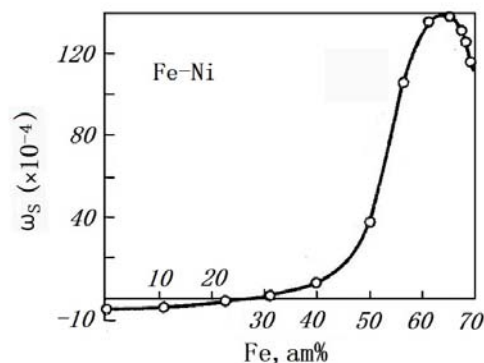


Рисунок 1. Концентраційна залежність спонтанної магнітострикції $\omega_S = \Delta V_\gamma/V_\gamma$ в системі Fe-Ni

Крім спонтанної магнітострикції в інварних сплавах Fe-Ni нижче точки Кюрі спостерігаються також аномалії інших фізичних властивостей γ -фази. Зокрема, це стосується вимушеної (об'ємної) магнітострикції в області парапроцесу. В сплавах Fe-Ni вимушена магнітострикція $\omega_P = \Delta V_\gamma/V_\gamma$, як і спонтанна, на 1-2 порядки перевищує ω чистих металів – заліза і нікелю. В реально досягаємих сильних імпульсних магнітних полях, зміна об'єму аустеніту сплавів Fe-Ni має такий же порядок величини, як і спонтанна магнітострикція $\sim 1 \cdot 10^{-2}$. Обидві магнітострикції мають однакове походження. Вони пов'язані зі зміною обмінної енергії при орієнтації магнітних моментів атомів сильним магнітним полем (вимушена магнітострикція) або зменшенням дезорієнтуючої ролі температури при охолодженні (спонтанна магнітострикція). Очевидно, що аномалії обох магнітострикцій обумовлені однією спільною причиною.

Інварні сплави Fe-Ni розташовані в районі великих концентрацій заліза поблизу фазової границі мартенситного $\gamma \rightarrow \alpha$ -перетворення. Тобто, нижче температури термодинамічної рівноваги фаз T_0 їх γ -фаза є метастабільною (нерівноважною). При $\gamma \rightarrow \alpha$ -перетворенні питомий об'єм сплавів збільшується. Зокрема, в сплаві Fe-30%Ni $(V_\alpha - V_\gamma)/V_\gamma = 4 \cdot 10^{-2}$ [4]. Вимушена магнітострикція стабільної мартенситної α -фази, на відміну

від γ -фази, має нормальну величину, близьку до чистих феромагнітних металів, що можна спостерігати на рис. 2 [5]. Відмітимо також ще одну деталь, важливу для наступного аналізу: вимушена магнітострикція в сильному магнітному полі, спонтанна магнітострикція при охолодженні і дилатація при $\gamma \rightarrow \alpha$ -перетворенні мають один і той же знак величини і їх співвідношення між собою сягає значень відповідно: (0-0,01) : (0-0,015) : 0,04.

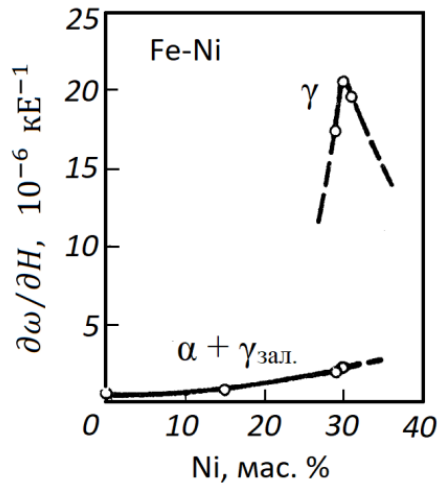


Рисунок 2. Концентраційні залежності вимушеної магнітострикції на одиницю напруженості магнітного поля $\partial\omega/\partial H$ метастабільної аустенітної (γ) і стабільної мартенситної (α + залишкова γ) фаз сплавів Fe-Ni в магнітному полі напруженістю 20 кЕ (1,6 МА/м) [5]

Спроби пояснити аномалії інвару впливом об'ємного ефекту при $\gamma \leftrightarrow \alpha$ -перетворенні робилися давно. Але $\gamma \leftrightarrow \alpha$ -перетворення в сплавах Fe-Ni відбувається зі значним гістерезисом, що становить 400-500 К, тоді як інварні сплави проявляють оборотність властивостей. Крім того, після уточнення діаграми стану, було встановлено, що $\gamma \leftrightarrow \alpha$ -перетворення не спостерігається в сплавах Fe-Ni з масовою часткою нікелю більше 34 % ні при яких температурах, тоді як в класичному сплаві «інвар» Ni становить 36 %, в сплаві «платиніт» – 42 % а в сплаві, що відноситься до класу елінварів – 45 %. В зв'язку з цим, питання про вплив $\gamma \leftrightarrow \alpha$ -перетворення на основні інварні властивості сплавів Fe-Ni було майже знято з обговорення [6]. Разом з тим, питання про метастабільність інварних сплавів по відношенню до α -фази залишається актуальним. Необхідно відмітити, що при довготривалому відпалі сплавів Fe-Ni з 30–40 % Ni при 400 °С спостерігалася змішана структура α - і γ - фаз різних складів. При цьому, вклучення α -фази мають у своєму складі більшу концентрацію заліза, ніж області γ - фази [1].

Останнє можна пояснити неоднорідною магнітною і концентраційною структурою інварних сплавів Fe-Ni. В їх феромагнітній основі існують нанонеоднорідності, які ідентифікуються як парамагнітні або антиферомагнітні. Це можуть бути неоднорідності з високим вмістом атомів заліза, які у γ - фазі мають антиферомагнітну взаємодію. Такі неоднорідності нерівноважні по відношенню до α -фази навіть тоді, коли в цілому сплав знаходиться вище T_0 - температури термодинамічної рівноваги α - і γ - фаз.

При низьких температурах в сплавах Fe-Ni у сильному магнітному полі можливий магнітний мартенситний $\gamma \rightarrow \alpha$ -перехід [7–9]. В деяких сплавах і сталях на основі Fe-Ni такий магнітний перехід першого роду спостерігається і без магнітного поля [10]. Вважається, що центрами росту цих мартенситних кристалів як в магнітному полі, так і без нього, є магнітні неоднорідності з дезорієнтованою магнітною структурою, розміри яких перевищують критичні [11]. Дослідження багатьох фізичних властивостей різними магнітними і немагнітними методами свідчить, що магнітні неоднорідності типу γ -Fe в області точок Кюрі і нижче існують у всіх інварних сплавах Fe-Ni [1]. Відомо, що розмір магнітних неоднорідностей в сплавах Fe-Ni в своїй більшості становить ~ 1 нм, що менше критичного (по нашим оцінкам розмір критичного зародку мартенситу може становити ~ 2 нм [11]). Магнітні неоднорідності з дезорієнтованою магнітною структурою в оточуючій феромагнітній основі γ -фази нижче точки Кюрі мають підвищену енергію. Ці неоднорідності мають у своєму складі більшу кількість атомів заліза ніж сусідні феромагнітні ділянки. Для них енергетично вигідно перейти у феромагнітну колінеарну структуру – ідеально, у феромагнітну α - фазу (ОЦК), з більшою міжатомною відстанню [11]. Але феромагнітна основа з відносно більшим числом атомів нікелю протидіє зміні кристалічної ґратки. При зменшенні температури розмір критичного зародку зменшується і це може привести до початку $\gamma \rightarrow \alpha$ - перетворення в мартенситній точці M_S .

Таким чином, в температурному інтервалі від точки Кюрі T_C до мартенситної точки M_S , (якщо вона є) магнітні неоднорідності з відносно великою кількістю атомів заліза і дезорієнтованою магнітною структурою в

аустеніті інварних сплавів Fe-Ni можуть відігравати роль стиснутих пружних елементів в середині феромагнітної γ - фази. Маючи тенденцію до $\gamma \rightarrow \alpha$ - переходу вони створюють мікроскопічне механічне напруження в феромагнітній основі навколо магнітної (концентраційної) неоднорідності, яке має як тангенціальну, так і нормальну складову. Тангенціальні складові механічного напруження приводять до виникнення деформаційної неоднорідності аустеніту, тоді як нормальні складові сприяють збільшенню об'єму сплаву. При зовнішньому одноосному деформуванні такого матеріалу повинно спостерігатися зменшення модуля поздовжньої пружності E (модуля Юнга), що в дійсності і має місце в інварних сплавах Fe-Ni нижче точки Кюрі (див. [1], с. 138–139).

Отже, аномалії фізичних властивостей інварних сплавів Fe-Ni можна пояснити, прийнявши до уваги метастабільний (нерівноважний) стан концентраційних неоднорідностей (докритичних зародків мартенситу), в склад яких входить достатньо велике число атомів заліза з дезорієнтованою магнітною структурою.

Список літератури

1. Седов, В. Л. Антиферромагнетизм гамма-железа. Проблема инвара [Текст] / В. Л. Седов – М. : Наука, 1987. – 288 с.
2. Захаров, А. И. Коэффициент теплового расширения железоникелевых сплавов с ГЦК решеткой [Текст] / А. И. Захаров, А. З. Меньшиков, А. С. Уралов // ФММ. – 1973. – Т. 36. – № 6. – С. 1306–1308.
3. Oomi, G. Pressure Effect on the Spontaneous Volume Magnetostriction of Fe-Ni and Fe-Pt Invar Alloys [Text] / G. Oomi, N. Mori // J. Phys. Soc. Jpn. – 1981. – Vol. 50. – № 9. – P. 2924–2930.
4. Кауфман, Л. Термодинамика и кинетика мартенситных превращений [Текст] / Л. Кауфман, М. Коэн // Успехи физики металлов. – 1961. – Т. 4. – С. 192–289.
5. Куценко, Ю. Н. Магнитострикция гетерогенных структур [Текст] / Ю. Н. Куценко, В. Г. Каниболоцкий, И. В. Золотаревский – Днепропетровск: Лира ЛТД, 2006. – 200 с.
6. Белов, К. П. Упругие, тепловые и электрические явления в ферромагнитных металлах [Текст] / К. П. Белов – М.–Л. : ГИТТЛ, 1951. – 256 с.
7. Золотаревский, И. В. Влияние объемной магнитострикции на мартенситное превращение в сплавах железа. Магнитный фазовый переход первого рода [Текст] // Металлофизика и новейшие технологии. – 2015. – Т. 37. – № 5. – С. 625–636.
8. Золотаревский, И. В. Мартенситное превращение в системах на основе составов Fe-Ni в сильных магнитных полях [Текст] / И. В. Золотаревский // Новые материалы и технологии в металлургии и машиностроении. – 2020. – № 2. – С. 22–29. DOI: 10.15588/1607-6885-2020-2-3.
9. Zolotarevsky, I. V. Martensitic Transformation in Fe-Ni Alloys with Addition of Chromium, Manganese, and Carbon in High Magnetic Fields [Text] / I. V. Zolotarevsky, M. O. Schetininam, O. I. Zolotarevsky // Physics of Metals and Metallography. – 2021. – Vol. 122. – N 2, – P. 127–133. DOI: 10.1134/S0031918X21020113.
10. Золотаревський, І. В. Інварні аномалії і мартенситне перетворення у сталях і стопах на основі Fe-Ni у сильному магнетному полі та без нього [Текст] / І. В. Золотаревський // Металофізика і новітні технології. – 2022. – Т. 44. – № 2. – С. 159–174. DOI: 10.15407/mfint.44.02.0159.
11. Золотаревський, І. В. Мартенситне перетворення в крижах і стопах на основі Fe-Ni- інварів [Текст] / І. В. Золотаревський, В. Ю. Ольшанецький, М. О. Щетиніна // Металофізика і новітні технології. – 2023. – Т. 45. – № 5. – С. 719–736.

Одержано 21.09.2023

ON THE METASTABLE STATE OF AUSTENITE OF Fe-Ni ALLOYS AND ITS EFFECT ON PHYSICAL PROPERTIES

Zolotarevsky I. Candidate of Physical and Mathematical Sciences, Associate Professor of the Department of Physics, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: zolotarevsky.i@gmail.com, ORCID: 0000-0001-5512-3102

Ol'shanetskii V. Dr. Sc., Professor, Head of the Department of Physical Material Science, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: olshan@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-9485-4896

References

1. Sedov, V. L. (1987). Antiferromagnetizm gamma-zheleza. Problema invara [Antiferromagnetism of gamma iron. Invar problem]. Moskva: Nauka, 288.
2. Zaharov A. I., Men'shikov A. Z., Uralov A. S. (1973) Koefficient teplovogo rasshirenija zhelezonike-levykh splavov s GCK reshetkoj [Coefficient of thermal expansion of iron-nickel alloys with fcc lattice]. FMM, 36 (6), 1306-1308.

3. Oomi G., Mori N. (1981). Pressure Effect on the Spontaneous Volume Magnetostriction of Fe–Ni and Fe–Pt Invar Alloys. *J. Phys. Soc. Jpn.*, 50 (9), 2924–2930.
4. Kaufman L., Kojen M. (1961). Термодинаміка і кінетика мартенситних превращень [Thermodynamics and kinetics of martensitic transformations]. *Uspehi fiziki metallov*, 4, 192–289.
5. Kucenko Ju. N., Kanibolockij V. G., Zolotarevsky I. V. (2006). Magnitostrikcija geterogennyh struktur [Magnetostriction of heterogeneous structures]. Dnepropetrovsk: Lira LTD, 200.
6. Belov K. P. (1951) Uprugie, teplovye i jelektricheskie javlenija v ferromagnitnyh metallah [Elastic, thermal and electrical phenomena in ferromagnetic metals]. M.-L. : GITTL, 256.
7. Zolotarevsky, I. V. (2015). Vlijanie ob'emnoj magnitostrikcii na martensitnoe prevrashhenie v splavah zheleza. Magnitnyj fazovyj perehod pervogo roda [Effect of bulk magnetostriction on martensitic transformation in iron alloys. Magnetic phase transition of the first kind]. *Metallofizika i novejsie tehnologii*, 37 (5), 625–636.
8. Zolotarevsky I. V. (2020). Martensitnoe prevrashhenie v sistemah na osnove sostavov Fe-Ni v sil'nyh magnitnyh poljah [Martensitic transformation in systems based on Fe-Ni compositions in strong magnetic fields]. *Novye materialy i tehnologii v metallurgii i mashinostroenii*, 2, 22–29. DOI: 10.15588/1607-6885-2020-2-3.
9. Zolotarevsky I. V., Schetinina M. O., Zolotarevsky O. I. (2021). Martensitic Transformation in Fe-Ni Alloys with Addition of Chromium, Manganese, and Carbon in High Magnetic Fields. *Physics of Metals and Metallography*, 122 (2), 127–133. DOI: 10.1134/S0031918X21020113.
10. Zolotarevsky I. V. (2022). Invarni anomalii i martensitne peretvorennya u staljah i stopah na osnovi Fe-Ni u sil'nomu magnetnomu poli ta bez n'ogo [Invar Anomalies and Martensitic Transformation in Fe-Ni-Based Steels and Alloys in and Without a Strong Magnetic Field]. *Metallofizika i novitni tehnologii*, 44 (2), 159–174. DOI: 10.15407/mfint.44.02.0159.
11. Zolotarevsky I. V., Ol'shanetskii V. Ju., Shhetinina M. O. (2023). Martensitne peretvorennya v kricjah i stopah na osnovi Fe-Ni-invariv [Martensitic Transformation in Steels and Alloys Based on Fe-Ni-Invars]. *Metallofizika i novitni tehnologii*, 45 (5), 719–736.

УДК 531/534:37.02

- Ольшанецький В. Ю. д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри фізичного матеріалознавства Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: olshan@zp.edu.ua*, ORCID: 0000-0002-9485-4896
- Гуляєва Л. В. канд. пед. наук, доцент, доцент кафедри фізики Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: gulyaeva.ludmila.vlad@gmail.com*, ORCID: 0000-0002-9766-4860
- Татарчук Т. В. канд. техн. наук, доцент кафедри фізики НУ «Запорізька політехніка», Запоріжжя, Україна, *e-mail: tanko.hol@gmail.com*, ORCID: 0000-0002-6408-0463
- Шепель Д. Д. студент Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: danilyk.danilykowsky@gmail.com*

ФОРМУВАННЯ ТЕХНІЧНОГО МИСЛЕННЯ МАЙБУТНІХ ІНЖЕНЕРІВ В ОСВІТНЬОМУ ПРОЦЕСІ З ФІЗИКИ: ПРАКТИЧНИЙ АСПЕКТ

Вступ

Актуальним дидактичним аспектом в системі підготовки інженерно-технічних фахівців є формування технічного мислення майбутніх інженерів. Відомо, що технічне мислення – мислення, завдяки якому фахівець будь-якої інженерно-технічної галузі знань здатен окреслювати, формулювати, аналізувати проблему з різних точок зору; бачити її зв'язки з іншими системами, підсистемами; знаходити шляхи її розв'язання.

Аналіз досліджень та публікацій

Аналіз стану досліджень, публікацій, напрацювань науковців щодо формування технічного мислення майбутніх інженерів освітнього процесу з фізики для технічних галузей знань подана в дослідженнях і українських, і зарубіжних учених. Існують певні тенденції щодо характеристики технічного мислення, а саме: з точки зору психологічних особливостей людини розв'язувати технічні завдання; функціональних залежностей знанієвого компоненту; теоретико-практичного його характеру; тісного взаємозв'язку з іншими видами мислення, зокрема, образним мисленням тощо.

Питанням організації освітньої діяльності щодо формування технічного мислення в умовах вивчення загальної фізики у технічних ЗВО знайшло своє відображення в працях Н. Б. Бурдейної Д. В. Єлаховського, О. І. Назарова, І. Р. Зачека, Г. А. Ільчука (підготовка студентів будівельних спеціальностей); І. Є. Лопатинського, І. Р. Зачека, С. О. Юр'єва, О. В. Рибак, С. П. Дубельт (фізика для студентів зі спеціальності комп'ютерні технології та геодезії); О. М. Внукової (професійна освіта швейного профілю); Т. П. Гордієнко (організація самостійної діяльності студентів); Л. Ю. Збаравської (навчання студентів аграрно-технічного напрямку); Є. П. Соколова (навчання студентів технічного напрямку); А. М. Андрєєва, І. Т. Богданова, С. У. Гончаренка, В. Ф. Заболотного, О. І. Іваницького, А. І. Павленко О. В. Сергєєва (підготовка викладачів фізики), В. Ю. Ольшанецький, Г. Л. Гуляєва, Т. В. Татарчук (інтеграція фундаментальної та фахової підготовки при навчанні майбутніх інженерів) [2–5, 7, 8] тощо.

Необхідно зазначити, що формування технічного мислення в умовах інтеграції фундаментальної та фахової в технічних ЗВО для галузі знань 13 «Механічна інженерія» для першого (бакалаврського) рівня вищої освіти мало досліджене питання. В Стандарті вищої освіти України [9] визначено, що одним із програмних результатів освітньої діяльності майбутніх фахівців для даної галузі знань є вміння обирати і застосовувати придатні типові методи досліджень (аналітичні, розрахункові, моделювання, експериментальні); правильно інтерпретувати результати таких досліджень та робити висновки. Реалізацію вище визначеного програмного результату освітньої діяльності майбутніх інженерів доречно розглядати через призму формування їхнього технічного мислення в аспекті інтеграції фізичних та фахових знань під час виконання, зокрема, практичної частини програми з дисципліни «фізика», наприклад, під час дослідження абсолютно непружного удару тіл однакової маси.

Мета роботи

Розглянути питання щодо формування технічного мислення в аспекті інтеграції фізичних та фахових знань під час виконання практичної частини програми з дисципліни «фізика» для галузі знань 13 «Механічна інженерія» для першого (бакалаврського) рівня вищої освіти на прикладі змістовних модулів «Енергія» та «Обладнання для дослідження металів на ударну в'язкість під час динамічних випробувань», зокрема, на під час дослідження абсолютно непружного удару тіл.

Виклад основного матеріалу та аналіз отриманих результатів

Питання неружного удару майбутні інженери розглядають не тільки під час виконання лабораторного практикуму з дисципліни «фізика», а також і в процесі усвідомлення питання щодо динамічних випробувань металів на ударну в'язкість під час безпосередньо їхньої фахової підготовки. Копр маятникового типу призначений для випробування металів на ударну в'язкість під час динамічних випробувань. Принцип дії вище зазначеного обладнання засновано на використанні закону збереження енергії, закону збереження імпульсу, властивостях непружного удару, теплопередачі, властивостей твердих тіл.

Метою лабораторного практикуму з теми «Дослідження абсолютно непружного удару тіл» вважаємо наступне: усвідомити майбутніми інженерами закономірності абсолютно непружного удару тіл; навчитись визначати частину початкової енергії, яка витрачається під час абсолютно непружного удару тіл; навчитись опрацювати результати експерименту графічним та аналітичним методами.

Розглянемо спочатку підготовчі вправи домашньої самостійної роботи щодо усвідомлення майбутніми фахівцями питань, які пов'язані з визначенням частини початкової енергії, яка перешла в тепло, витрачена на деформацію, руйнування тощо під час непружного удару тіл.

Завдання 1. Під час виконання самостійної роботи майбутні інженери з'ясовують деякі питання репродуктивного та продуктивного рівнів, саме:

1. Який удар називають абсолютно непружним ударом?
2. Який удар називають абсолютно пружним ударом?
3. Які величини є інваріантами під час зіткнення тіл?
4. Які закони використовують для дослідження абсолютно непружного удару та абсолютно пружного удару тіл?
5. На що може витрачатись частина енергії тіл під час абсолютно непружного удару тіл?
6. За якою формулою розраховують частину початкової енергії, яка перешла у внутрішню енергію?

Завдання 2. А тепер для майбутніх інженерів пронуються для розв'язання декілька задач щодо визначення частини початкової енергії, яка перешла в тепло, витрачена на деформацію, руйнування тощо під час непружного удару тіл. Необхідно зауважити, що починаємо розв'язання з першої побутової та зрозумілої для всіх задачі.

Задача 1. Яка частина грошей від початкової їхньої кількості була витрачена, якщо із 100 гривень залишилось 85 гривень?

$$\gamma = \frac{|\Delta N|}{N_{\text{почат.}}} = \frac{N_{\text{почат.}} - N_{\text{кінцева}}}{N_{\text{почат.}}} = \frac{15}{100} = 0,15 = 15\%.$$

Задача 2. На рисунку 1 вказані швидкості двох кульок до та після зіткнення. Визначити частину початкової енергії, яка перешла в тепло під час абсолютно непружного зіткнення куль.



Рисунок 1. Непружний удар куль

За законом збереження імпульсу визначимо співвідношення мас двох кульок

$$m_1 \vec{v}_1 + m_2 \vec{v}_2 = m_1 \vec{u}_1 + m_2 \vec{u}_2.$$

Співвідношення мас дорівнює

$$\frac{m_2}{m_1} = \frac{v_1 - u_1}{u_2 - v_2} = \frac{4 - 2}{2 - 1} = 2, \Rightarrow m_2 = 2m_1.$$

2. Визначимо кінетичну енергію куль до удару.

$$E_{\text{почат.}} = \frac{m_1 v_1^2}{2} + \frac{m_2 v_2^2}{2} = \frac{m_1 v_1^2}{2} + \frac{2m_1 v_2^2}{2} =$$

$$= \frac{m_1}{2} (v_1^2 + 2v_2^2) = \frac{m_1}{2} (4^2 + 2 \cdot 1^2) = 9m_1 \text{ (Дж)}.$$

3. Визначимо кінетичну енергію куль після удару

$$E_{\text{кінцева}} = \frac{m_1 u_1^2}{2} + \frac{m_2 u_2^2}{2} = \frac{m_1 u_1^2}{2} + \frac{2m_1 u_2^2}{2} =$$

$$= \frac{m_1}{2} (u_1^2 + 2u_2^2) = \frac{m_1}{2} (2^2 + 2 \cdot 2^2) = 6m_1 \text{ (Дж)}.$$

4. Визначимо зміну кінетичної енергії куль під час їх непружного удару.

$$|\Delta E| = 3m_1 \text{ (Дж)}.$$

5. Розрахуємо кількість тепла, яка виділилась під час непружного зіткнення куль. Враховуємо, що зміна кінетичної енергії куль під час їх недружного удару дорівнює кількості тепла, яка виділилась під час непружного удару. $Q = \Delta E = 3m_1$ (Дж).

6. Визначимо частину початкової енергії, яка перешла в тепло під час непружного зіткнення куль

$$\gamma = \frac{|\Delta E|}{E_{\text{початкова}}} = \frac{Q}{E_{\text{початкова}}} = \frac{3m_1 \text{ (Дж)}}{9m_1 \text{ (Дж)}} = 33,3\%.$$

Задача 3. Під час порушення правил дорожнього руху при перевезенні готової продукції ливарного виробництва у ливарному цеху відбулось непружне зіткнення нерухомої вагонетки загальною масою $m_{\text{перша вагонетка}} = m_1 = 100$ кг та другої вагонетки, яка рухалась зі швидкістю 18 км/год з продукцією загальною масою $m_{\text{друга вагонетка}} = m_2 = 900$ кг. Яка частина кінетичної енергії другої вагонетки витрачається на деформацію першої під час їхнього непружного удару?

Розв'язання. 1. За законом збереження імпульсу визначимо співвідношення швидкостей вагонеток під час непружного удару.

$$u = u_1 = u_2 = \frac{m_2 v_2}{m_1 + m_2}.$$

Частина кінетичної енергії другої вагонетки, яка витрачається на деформацію першої вагонетки під час її непружного удару з вагонеткою, яка заповнена продукцією дорівнює

$$\gamma = \frac{|\Delta E|}{E_{\text{поч2}}} = \frac{E_{\text{поч2}} - E_{\text{кінц2}}}{E_{\text{поч2}}} = 1 - \frac{E_{\text{кінц2}}}{E_{\text{поч2}}} =$$

$$= 1 - \frac{(m_1 + m_2)u^2}{m_2 v_2^2},$$

$$\gamma = 1 - \frac{(m_1 + m_2)}{m_2 v_2^2} \cdot \left(\frac{m_2 v_2}{m_1 + m_2} \right)^2 = 1 - \frac{m_2}{m_1 + m_2} =$$

$$= 1 - \frac{900}{900 + 100} = 0,1 = 10\%.$$

Задача 4. На рисунку 2 показано копр маятникового типу. Яка частина енергії витрачена на деформацію та руйнування зразка під час його динамічного випробування, якщо кути відхилення копру маятникового типу до та після випробуванням зразків на вигин $\alpha = 80^\circ$, $\beta = 33^\circ$ відповідно.

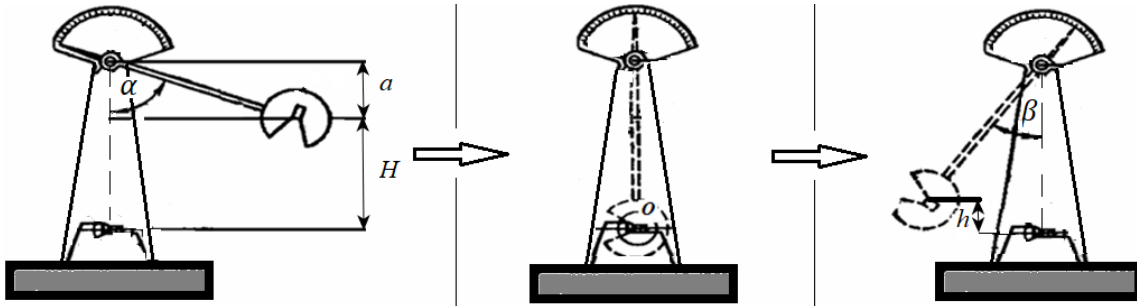


Рисунок 2. Визначення діапазону кутів відхилення копру маятникового типу під час випробуванням зразків на вигин

Врахуємо, що $H = \ell(1 - \cos \alpha)$, $h = \ell(1 - \cos \beta)$, і тоді розрахуємо частину енергії, що витрачена на деформацію та руйнування зразка під час його динамічного випробування

$$\frac{A_p}{E_{повна}} = \frac{mg(H - h)}{mgH} = 1 - \frac{h}{H} = 1 - \frac{\ell(1 - \cos \beta)}{\ell(1 - \cos \alpha)} =$$

$$= 1 - \left(\frac{\sin \beta / 2}{\sin \alpha / 2} \right)^2 = 1 - \left(\frac{\sin 33^\circ / 2}{\sin 80^\circ / 2} \right)^2 = 80\% .$$

Під час аудиторної роботи майбутні інженери для отримання робочої формули щодо визначення частини енергії, що витрачена на деформацію та скріплення тіл під час їхнього абсолютно непружного удару розглядають лабораторну установку (див. рис.3) та з'ясовують частину енергії, яка переходить у внутрішню енергію під час абсолютно непружного удару тіл.

На рисунку 3а зображено відхилення лівого стрижня з тягарцем масою m на кут α від положення рівноваги на висоту H . На підставі ЗЗМЕ записують формулу для визначення швидкості лівого тягарця в момент його абсолютно непружного удару з правим тягарцем

$$E_{п.поч.лів} + E_{к.поч.лів} = E_{п.кінц.лів} + E_{к.кінц.лів}$$

$$\Rightarrow v_{лів} = \sqrt{2gH} .$$

Потім розглядають (див.рис.3б) момент абсолютно непружного удару лівого тягарця з правим тягарцем та визначають на підставі ЗЗІ швидкість двох тягарців після абсолютно непружного удару

$$m\vec{v}_{лів} + m\vec{v}_{прав.} = 2m\vec{U} \Rightarrow U = \frac{v_{лів}}{2} = \frac{\sqrt{2gH}}{2} .$$

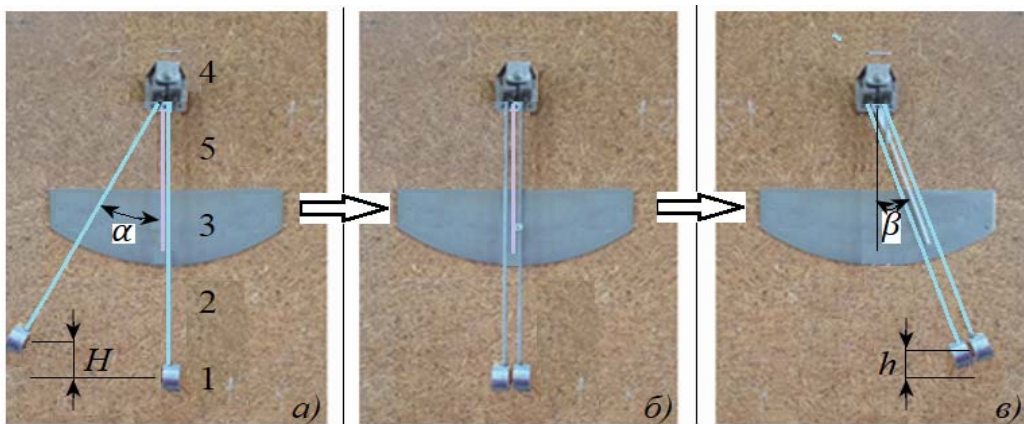


Рисунок 3. Лабораторна установка: 1 – два тіла масами m ; 2 – два легких стрижня довжиною ℓ кожний, до яких прикріплені тіла масами m ; 3 – кутова шкала для вимірювання кутів відхилення стрижнів від положення рівноваги; 4 – підвіс для стрижнів; 5 – стрижень для відліку кутів

Для моменту положення тягарців після абсолютно непружного удару застосуємо знову ЗЗМЕ та запишемо формулу для визначення висоти підйому тягарців після абсолютно непружного удару (див.рис.3в)

$$E_{п.поч.заг.} + E_{к.поч.заг.} = E_{п.кінц.заг.} + E_{к.кінц.заг.}$$

$$\Rightarrow 0 + \frac{2mU^2}{2} = 2mgh + 0 \quad \Rightarrow \quad H = 4h.$$

Отже, частина енергії, яка витрачається під час абсолютно непружного удару тіл дорівнює

$$\gamma = \frac{|\Delta E|}{E_{початкова}} = \frac{E_{початкова} - E_{кінцева}}{E_{початкова}} =$$

$$= 1 - \frac{E_{кінцева}}{E_{початкова}} = 1 - \frac{2mgh}{mgH} = 1 - \frac{2h}{H} = 0,5 = 50\%.$$

Далі майбутні інженери встановлюють, яким чином можна експериментально переконатися в тому, що під час абсолютно непружного удару тіл витрачається 50% енергії. В цьому їм допомагає розв'язання четвертої домашньої задачі. Частина енергії, яка витрачається під час абсолютно непружного удару тіл дорівнює:

$$\gamma = \frac{|\Delta E|}{E_{початкова}} = \frac{E_{початкова} - E_{кінцева}}{E_{початкова}} =$$

$$= \frac{mg(H - 2h)}{mgh} = 1 - 2 \frac{h}{H} = 1 - 2 \left(\frac{\sin\beta/2}{\sin\alpha/2} \right)^2.$$

Отже, для відповіді на дане питання необхідно виміряти кути відхилення до та після абсолютно непружного удару тіл.

З метою теоретичного обґрунтування лінійної залежності щодо визначення частини енергії, що втрачається під час абсолютно непружного удару останнє рівняння необхідно звести до лінійної залежності типу $y = b + kx$ та записати формули для визначення значень допоміжних величин x та y до таблиці 1.

Таблиця 1 – Значення допоміжних величин щодо визначення частини енергії, що втрачається під час абсолютно непружного удару тіл

$y = 2 \sin^2 \frac{\beta}{2}$	$x = \sin^2 \frac{\alpha}{2}$	$k = 1 - \gamma$	$b = 0$
--------------------------------	-------------------------------	------------------	---------

Для перевірки достовірності проведеного експерименту необхідно здійснити порівняння експериментального ($\beta_{експер.}$) та теоретичного значень кутів відхилення ($\beta_{теорет.}$) стрижнів з тягарцями після абсолютно непружного удару двох тіл. Теоретичне значення кута відхилення стрижнів з тягарцями після абсолютно непружного удару двох тіл необхідно розрахувати згідно наступних міркувань, а саме:

$$\beta_{теор.} = \arccos \frac{3 + \cos \alpha}{4}.$$

Для обчислення енергії, яка втрачається під час абсолютно непружного удару тіл графічним методом будемо графік залежності $y(x)$ в програмі Microsoft Office Excel. За графіком визначаємо кутовий коефіцієнт (k) нахилу експериментальної прямої $y = kx$ (див. 4а).

Для обчислення похибки у визначенні енергії, яка втрачається під час абсолютно непружного удару тіл скористаємось методом качання експериментальної прямої (див. рис. 4б).

Опрацювання результату експерименту (див. табл. 2) графічним та аналітичним методами майбутні інженери проводять за відомими формулами [1, 10].

Отже, в лабораторній роботі було проведено експериментальне дослідження щодо визначення енергії, яка переходить у внутрішню енергію під час абсолютно непружного зіткнення двох тіл однакової маси.

Кількість проведених дослідів дорівнює десяти.

Аналітичний метод опрацювання експериментальних даних дає наступний результат

$$\gamma = \bar{\gamma} \pm \Delta\gamma = 0,513 \pm 0,005.$$

Опрацювання результатів вимірювання геометричним методом дало наступну відповідь

$$\gamma = \bar{\gamma} \pm \Delta\gamma = 0,517 \pm 0,005.$$

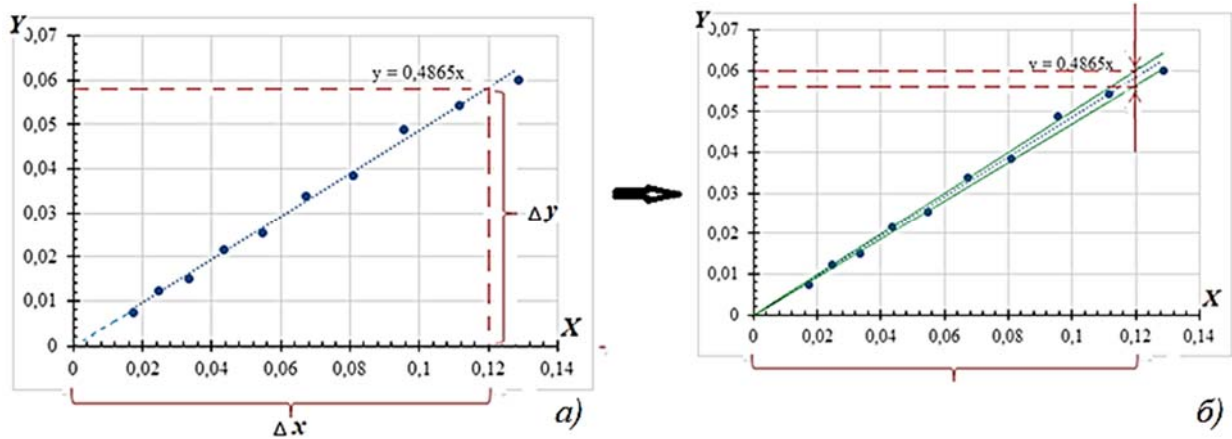


Рисунок 4. До графічного методу опрацювання результату експерименту щодо визначення енергії, яка витрачається під час абсолютно непружного удару тіл

Відносна похибка проведених вимірювань для обох випадків дорівнює для 1 %.

Таблиця 2 – Методи опрацювання експериментальних даних щодо визначення частини енергії, яка витрачається під час абсолютно непружного удару тіл

<i>Аналітичний метод обробки експериментальних даних</i>			
Розрахунок частини енергії, яка витрачається під час абсолютно непружного удару тіл			
$\bar{\gamma}$	γ	$\epsilon_{\gamma}, \%$	$\gamma = \bar{\gamma} \pm \Delta\gamma$
0,513	0,005	1	$0,513 \pm 0,005$
<i>Рівняння експериментальної прямої $y = kx + b$, $y = (1 - 0,526)x = 0,474x$</i>			
<i>Графічний метод обробки експериментальних даних</i>			
Розрахунок частини енергії, яка витрачається під час абсолютно непружного удару тіл			
$\bar{\gamma}$	γ	$\epsilon_{\gamma}, \%$	$\gamma = \bar{\gamma} \pm \Delta\gamma$
0,517	0,005	1	$0,517 \pm 0,005$
<i>Рівняння експериментальної прямої $y = kx$ $y = (1 - 0,517)x = 0,483x$</i>			

Висновки

1. В статті були розглянуті методичні засади щодо формування технічного мислення майбутніх інженерів в аспекті інтеграції фізичних та фахових знань під час виконання практичної частини програми з дисципліни «фізика» для галузі знань 13 «Механічна інженерія» для першого (бакалаврського) рівня вищої освіти на прикладі змістовних модулів «Енергія» та «Обладнання для дослідження металів на ударну в'язкість під час динамічних випробувань»

2. Розроблено та впроваджено в освітній процес з дисципліни «фізика» методику застосування деяких підготовчих вправ домашньої самостійної роботи щодо усвідомлення майбутніми фахівцями питань, які пов'язані з визначенням частини початкової енергії, яка перешла в тепло, витрачена на деформацію, руйнування тощо під час непружного удару тіл;

3. Показано застосування іноваційних підходів опрацювання результатів лабораторного дослідження щодо абсолютно непружного удару тіл.

4. Проведене дослідження не висчерпує всі аспекти впровадження формування технічного мислення майбутніх інженерів в аспекті інтеграції фізичних та фахових знань під час виконання практичної частини програми з дисципліни «фізика» в контексті фахової підготовки майбутніх інженерів.

5. Отримані результати можуть бути використані для збагачення освітнього процесу з дисципліни «фізика» щодо підвищення практичного спрямування навчання фізики з метою поглиблення теоретичних знань майбутніх інженерів в аспекті інтеграції фізичних та фахових знань майбутніх інженерів.

Список літератури

1. Андреев А. М. Фізика. Лабораторні роботи з творчими завданнями: Навчальний посібник / А. М. Андреев, О.Ю. Осипов. – Запоріжжя : Запорізький національний університет, 2012. – 174 с.
2. Гуляева Л. В. Вдосконалення методики обробки експериментальних даних лабораторного практикуму: практичний аспект / Л. В. Гуляева // Наукові записки / Ред. кол.: В. Ф. Черкасов, В. В. Радул, Н. С. Савченко та ін. – Випуск 188. – Серія : Педагогічні науки. – Кропивницький: РВВ ЦДПУ ім. В. Винниченка, 2020. – С. 69–72.
3. Hulyaeva L. Competence-oriented physical tasks: educational guide [for teachers, students of higher education institutions; physics teachers and high school students of general educational institutions, employees of methodical departments of educational institutions, graduate students, scientists] / L. Gulyaeva, T. Tatarchuk – Karlsruhe: Scientific-World-NetAkhatAV, 2022. – 195 p.
4. Гуляева Л. В. Компетентно-орієнтовані задачі з фізики для підготовки майбутніх інженерів: практичний аспект / Л. В. Гуляева – Наукові записки. Серія: Проблеми методики фізико-математичної і технологічної освіти. – Кропивницький: РВВ ЦДПУ ім. В. Винниченка, 2020 – С. 56–63.
5. Гуляева Л. В. Роль фізики у фаховій підготовці майбутніх інженерів / Л. В. Гуляева, Т. В. Татарчук. – Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2020. – № 2. — С. 93–95.
6. Зачек І. Р. Курс фізики: Навчальний підручник / І. Р. Зачек, І. М. Кравчук, Б. М. Романишин, В. М. Габа., Ф. М. Гончар. – Львів : Видавництво «Бескид Біт», 2002. – 376 с.
7. Ольшанецький В.Ю. Фахове спрямування навчання з фізики майбутніх інженерів / В.Ю. Ольшанецький, Л. В. Гуляева, Т.В. Татарчук. – Integration of Education, Science and Business in the Modern Environment: Winter Debates: abstracts of the 1st International Scientific and Practical Internet Conference, February 6–7, 2020. – Dnipro, 2020. –Р. 2. – С. 485–490.
8. Ольшанецький В. Ю. Розвиток критичності мислення майбутніх інженерів / В. Ю. Ольшанецький, Л. В. Гуляева, Рудницький Д. В. – Global science and education in the modern realities ‘2020: conference proceedings. – Seattle : KindleDP, 2020. – С. 363–367.
9. Стандарт вищої освіти України для першого (бакалаврського) рівня галузі знань 13 – Механічна інженерія, [Електронний ресурс] – Режим доступу. –<https://mon.gov.ua/storage/app/media/vishcha-osvita/zatverdzeni%20standarty/12/21/136-metalurgiya-bakalavr.pdf>.
10. Соколов Є. П. Пошук фізичних закономірностей: навчальний комплекс / Є. П. Соколов, О. А. Лозовенко. – Запоріжжя : Видавничий дім «Гельветика», 2021. – 182 с.

Одержано 14.09.2023

FORMATION OF TECHNICAL THINKING OF FUTURE ENGINEERS IN THE EDUCATIONAL PROCESS OF PHYSICS: A PRACTICAL ASPECT

- Ol'shanetskii V. Dr. Sc., Professor, Head of the Department of Physical Material Science, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail: olshan@zp.edu.ua*, ORCID: 0000-0002-9485-4896
- Hulyaeva L. PhD (pedagogy), Associate Professor, Associate Professor of the Department of Physics, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail: gulyaeva.ludmila.vlad@gmail.com*, ORCID: 0000-0002-9766-4860
- Tatarchuk T. Ph. D., Associate Professor of the Department of Physics, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail: tanko.hol@gmail.com*, ORCID: 0000-0002-6408-0463
- Shepel D. student gr. IF-512sp, National University “Zaporizhzhia Polytechnic”, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail: danilyk.danilykowsky@gmail.com*

References

1. Andrieiev A. M., Osypov O., Iu. Fyzyka. (2012). Laboratorni roboty z tvorchymy zavdanniamy: Navchalnyi posibnyk [Physics. Laboratory works with creative tasks: Study guide], 174.

2. Huliyeva L. V. (2020). Vdoskonalennia metodyky obrobky eksperymentalnykh danykh laboratornoho praktyku-mu: praktychnyi aspekt [Improvement of the method of processing experimental data of laboratory practice: practical aspect], *Scientific notes*, Issue 188, 69–72.
3. Hulyaeva L., Tatarchuk T. (2022). Competence-oriented physical tasks: educational guide [for teachers, students of higher education institutions; physics teachers and high school students of general educational institutions, employees of methodical departments of educational institutions, graduate students, scientists], 195.
4. Huliyeva L. V. (2020). Kompetentno-orientovani zadachi z fizyky dlia pidhotovky maibutnykh inzheneriv: praktych-nyi aspekt [Competence-oriented tasks in physics for the training of future engineers: practical aspect], *Scientific notes. Series: Problems of the methodology of physical-mathematical and technological education*, 56–63.
5. Huliyeva L. V., Tatarchuk T. V. (2020). Rol fizyky u fakhovii pidhotovtsi maibutnykh inzheneriv [The role of physics in the professional training of future engineers], *Innovative materials and technologies in metallurgy and mechanical engineering*, № 2, 93–95.
6. Zachek I. R., Kravchuk I. M., Romanyshyn B. M., Haba V. M., Honchar F. M. (2002). *Kurs fizyky: Navchalnyi pidruchnyk* [Physics Course: Textbook], 376.
7. Olshanetskyi V. Iu., Huliyeva L. V., Tatarchuk T. V. (2020). Fakhove spiamuvannia nav-channia z fizyky mai-butnykh inzheneriv [Professional training in physics for future engineers], *Integration of Education, Science and Business in the Modern Environment: Winter Debates: abstracts of the 1st International Scientific and Practical Internet Conference*, February 6–7, 2020, Dnipro, P. 2, 485–490.
8. Olshanetskyi V. Iu., Huliyeva L. V., Rudnytskyi D. V. (2020). Rozvytok krytychnosti mys-lennia maibutnykh inzheneriv [Development of critical thinking of future engineers], *Global science and education in the modern realities '2020: conference proceedings*, Seattle: KindleDP, 363–367.
9. Standart vyshchoi osvity Ukrainy dlia pershoho (bakalavrskoho) rivnia haluzi znan 13 – Mekhanichna inzheneriia [Standard of higher education of Ukraine for the first (bachelor) level of field of knowledge 13 – Mechanical engineering], <https://mon.gov.ua/storage/app/media/vishcha-osvita/zatverdzeni%20standarty/12/21/136-metalurgiya-bakalavr.pdf>.
10. Sokolov Ye. P., Lozovenko O. A. (2021). *Poshuk fizychnykh zakonomirno-stei: navchalnyi kompleks* [Search for physical regularities: educational complex], 2021, 182.

Наукове видання

**Нові матеріали і технології
в металургії та машинобудуванні № 4/2023**

Науковий журнал

Головний редактор:

д-р техн. наук, професор С. Б. Беліков

Заступники гол. редактора:

д-р техн. наук, професор В. Ю. Ольшанецький

д-р техн. наук, професор В. В. Наумик

Оригінал-макет підготовлено у редакційно-видавничому відділі НУ «Запорізька політехніка»

Комп'ютерний дизайн та верстання:

Н. О. Савчук

Свідоцтво про державну реєстрацію
КВ № 24298-14138 ПР від 16.12.2019

Підписано до друку 13.12.2023. Формат 60×84/8
Папір офс. ризогр. Ум. др. арк. 8
Тираж 300 прим. Зам. № 1027

69063, м. Запоріжжя, НУ «Запорізька політехніка», друкарня, вул. Жуковського, 64

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи
ДК № 6952 від 22.10.2019