

Міністерство освіти і науки України
Національний університет «Запорізька політехніка»

НОВІ МАТЕРІАЛИ І ТЕХНОЛОГІЇ В МЕТАЛУРГІЇ ТА МАШИНОБУДУВАННІ

НАУКОВИЙ ЖУРНАЛ

ВИХОДИТЬ ЧОТИРИ РАЗИ НА РІК

№ 2'2025

Заснований у грудні 1997 року

Засновник та видавець – Національний університет «Запорізька політехніка»

Запоріжжя
НУ «Запорізька політехніка»
2025

Ministry of Education and Science of Ukraine
National University Zaporizhzhia Polytechnic

NEW MATERIALS AND TECHNOLOGIES IN METALLURGY AND MECHANICAL ENGINEERING

THE SCIENTIFIC JOURNAL

PUBLISHED FOUR TIMES PER YEAR

No 2'2025

Founded in Desember 1997

Founder and publisher – National University Zaporizhzhia Polytechnic

Zaporizhzhia
NU Zaporizhzhia Polytechnic
2025

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.zp.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.

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: Сергій Беліков – д-р техн. наук (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

Заступники гол. редактора: Вадим Ольшанецький – д-р техн. наук (НУ «Запорізька політехніка»), Україна
Валерій Наумик – д-р техн. наук (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

Редакційно-видавнича рада: Сергій Беліков, Вадим Ольшанецький, Валерій Наумик, Антон Матюхін, Наталія Савчук, Катерина Бондарчук, Наталя Висоцька, Ганна Лещенко

Члени редколегії:

Віктор Грешта – канд. техн. наук (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

Гульміра Яр-Мухамедова – д-р фіз.-мат. наук, чл.-кор. НАН Казахстан (Казахський національний університет ім. Аль-Фарабі), Казахстан

Юрій Внуков – д-р техн. наук (незалежний вчений), США

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

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

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

Dariusz Rozumek – PhD, eng., DSc (Opole University of Technology Department of Mechanics and MachineDesign), Польща

Jogad Kacani – Prof. (Academy of Sciences of Albania), Албанія

Anna Kawalek – Dr hab. inż., prof. PCz (Politechnika Częstochowska, Częstochowa), Польща

Marcin Knopiński – Dr hab. inż., prof. PCz (Politechnika Częstochowska, Częstochowa), Польща

Наталія Калініна – д-р техн. наук (ДНУ), Україна

Сергій Гоменюк – д-р техн. наук (ЗНУ), Україна

Сергій Гребенюк – д-р техн. наук (ЗНУ), Україна

Владислав Мазур – д-р техн. наук (НТУУ «КПІ»), Україна

Віктор Федірко – чл.-кор. НАН України (ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України), Україна

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

Діана Глушкова – д-р техн. наук (ХНАДУ), Україна

Володимир Данільченко – д-р фіз.-мат. наук (Інститут металофізики ім. Г. В. Курдюмова НАН України), Україна

Михайло Турчанін – д-р хім. наук (ДДМА), Україна

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

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

Валерій Міщенко – д-р техн. наук (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

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

Степан Лоскутов – д-р фіз.-мат. наук (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

Георгій Слинько – д-р техн. наук (НУ «Запорізька політехніка»), Україна

Володимир Пожуєв – д-р фіз.-мат. наук (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 № 11 від 13 червня 2025 року.

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

Комп'ютерний дизайн та верстання: Наталія Савчук

Адреса редакції: 69063, Запоріжжя, вул. Жуковського, 64, тел. (061) 769-82-96, редакційно-видавничий відділ

e-mail: rvv@zp.edu.ua

© Національний університет «Запорізька політехніка», 2025

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

UDC 669+621.002+621.002.3

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.zp.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 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: **Sergiy Byelikov** – Dr. Sc. (NU Zaporizhzhia Polytechnic), Ukraine

Deputy chiefs editor: **Vadim Ol'shanetskii** – Dr. Sc. (NU Zaporizhzhia Polytechnic), Ukraine

Valeriy Naumyk – Dr. Sc. (NU Zaporizhzhia Polytechnic), Ukraine

Editorial and Publishing Council: Sergiy Byelikov, Vadim Ol'shanetskii, Valeriy Naumyk, Anton Matiukhin, Nataliia Savchuk, Katerina Bondarchuk, Natalya Vysotska, Hanna Leshchenko

Members of the editorial board:

Victor Gresha – Cand. Sc. (NU Zaporizhzhia Polytechnic), Ukraine

Gylmira Mukhamedova – Member NAS of Kazakhstan (Al-Farabi Kazakh National University), Kazakhstan

Yuriy Vnukov – Dr. tech. Sci. (independent studies), USA

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

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

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

Dariusz Rozumek – Ph.D., eng., DSc (Opole University of Technology Department of Mechanics and Machine Design), Poland

Jogaq Kacani – Prof. (Academy of Sciences of Albania), Albania

Anna Kawalek – Dr hab. inż., prof. PCz (Politechnika Częstochowska, Częstochowa), Poland

Marcin Knopiński – Dr hab. inż., prof. PCz (Politechnika Częstochowska, Częstochowa), Poland

Nataliia Kalinina – Dr. Sc. (DNU), Ukraine

Sergiy Gomenyuk – Dr. Sc. (ZNU), Ukraine

Sergiy Grebenyuk – Dr. Sc. (ZNU), Ukraine

Vladislav Mazur – Dr. Sc. (NTUU "KPI"), Ukraine

Victor Fedirko – Corresponding Member NAS of Ukraine

(FMI named after G. V. Karpenko NAS of Ukraine)

Zoya Duryagina – Dr. Sc. (NU "Lviv Polytechnic"), Ukraine

Diana Hlushkova – Dr. Sc. (KhNADU), Ukraine

Volodymyr Danilchenko – Dr. Sc. (Institute of Metal Physics named after G. V. Kurdyumov of the National Academy of Sciences of Ukraine)

Michael Turchanin – Dr. Sc. (DSMA), Ukraine

Vadim Shalomeev – Dr. Sc. (NU Zaporizhzhia Polytechnic), Ukraine

Michael Brykov – Dr. Sc. (NU Zaporizhzhia Polytechnic), Ukraine

Valeriy Mishchenko – Dr. Sc. (NU Zaporizhzhia Polytechnic), Ukraine

Oleksiy Kachan – Dr. Sc. (NU Zaporizhzhia Polytechnic), Ukraine

Stepan Loskutov – Dr. Sc. (NU Zaporizhzhia Polytechnic), Ukraine

Georgiy Slynko Dr. Sc. (NU Zaporizhzhia Polytechnic), Ukraine

Volodymyr Pozhuev – Dr. Sc. (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 8 June 13, 2025.

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

Computer design and layout: Nataliia Savchuk

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

ЗМІСТ

СТРУКТУРОУТВОРЕННЯ. ОПІР РУЙНУВАННЮ ТА ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ

Сергій Беліков, Віталій Кононов, Олександр Глотка, Валерій Вініченко, Юрій Михайлов, Олексій Михайлов, Ігор Макаров ВПЛИВ РЕЖИМІВ ТЕРМІЧНОЇ ОБРОБКИ НА СТРУКТУРУ ЗАХИСНИХ ПОКРИТТІВ	6
---	---

КОНСТРУКЦІЙНІ І ФУНКЦІОНАЛЬНІ МАТЕРІАЛИ

Мілана Мацюра, Віра Савченко, Олександр Петрашев, Валентина Повзло, Олексій Воскобойнік СУЧАСНІ ПІДХОДИ ДО ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ АНТИКОРОЗІЙНИХ ПОКРИТТІВ НА ОСНОВІ ЕПОКСИДНИХ СМОЛ	15
--	----

ТЕХНОЛОГІЇ ОТРИМАННЯ ТА ОБРОБКИ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

Павло Тришин, Олена Козлова, Наталя Гончар, Іван Гембель ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ОБРОБЛЮВАНОГО МАТЕРІАЛУ НА ІНТЕНСИВНІСТЬ РЕГЕНЕРАТИВНИХ АВТОКОЛИВАНЬ ПРИ ТОЧІННІ	22
Руслан Куликовський, Денис Молочков, Олександр Костін, Володимир Мартиненко, Сергій Олексієнко ОПТИМІЗАЦІЯ ПРОЦЕСУ ДИФУЗІЙНОГО ЗВАРЮВАННЯ БАГАТОШАРОВОГО З'ЄДНАННЯ ЗІ СПЛАВУ $14\text{Cr}17\text{Ni}2$	30

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ В МЕТАЛУРГІЇ ТА МАШИНОБУДУВАННІ

Юрій Коваленко, Юрій Торба, Ольга Лазарєва, Дмитро Павленко ВПЛИВ КУТІВ ПЕРЕМІЩЕННЯ БАНДАЖНОЇ ПОЛІЦІ НА ДЕМПФУВАЛЬНУ ЗДАТНІСТЬ ЛОПАТКОВОГО ВІНЦЯ ТУРБИНИ	40
Михайло Сидоренко, Василь Лятуринський, Роман Фролов ОПТИМІЗАЦІЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ПОЯСНИХ З'ЄДНАНЬ КОРОБЧАСТИХ БАЛОК МОСТОВИХ КРАНІВ	48
Ніна Антоненко, Ірина Ткаченко ДВОВИМІРНА ЗАДАЧА ТЕРМОПРУЖНОСТІ ДЛЯ БАГАТАШОРОВОЇ ОСНОВИ З ГЛАДКИМ КОНТАКТОМ МІЖ ШАРАМИ	59
Михайло Сидоренко, Віталій Кононов, Євген Кравченко КОНСТРУКТИВНІ СПОСОБИ ПІДВИЩЕННЯ НЕСУЧОЇ ЗДАТНОСТІ ВУЗЛІВ З'ЄДНАННЯ ГОЛОВНИХ І КІНЦЕВИХ БАЛОК МОСТОВИХ КРАНІВ	67
Павло Тришин, Олена Козлова, Аліна Казурова ДОСЛІДЖЕННЯ ВЛАСНИХ КОЛИВАНЬ РІЗЦЯ-ОСЦИЛЯТОРА ПРИ ТОЧІННІ	75

МЕХАНІЗАЦІЯ, АВТОМАТИЗАЦІЯ ТА РОБОТИЗАЦІЯ

Михайло Фролов, Сергій Сурков, Сергій Танченко, Василь Солоха, Вікторія Штанкевич ВИКОРИСТАННЯ КОНТРОЛЬНИХ КАРТ ШУХАРТА ДЛЯ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ПРОДУКЦІЇ ТА ОПТИМІЗАЦІЇ РЕГЛАМЕНТУ ОБСЛУГОВУВАННЯ МЕТАЛОРІЗАЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ З ЧПУ. ПРАКТИЧНИЙ ДОСВІД	84
--	----

CONTENTS

STRUCTURE FORMATION. RESISTANCE TO DESTRUCTION AND PHYSICAL-MECHANICAL PROPERTIES

Sergiy Byelikov, Vitaliy Kononov, Oleksandr Hlotka, Valeriy Vinichenko, Yuriy Mykhaylov, Oleksiy Mykhaylov, Igor Makarov THE INFLUENCE OF HEAT TREATMENT MODES ON THE STRUCTURE OF PROTECTIVE COATINGS	6
---	---

STRUCTURAL AND FUNCTIONAL MATERIALS

Milana Matsiura, Vira Savchenko, Oleksandr Petrashov, Valentyna Povzlo, Oleksii Voskoboinik MODERN APPROACHES TO ENHANCING THE EFFICIENCY OF EPOXY-BASED ANTICORROSION COATINGS.....	15
---	----

TECHNOLOGIES OF OBTAINING AND PROCESSING OF CONSTRUCTION MATERIALS

Pavlo Tryshyn, Olena Kozlova, Natalia Honchar, Ivan Hembel RESEARCH ON THE INFLUENCE OF THE MACHINED MATERIAL ON THE INTENSITY OF REGENERATIVE SELF-OSCILLATIONS DURING TURNING	22
Ruslan Kulykovskiy, Denys Molochkov, Oleksandr Kostin, Volodymyr Martynenko, Serhii Oleksiienko OPTIMIZATION OF THE DIFFUSION BONDING PROCESS FOR A MULTILAYER JOINT IN 14Cr17Ni2 ALLOY	30

MODELING OF PROCESSES IN METALLURGY AND MECHANICAL ENGINEERING

Yurii Kovalenko, Yuriy Torba, Olha Lazarieva, Dmytro Pavlenko INFLUENCE OF SHROUD PLATFORM DISPLACEMENT ANGLES ON THE DAMPING CAPACITY OF A TURBINE BLADE RING	40
Mykhailo Sydorenko, Vasyl Liaturynskiy, Roman Frolov OPTIMIZATION OF STRESS-STRAIN STATE IN CHORD JOINTS OF BOX GIRDERS IN BRIDGE CRANES	48
Nina Antonenko, Iryna Tkachenko TWO-DIMENSIONAL THERMOELASTIC PROBLEM FOR A MULTILAYERED FOUNDATION WITH SMOOTH CONTACT BETWEEN LAYERS	59
Mykhailo Sydorenko, Vitaliy Kononov, Evhen Kravchenko CONSTRUCTIVE METHODS FOR INCREASING THE LOAD-BEARING CAPACITY OF CONNECTION JOINTS BETWEEN MAIN AND END GIRDERS OF BRIDGE CRANES	67
Pavlo Tryshyn, Olena Kozlova, Alina Kazurova RESEARCH OF NATURAL FREQUENCIES OF THE CUTTER-OSCILLATOR DURING TURNING	75

MECHANIZATION, AUTOMATION AND ROBOTICS

Mykhaylo Frolov, Sergiy Surkov, Serhiy Tanchenko, Vasyl Solokha, Viktoriia Shtankevych USE OF SHEWHART CONTROL CHARTS TO ENSURE PRODUCT QUALITY AND OPTIMIZE THE MAINTENANCE SCHEDULE FOR CNC METAL-CUTTING MACHINES. CASE STUDIES	84
--	----

СТРУКТУРОУТВОРЕННЯ. ОПІР РУЙНУВАННЮ ТА ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ

STRUCTURE FORMATION. RESISTANCE TO DESTRUCTION AND PHYSICAL-MECHANICAL PROPERTIES

UDC 669.245.018.044:620.193.53

- | | |
|--------------------|--|
| Sergiy Byelikov | Dr. Sc., Professor of the Department of Transport Technologies, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: belikov@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-9510-8190 |
| Vitaliy Kononov | Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Parts of Machines and Lifting and Transport Mechanisms, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: kononov1705@gmail.com, ORCID: 0000-0002-0479-1386 |
| Oleksandr Hlotka | 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 |
| Valeriy Vinichenko | 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 |
| Yuriy Mykhaylov | Postgraduate student of the Department of Physical Material Science, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: uramix82@gmail.com, ORCID: 0009-0006-4930-228X |
| Oleksiy Mykhaylov | Postgraduate student of the Department of Physical Material Science, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: asmykhaylov@gmail.com, ORCID: 0009-0001-2471-015X |
| Igor Makarov | Postgraduate student of the Department of Physical Material Science, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: rogivorakam@gmail.com, ORCID: 0009-0004-0054-3600 |

THE INFLUENCE OF HEAT TREATMENT MODES ON THE STRUCTURE OF PROTECTIVE COATINGS

Purpose. Increasing the durability of ITK-10I hollow working blades due to double-sided protection of their profile part.

Research methods. Microstructure studies were carried out on microsections under a “Neophot-2” microscope and a “Stereoscan” microscope-analyzer. Microhardness was measured with a ПМТ-5 device. Short-term strength tests (GOST 1497-61, GOST 9651-61, GOST 1497-84) were carried out on standard cylindrical samples (diameter of the working part 5 mm, length 25 mm) at temperatures of 200, 800, 900 and 1000 °C on a YME-10TM brand tensile machine. Long-term strength tests (GOST 10145-81) were performed on standard cylindrical samples at temperatures of 800, 900, 1000 °C and corresponding loads of 600, 400, 180 MPa on the АІМА-5-2 machine by uniaxial stretching of samples under constant load. Comparative experimental studies of high-temperature corrosion of alloys were carried out in synthetic ash using a method widely used in the industry. For corrosion tests, standard cylindrical samples (diameter Ø 10 mm, length l = 12 mm) were used, on which, after preliminary degreasing, measurement and weighing on an analytical balance with an accuracy of (± 0.0005 g), synthetic ash in an amount of 12 mg / cm² was applied to their surface, simulating the combustion products of gas turbine fuel, which were placed and kept in a furnace on a platform made of refractory material in an air atmosphere.

Results. The influence of double-sided protection of the profile part of the working hollow blades of ITK-10I was studied. It was shown that the formation of the coating is most effectively carried out at a temperature equal to or higher than the peritectic reaction temperature (≈ 1130 °C). It was established that the strength characteristics of superalloys when using the complex protection technology at temperatures of 800 and 850 °C do not decrease. It was shown that at relatively lower coating formation temperatures (1080 °C, 4 hours), the structure of the slip coating is significantly different from similar ones with a heterogeneous structure and fully corresponds to the classical RT-22A type. It was established that the predicted service life of the working blades increases by 10 thousand hours when using their double-sided protection using the complex technology.

© Sergiy Byelikov, Vitaliy Kononov, Oleksandr Hlotka, Valeriy Vinichenko, Yuriy Mykhaylov, Oleksiy Mykhaylov, Igor Makarov
DOI 10.15588/1607-6885-2025-2-1

Scientific novelty. The obtained results make it possible to evaluate the processes occurring during coating application and blade operation and to establish the relationships between the thickness, kinetics and type of coating and the corrosion rate.

Practical value. The obtained results allow us to recommend developed coatings and application technologies to increase the strength characteristics and durability of products.

Key words: nickel-based superalloys, protective coating, coating structure, high-temperature corrosion, strength.

Introduction

Protective coatings are designed not only to increase the operating temperatures of turbine blades, which are determined by the heat resistance of the alloys used for their manufacture, but also to increase the service life and reliability of the blades [1,2]. They have been used for more than 50 years. At the first stage, aluminide coatings were most widely used. Simple aluminizing of the working and guide blades of turbines allowed to increase the service life of gas turbine engines by approximately two times at a temperature of 850 °C [3,4]. However, these coatings are effective only in such typical corrosion as high-temperature oxidation due to the formation of a barrier layer of aluminum oxide. The use of low-grade fuel sharply reduces their efficiency.

Aluminide coatings doped with chromium, silicon, tantalum, niobium and other elements [5–7] have higher corrosion resistance compared to simple alithization, and also surpass them in thermal stability, plasticity and thermal stability strength. They are applied to the blades by various methods: diffusion (in powders with halide activators and in vacuum), slip, metallization, etc. Their thickness is within 40...100 microns. These coatings are effective when used in gas turbines with high-quality fuel. Under conditions of intense oxysulfide corrosion, their service life is short, since nickel intermetallics are unstable in contact with sodium sulfate and in its mixture with sodium chloride [8].

Aluminide coatings with a sublayer of precious metals (for example, platinum, rhodium) have become widespread abroad. These include such coatings as LDC - 2, RT - 22, RT - 22A, RT - 44, etc. They are characterized by high resistance to oxysulfide corrosion [9]. The thickness of these coatings is 70...80 μm, the base is NiAl, containing platinum aluminide PtAl₂.

Since the LDC-2 coating is characterized by porosity of the platinum layer, the possibility of concentration of contaminants at the platinum-substrate boundary, improved coatings based on them JML – 1 and JML – 2 [8, 9] have been developed. The platinum layers included in their composition are formed from molten salts.

Along with aluminide coatings, silicide coatings are also used. They are used mainly in low-power turbines with an operating temperature of up to 730 °C. They are characterized by high fragility of the silicide layer, low melting point (985 °C) of the eutectic formed by nickel silicides, poor thermal stability, and deterioration of the mechanical properties of the base metal due to the diffusion of silicon into it. In this regard, they are modified with chromium and tantalum [10].

Purpose

The main goal of the work was to increase the durability of the ГТК-10I hollow working blades by providing double-sided protection of their profile part.

Material and research methods

The development of nickel-based cast heat-resistant alloys is primarily due to the fact that, in comparison with deformed superalloys, they can achieve a greater strengthening effect due to the γ'- phase and carbides, and higher structural stability. Their diversity is associated with the level of operating temperatures and the requirements imposed on the properties of alloys at these temperatures (in particular, long-term strength, corrosion resistance). An important advantage of materials of this class is also the ability to cast thin-walled cooled blades of complex configuration from them, which are practically impossible to manufacture by forging and stamping methods. The use of cast superalloys for gas turbine engine (GTE) blades was largely facilitated by advances in the development of ceramic materials, equipment and equipment that allow castings with cooling channels to be obtained. For stationary gas turbines, heat-resistant corrosion-resistant alloys based on nickel ЭП-539ЛМ, ЧС-70БІ, as well as alloys developed by National University Zaporizhzhia Polytechnic – 3МІ-3 and 3МІ-3V instead of imported alloys IN-738 have become widely used. They are used for the manufacture of working blades of gas turbines of the ГТК-10I unit.

The chemical composition of the studied heat-resistant alloys is given in Table 1.

Table 1 – Chemical composition of the studied cast nickel-base superalloys

Alloy grade	Element content, % by mass													
	C	Cr	Co	Al	Ti	Mo	W	Nb	Ta	Hf	Re	Ru	Zr	B
3MI-3	0,1	13	5,5	2,9	4,9	1,8	4,5	-	-	-	-	-	-	-
3MI-3V	0,1	13	5,0	3,4	4,8	0,9	7,3	-	-	-	-	-	-	0,01
ЧС70	0,1	15	10	2,8	4,6	2,0	5,5	0,2	-	-	-	-	0,05	0,02
IN-738	0,1	16	8,5	3,4	3,4	1,7	2,6	0,9	1,7	-	-	-	0,05	0,01
ЭП-539	0,1	18	19	3,0	3,0	4,2	-	-	-	-	-	-	0,05	0,01
ЕІ-929	0,1	15	17	4,7	3,5	5,0	-	-	-	-	-	-	0,02	0,03

To protect the outer surface of the studied samples and working blades, condensing coatings developed by the E.O. Paton Institute of Electron-beam Technology are used, which are applied on a vacuum electron-beam installation YE-175M. The compositions used in the studies of electron-beam coatings (EBC) are presented in Table 2.

Table 2 – Chemical composition of electron beam coatings

Coating brand	Element content, % by mass			
	Co	Cr	Al	Y
СДП-11А	basis	26...28	4,5...6,5	0,2...0,6
СДП-8	basis	25...28	9...11	0,2...0,6

After spraying, the first level of diffusion annealing is performed at a temperature of 1030...1130 °C, 2 hours in an electrothermal vacuum furnace of the type СШБ 8.12/13 EM1 or “Schmetz”. Before the second level of heat treatment, strengthening shot blasting with glass balls of 170...200 µm in size is performed on a shot blasting unit УДМ-2.

Protection of internal cavities of samples and hollow working blades of GTP is performed using technology developed by National University Zaporizhzhia Polytechnic.

The compositions of the applied suspension coatings used are presented in Table 3.

Table 3 – Chemical composition of diffusion coatings

Coatings	Element content, % by mass				
	Cr	Al	Si	Ti	Fe
Al-Si	-	80...88	12...20	-	-
Cr-Al-Si	8...10	70...80	10...12	-	-
Cr-Al-Si-Ti	16...25	65...72	6...10	1...5	-
Cr-Fe	70	-	-	-	30

Microstructure studies were carried out on microsections under a microscope “Neophot-2” and a microscope-analyzer “Stereoscan”. Microhardness was measured with a ПМТ-5 device. Phase composition and lattice periods of the main components – on ДРОН-1 diffractometer in copper K α radiation. The content of chemical elements - on a scanning electron microscope REM-106I.

Short-term strength tests (GOST 1497-61, GOST 9651-61, GOST 1497-84) were carried out on standard cylindrical samples (diameter of the working part 5 mm, length 25 mm) at temperatures of 200, 800, 900 and 1000°C on a YME-10TM brand tensile machine. Long-term strength tests (GOST 10145-81) were performed on standard cylindrical samples at temperatures of 800, 900, 1000°C and corresponding loads of 600, 400, 180 MPa on the АИМА-5-2 machine by uniaxial stretching of samples under constant load. The relative elongation of the samples was recorded using mechanical strain gauges. At each load level, 3-5 samples were tested.

To assess the degree of reduction in the strength characteristics of the studied alloys as a result of prolonged thermal action at temperatures of 8500 and 9500 °C with different aging bases of 1000, 3000, 5000 hours, additional tests of samples were performed in accordance with the above-mentioned standards.

Research results and their discussion

The choice of heat treatment modes is associated with the physicochemical characteristics of the alloy (phase dissolution temperature), operating conditions (resource and level of operating temperatures and stresses), as well as the parameters of thermal technological action in the manufacture of blades (for example, coating application).

In this regard, the temperature and duration of diffusion annealing for the formation of a protective coating were determined taking into account the maximum preservation of the mechanical and physicochemical properties of protected alloy.

The structure of condensed coatings of the Co-Cr-Al-Y type, used to protect the outer surface of the working blades, has been sufficiently studied in the equilibrium state (annealing at 1040...1130 °C, 2...4 hours in vacuum), is γ - a solid solution based on cobalt, containing up to 25 % Cr and 3 % Al, in which there are particles of the intermetallic β – CoAl (up to 30 % by volume) and α – Cr (Figure 1). The δ - CoCr phase, which is in the coatings immediately after deposition, dissolves in the solid solution as a result of annealing. Since chromium reduces the solubility of aluminum in cobalt, excess aluminum is consumed to form β - CoAl.

To analyze the phase composition of coatings deposited on heat-resistant nickel alloys, isothermal sections of the Ni-Cr-Al phase diagrams are used. The intermetallic compound γ' -Ni₃Al has an fcc lattice, the β -NiAl and β -CoAl phases have a bcc lattice.

In β -NiAl, the solubility of chromium at 20 °C is 2.5%, and at 1445 °C it is about 10 %. With a decrease in the aluminum content in the intermetallic compound NiAl, the solubility of chromium in it increases.

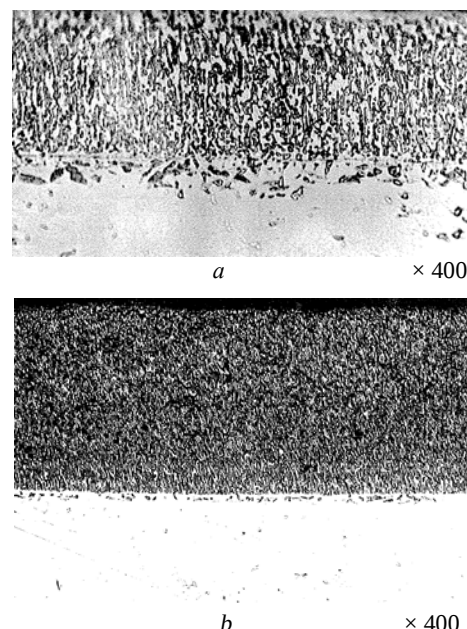


Figure 1. Structure of Co-Cr-Al-Y on the outer surface of the blades: a – IN-738; b – 4C-70

By limiting the formation of the γ' - phase, chromium in Ni-Cr-Al- Y coatings contributes to the preservation of the β – NiAl phase for a longer time, when aluminum is

consumed for the formation of $\alpha - \text{Al}_2\text{O}_3$ scale or diffuses from the coating into the protected alloy.

According to the phase equilibrium diagram in Ni-Cr-Al condensate systems at 1020 OS, the transition $\gamma + \beta \leftrightarrow \alpha + \gamma'$ should be observed.

At higher temperatures, $\gamma + \beta$ – phases will prevail in the structure of the coatings, and with a decrease in temperature, closer to the interface with the surface of the cooled blade being protected, the region of existence of the $\alpha + \gamma'$ – phase expands.

For a suspension coating of the Cr-Al-Si-Ti type, it has been established that at a diffusion annealing temperature equal to or higher than the peritectic reaction temperature (≈ 1130 OS), layers of 120...160 μm and more are formed in 2...4 hours. A clearly expressed heterogeneous structure of the layer is formed on the basis of the compositions Cr-Al-Si and Cr-Al-Si-Ti with a chromium content of 15...20 and titanium of 4.5...6 wt. % at a silicon content of about 8 wt. % (Fig. 2). If the diffusion annealing temperature exceeds the temperature of the peritectic reaction, the chromium and titanium contents exceed their limit solubility in the melt (Cr-Al-Si) and (Cr-Al-Si-Ti), then the coating thickness decreases almost twice (from 140 to 80 μm).

At relatively lower diffusion annealing temperatures, in particular, at 1080 °C, 4 hours, the structure of the Cr-Al-Si-Ti slip coatings is significantly different (Fig. 3) from similar ones with a heterogeneous structure (Fig. 2) and completely coincides with those well known from the literature.

This is due to the long-term existence of the liquid phase in the liquid solution due to the replacement of the Ni_3Al compound with a melting point of 854 °C by the NiAl compound doped with tungsten and molybdenum.

The determining factor in the formation of the coating is the chemical and phase composition of the base, which determines the quantitative transition of nickel and alloying elements in the coating.

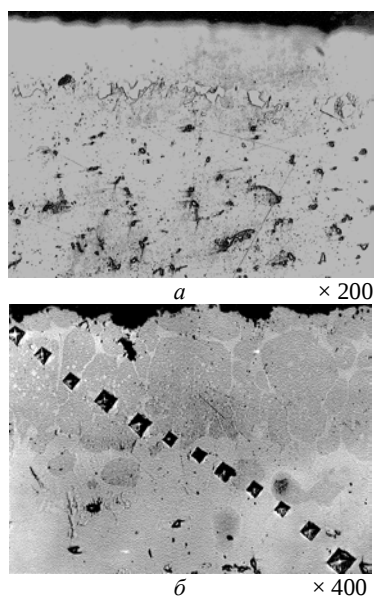
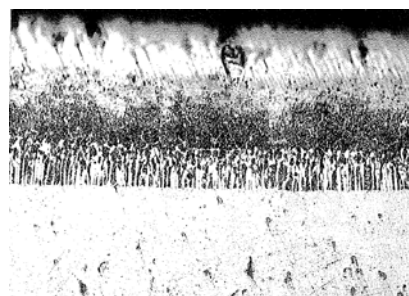
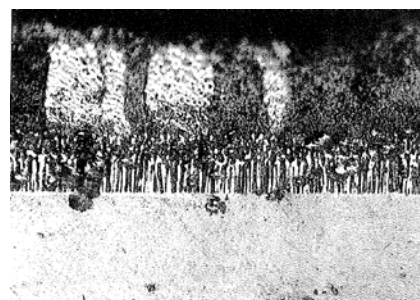


Figure 2. Structure of the Cr-Al-Si-Ti slip coating:
a – 3MI-3Y, 1130 °C, 2 h; *b* – ЭП-539, 1130 °C, 2 h



a $\times 400$



b $\times 300$

Figure 3. Structure of the Cr-Al-Si-Ti slip coating:
a – IN-738, 1080 °C, 4 h.; *b* – 3MI-3Y, 1050 °C, 4 h

The studied compositions of protective coatings have an effect on the mechanical properties of heat-resistant alloys, which is due, first of all, to the mechanical characteristics of the compounds forming the coating, the mechanical characteristics of the protected alloy, the ratio between the thickness of the coating and the cross-sectional size of the sample, the interaction between the coating and the protected alloy during high-temperature tests. The influence of the temperature cycle of coating application on the mechanical properties of the protected alloy is excluded due to the combination of the thermal cycle of coating formation and the adopted heat treatment of the alloy, as well as its combination with reductive heat treatment during re-use.

With double-sided protection using electron beam coatings ЦП-11А and ЦП-8 and suspension Cr-Al-Si-Ti (thickness 60...80 and 80...120 μm , respectively), a decrease in the mechanical properties of the metal is not observed in comparison with unprotected samples.

The influence of the studied coatings on the long-term strength of the alloys 3MI-3 and 3MI-3Y is primarily associated with the peculiarities of their destruction in a corrosive environment at high temperatures. Corrosion during the tests contributes to the formation of surface cracks and the development of destruction. The application of protective coatings protects the surface from corrosion destruction and has a positive effect on their long-term strength.

Figures 4 and 5 show that the use of protective coatings provides 3MI-3Y alloy with a level of long-term strength at 800 and 850 °C not lower than that of the alloy without a coating. At the same time, cracking of the protective layer and its separation from the substrate does not occur, and no centers of local corrosion are observed.

The intensity of the corrosive environment on materials under long-term strength testing conditions depends on the applied heat treatment. Samples that have undergone 850 °C aging for 24 hours have a level of long-term strength higher than samples without aging.

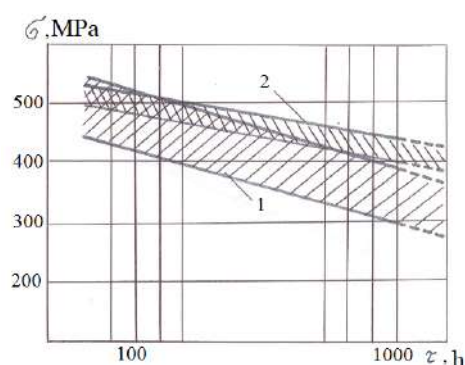


Figure 4. Long-term strength of 3MI-3 alloy at 800 °C:
1 – alloy without coating;
2 – alloy with using complex technology

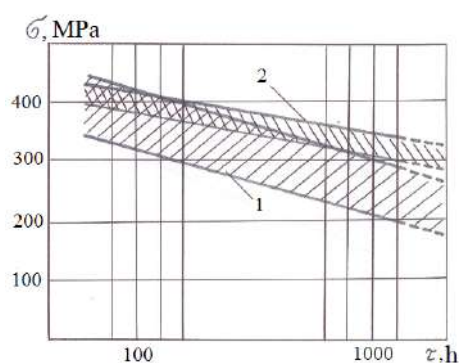


Figure 5. Long-term strength of alloy 3MI-3 at 850 °C:
1 – alloy without coating;
2 – alloy with using complex technology.

The heat resistance of the coated samples was determined in an oxidizing atmosphere at 800 and 850 °C. During the tests, it was necessary to obtain a heat-resistant oxide on the surface of the coating that performs protective functions, diffusion of coating elements into the protective oxide, diffusion of coating elements into the protected alloy, diffusion of alloy elements into the coating.

Since the outer zone of the suspension coating is made up of a Ni-Al compound, a protective Al_2O_3 oxide is formed on the surface of the coating at the initial moment of the tests.

Increasing the time of heat resistance tests leads to a deterioration of its adhesion to the coating surface, cracking and delamination.

The depletion of the outer zone of the coating with aluminum during the testing process leads to a change in the structure of the protective oxides and an acceleration of oxidation processes.

Changes in the structure during thermal stability tests of the tested protective coating compositions are shown in Fig. 6–9.

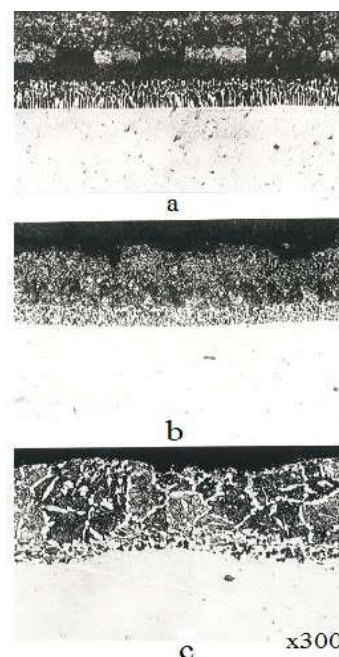


Figure 6. Structure of coatings in the initial state:
a – Cr-Al-Si-Ti; b – Cr-Al-Si; c – Cr-Fe

As can be seen from the figures, with increasing test time, there is a redistribution of the phase components of the coating, as well as diffusion of coating elements into the substrate and vice versa, from the substrate into the coating. After testing at 860 °C for 600 hours (Fig. 7), the structure of the coatings practically does not change. The outer zones of the suspension Cr-Al-Si-Ti consist of β -NiAl compounds, inside the grains of which there are precipitates of silicides Me_xSi_y and γ' - Ni_3Al .

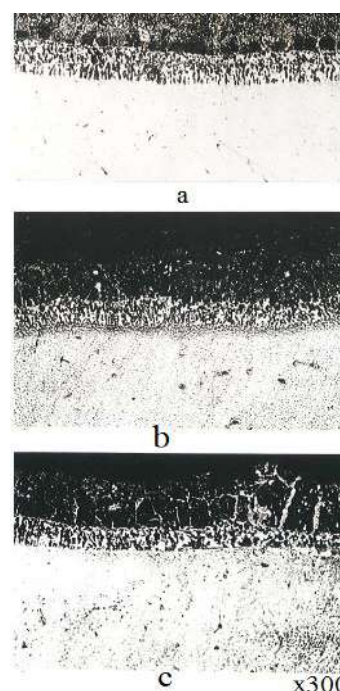


Figure 7. Structure of coatings after testing at 850 °C 600 h:
a – Cr-Al-Si-Ti; b – Cr-Al-Si; c – Cr-Fe

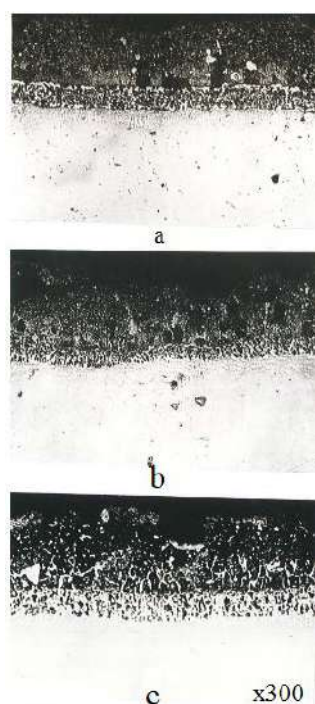


Figure 8. Structure of coatings after testing at 850 °C 1500 h:
a – Cr-Al-Si-Ti; b – Cr-Al-Si; c – Cr-Fe

The total content of molybdenum and tungsten decreases to 1 %, due to the separation of a dispersed phase based on these elements. In the Cr-Al-Si coating, the inner zone increases, consisting mainly of BCC – solid solutions based on tungsten and molybdenum and carbide phase. In the Cr-Fe coating, the substrate elements diffuse and the intermediate zone PC – base increases. After 1500 hours of testing (Fig. 8), the outer zone of the Cr-Al-Si-Ti suspension PC is dominated by the β – phase (NiAl), enriched in chromium and titanium, carbides of the $Me_{23}C_6$ type and silicides. In the Cr – Al – Si coating, the inner zone “dissolves” into the outer one. In some places, the γ' – phase with an aluminum concentration of up to 10 wt.% is observed. The Cr-Fe coating continues to diffuse into the substrate with the formation of the embrittlement Θ – phase $[(Cr, Mo)_x(Ni, Co)_y]$. After 5000 hours of testing (Fig. 9) the structure of the Cr-Al-Si-Ti suspension can be considered as consisting of two structural zones. The outer zone consists of β - and γ' - phases, the inner zone consists of “islands” of β -phase, μ – phase based on molybdenum, carbide phase, mainly $Cr_{21}(MoW)_2C_6$, silicides, and also the primary $(\beta + \gamma')$ – phase.

On the gas-dynamic stand, the alloys ЧС-70 and 3МІ-3 showed the highest corrosion resistance. Comparative tests of alloys with protective coatings at 800–900 °C give preference to Co-Cr-Al-Y. They are followed by suspension Cr-Al-Si-Ti with a heterogeneous structure, then diffusion Cr-Fe, applied by diffusion vacuum metallization.

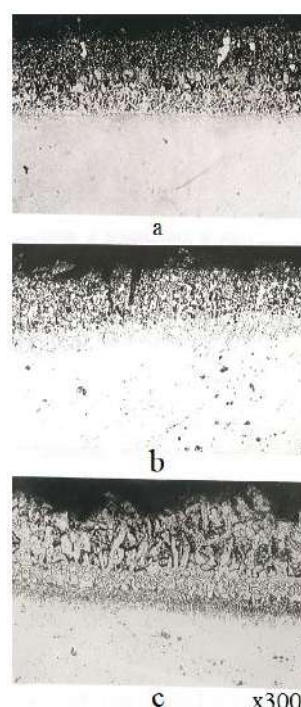


Figure 9. Structure of coatings after testing at 850 °C 5000 h:
a – Cr-Al-Si-Ti; b – Cr-Al-Si; c – Cr-Fe

The structure of suspension protective coatings Cr-Al-Si-Ti after testing on the gas-dynamic stand of cylindrical hollow samples is shown in Fig. 10. It is identical to the structure of coatings applied to the working blades of the ГТК-10І turbojet turbine, which have been used in real conditions for 9.5 thousand years.

The corrosion kinetics of samples from the 3МІ-3 alloy with different protective coatings is shown in Fig. 11. The test results determined the following series of resistance: solid samples with Co-Cr-Al-Y, hollow – with double-sided protection, applied in a combined mode, solid with diffusion Cr-Fe, hollow – with external Co-Cr-Al-Y (without internal) and samples without coating.

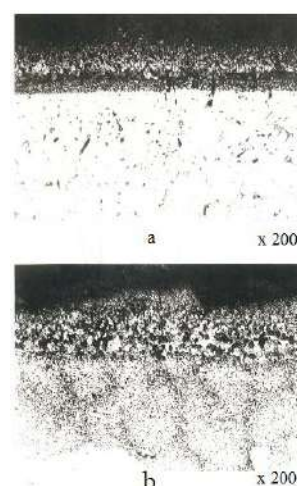


Figure 10. Structure of the coating of the Cr-Al-Si-Ti system:
a – outer surface; b – inner surface

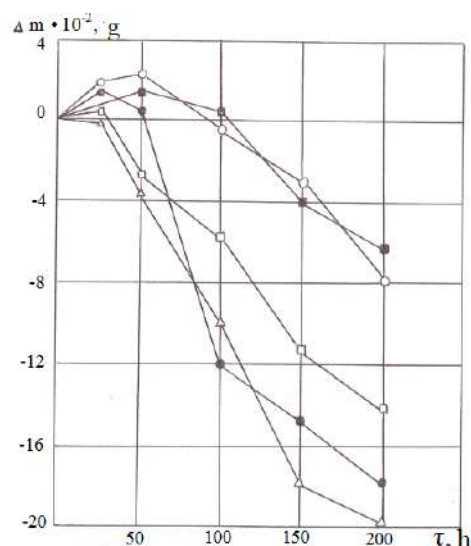


Figure 11. Corrosion kinetics of 3MI-3V alloy samples

Figure 12 shows the dependences of the change in the wall thickness of hollow samples depending on the time of testing on a gas-dynamic stand with simultaneous thermal cycling. The nature of the change in the wall thickness of samples without protective coatings is significantly different from similar ones. In the first case, for 200 τ of testing, the wall becomes thinner by 0.780...0.850 mm, in the second – by 122.5...135 μm (practically, by the thickness of the protective coating) in the cross section.

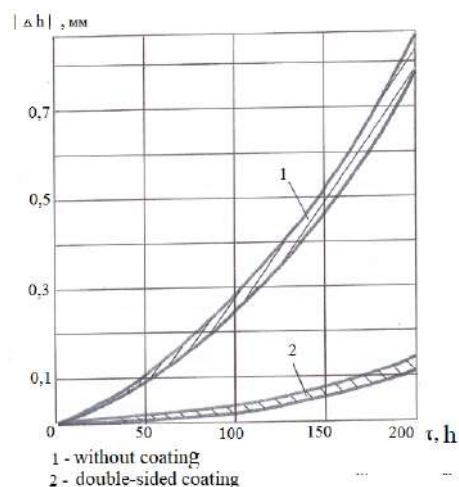


Figure 12. Change in wall thickness of hollow specimens

The conducted studies allow us to conclude that tests of hollow samples with a duration of 50, 100, 150 and 200 hours correspond to the real operation of working blades in a gas turbine for 5000, 10000, 15000 and 20000 hours, respectively, in terms of parameters such as:

- condition of the outer surface;
- depth of corrosion penetration;
- structure; dynamics of corrosion damage, including the geometry of samples before and after the test;
- long-term strength.

All these parameters and research results allow us to

predict the durability of gas turbine parts both without protective coatings and with double-sided protection. Thus, without taking into account the corrosion effect at a nominal stress in the average cross-section of 120 MPa, the service life of the working blades is determined at 32 thousand hours (Fig. 13), and taking into account the corrosion effect and changes in wall thickness (according to the test results – a decrease for every 5 thousand hours by 5–7 %) – 25 thousand hours. When using double-sided protection using complex technology, the service life of the blades should be 35 thousand hours.

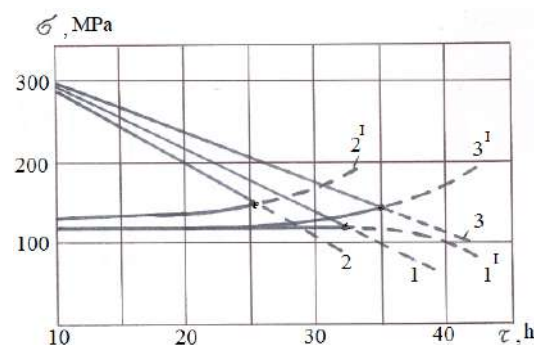


Figure 13. Durability of ГТК-10I workingblades:

- 1 (1¹) – excluding oxysulfide corrosion;
- 2 (2¹) – including oxysulfide corrosion;
- 3 (3¹) – blades protected using comprehensive technology (including oxysulfide corrosion)

Conclusions

1. It is shown that the formation of thermodynamically stable coatings in the complex multicomponent system Cr-Al-Si-Ti is most effectively carried out at a temperature equal to or higher than the peritectic reaction temperature ($\approx 1130^\circ\text{C}$).

2. It is shown that at relatively lower coating formation temperatures (1080°C , 4 hours), the structure of the slip coating is significantly different from similar ones with a heterogeneous structure and fully corresponds to the classical RT-22A type.

3. It is established that the strength characteristics of heat-resistant superalloys when using complex protection technology at temperatures of 800 and 850°C do not decrease.

4. The increase in heat resistance is due to a favorable combination of components and a perfect coating structure.

5. Slip coatings Cr-Al-Si-Ti with a heterogeneous layer structure (“high-temperature”) have higher resistance than “low-temperature”.

6. The projected service life of the working blades increases by 10 thousand hours when using their double-sided protection using integrated technology.

References

1. Balitskii, A.I.; Syrotyuk, A.M.; Havrilyuk, M.R.; Balitska, V.O.; Kolesnikov, V.O.; Ivaskevych, L.M. (2023). Hydrogen Cooling of Turbo Aggregates and the Problem of Rotor Shafts Materials Degradation Evaluation. Energies, 16, 7851
<https://doi.org/10.3390/en16237851>

2. Balitskii, A.I., Havrilyuk, M.R., Balitska, V.O., Kolesnikov, V.O., Ivaskevych, L.M. (2023). Increasing turbine hall safety by using fire-resistant, hydrogen-containing lubricant cooling liquid for rotor steel mechanical treatment. *Energies*, 16, 535. <https://doi.org/10.3390/en16010535>
3. R Yonghua (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. et al. (2019). Effects of Strain Rate and Temperature on Tensile Properties, Deformation and Dynamic Strain Ageing Behavior of Ni-Base Superalloy Superni 263. *INAE Lett* 4, 241–250 <https://doi.org/10.1007/s41403-019-00083-9>
5. Chen, K., Rui, Sy., Wang, F. et al. (2019). Microstructure and homogenization process of as-cast GH4169D alloy for novel turbine disk. *Int J Miner Metall Mater* 26, 889–900 <https://doi.org/10.1007/s12613-019-1802-0>
6. Balitskii, A.I., Syrotyuk, A.M., Ivaskevich, L.M., Balitskii, O.A., Kochmanski, P., Kolesnikov, V.O. (2024). Hydrogen Accelerated Nanopore Nucleation, Crack Initiation and Propagation in the Ni-Co Superalloys. *Int. J. Hydrog. Energy*, 82, 320–332. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2024.07.390>
7. Seidel, A., Finaske, T., Straubel, A. et al. (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 <https://doi.org/10.1007/s11661-018-4777-y>
8. Balitskii, A., Kindrachuk, M., Volchenko, D., Abramek, K.F., Balitskii, O., Skrypnyk, V., Zhuravlev, D., Bekish, I.; Ostashuk, M.; Kolesnikov, V. (2022). Hydrogen Containing Nanofluids in the Spark Engine's Cylinder Head Cooling System. *Energies*, 15, 59 <https://doi.org/10.3390/en15010059>
9. Avila-Davila, E.O., Palacios-Pineda, L.M., Canto-Escajadillo, F.O. et al. (2021). Evaluation of Microstructural Deterioration for a Directionally Solidified Ni-Based Superalloy by X-ray Computed Tomography. *J. of Mater Eng and Perform* <https://doi.org/10.1007/s11665-020-05377-6>
10. 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: <https://doi.org/10.5604/01.3001.0014.6324>

Одержано 30.05.2025

ВПЛИВ РЕЖИМІВ ТЕРМІЧНОЇ ОБРОБКИ НА СТРУКТУРУ ЗАХИСНИХ ПОКРИТТІВ

- Сергій Беліков д-р техн. наук, професор, професор кафедри транспортних технологій Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail*: belikov@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-9510-8190
- Віталій Кононов канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри деталей машин і підйомно-транспортних механізмів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail*: kononov1705@gmail.com, ORCID: 0000-0002-0479-1386
- Олександр Глотка 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
- Валерій Вініченко 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
- Юрій Михайлов аспірант кафедри фізичного матеріалознавства Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail*: uramix82@gmail.com, ORCID: 0009-0006-4930-228X
- Олексій Михайлов аспірант кафедри фізичного матеріалознавства Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail*: asmykhaylov@gmail.com, ORCID: 0009-0001-2471-015X
- Ігор Макаров аспірант кафедри фізичного матеріалознавства Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail*: rogivorakam@gmail.com, ORCID: 0009-0004-0054-3600

Мета роботи. Підвищення довговічності робочих порожнистих лопаток ГТК-10І за рахунок двостороннього захисту їх профільної частини.

Методи дослідження. Дослідження мікроструктури проводилися на мікрошліфах під мікроскопом «Неофот-2» і мікроскопом-аналізатором «Стереоскан». Мікротвердість вимірювали приладом ПМТ-5. Випробування на короточасну міцність (ГОСТ 1497-61, ГОСТ 9651-61, ГОСТ 1497-84) проводили на стандартних циліндричних зразках (діаметр робочої частини 5мм, довжина 25мм) при температурах 200, 800, 900 і 1000 °С на

розривній машині марки УМЭ-10ТМ. Випробування на тривалу міцність (ГОСТ 10145-81) проводили на стандартних циліндричних зразках при температурах 800, 900, 1000 °С і відповідних навантаженнях 600, 400, 180 МПа на машині АИМА-5-2 шляхом одновісного розтягування зразків при постійному навантаженні. Порівняльні експериментальні дослідження високотемпературної корозії сплавів проводилися в синтетичній золі за методикою, яка широко застосовується в галузі. Для корозійних випробувань використовувалися стандартні циліндричні зразки (діаметр $\varnothing$ 10 мм, довжина $l = 12$ мм), на які після попереднього знежирення, вимірювання і зважування на аналітичних вагах з точністю ($\pm 0,0005$ г), наносилася на їх поверхню синтетична зола в кількості 12 мг / см², що імітує продукти згоряння газотурбінного палива, які розміщувалися і витримувалися в печі на платформі з вогнетривкого матеріалу в повітряній атмосфері.

Отримані результати. Проведено дослідження впливу двостороннього захисту профільної частини робочих порожнистих лопаток ГТК-10І. Показано, що формування покриття найефективніше здійснюється при температурі рівної або більшої температури перитектичної реакції (≈ 1130 °С). Встановлено, що міцнісні характеристики жароміцних сплавів при використанні комплексної технології захисту при температурах 800 і 850 °С не знижуються. Показано, що при відносно нижчих температурах формування покриття (1080 °С, 4 годин), структура шлікерного покриття значно відрізняється від аналогічних з гетерогенною структурою і повністю відповідає класичній типу RT-22А. Встановлено, що прогнозований термін служби робочих лопаток збільшується на 10 тис. годин при використанні двостороннього їх захисту за комплексною технологією.

Наукова новизна. Отримані результати дають змогу оцінити процеси, що проходять під час нанесення покриттів та експлуатації лопаток і встановити залежності між товщиною, кінетикою та типом покриття і швидкістю корозії.

Практична цінність. Отримані результати дозволяють рекомендувати розроблені покриття та технології нанесення, ядля збільшення характеристик міцності та довговічності експлуатації виробів.

Ключові слова: жароміцні нікелеві сплави, захисне покриття, структура покриття, високотемпературна корозія, міцність.

Список літератури

1. Hydrogen Cooling of Turbo Aggregates and the Problem of Rotor Shafts Materials Degradation Evaluation / Balitskii, A. I., Syrotyuk, A. M., Havrilyuk, M. R. et al. // Energies. – 2023. – N 16. – 7851 p. <https://doi.org/10.3390/en16237851>
2. Balitskii, A.I., Havrilyuk, M.R., Balitska, V.O. et al. Increasing turbine hall safety by using fire-resistant, hydrogen-containing lubricant cooling liquid for rotor steel mechanical treatment // Energies. – 2023. – N 16. – 535p. <https://doi.org/10.3390/en16010535>
3. R. Yonghua 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. Effects of Strain Rate and Temperature on Tensile Properties, Deformation and Dynamic Strain Aging Behavior of Ni-Base Superalloy Superni / Jadav, J., Rajulapati, K.V., Bhanu Sankara Rao, K. et al. // INAE Lett 4. – 2019. – N 263. – P. 241–250 <https://doi.org/10.1007/s41403-019-00083-9>
5. Microstructure and homogenization process of as-cast GH4169D alloy for novel turbine disk / Chen, K., Rui, Sy., Wang, F. et al. // Int J Miner Metall Mater. – 2019. – N 26. – p. 889–90. <https://doi.org/10.1007/s12613-019-1802-0>
6. Hydrogen Accelerated Nanopore Nucleation, Crack Initiation and Propagation in the Ni-Co Superalloys / Balitskii, A. I., Syrotyuk, A. M., Ivaskevich, L. M. et al. // Int. J. Hydrog. Energy. – 2024. – N 82, p. 320–332. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2024.07.390>
7. Additive Manufacturing of Powdery Ni-Based Superalloys Mar-M-247 and CM 247 LC in Hybrid Laser Metal Deposition / Seidel, A., Finaske, T., Straubel, A. et al. // Metall Mater Trans. – 2018. – A 49. – P. 3812–3830. <https://doi.org/10.1007/s11661-018-4777-y>
8. Hydrogen Containing Nanofluids in the Spark Engine's Cylinder Head Cooling System / Balitskii, A., Kindrachuk, M., Volchenko, D. Et al. // Energies. – 2022. – N 15. – 59 p. (2022). <https://doi.org/10.3390/en15010059>
9. Evaluation of Microstructural Deterioration for a Directionally Solidified Ni-Based Superalloy by X-ray Computed Tomography / Avila-Davila, E.O., Palacios-Pineda, L.M., Canto-Escajadillo, F.O. et al. // J. of Materials Eng and Perform. – 2021. <https://doi.org/10.1007/s11665-020-05377-6>
10. Glotka O. A. Modelling the composition of carbides in nickel-based superalloys of directional crystallization / Glotka O. A. // Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering. – 2020. – 102/1 – P. 5–15. doi:10.5604/01.3001.0014.6324.

КОНСТРУКЦІЙНІ І ФУНКЦІОНАЛЬНІ МАТЕРІАЛИ

STRUCTURAL AND FUNCTIONAL MATERIALS

УДК 620.197:678.686

- Мілана Мацюра магістр у галузі матеріалознавства, випускниця кафедри композиційних матеріалів, хімії та технологій Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: milana20001116@gmail.com
- Віра Савченко кандидат технічних наук, доцент, доцент кафедри композиційних матеріалів, хімії та технологій Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: savchen2017@gmail.com, ORCID: 0000-0002-4305-0097
- Олександр Петрашов старший викладач кафедри композиційних матеріалів, хімії та технологій Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: 04rauchan11@gmail.com, ORCID: 0000-0003-4880-2216
- Валентина Повзло старший викладач кафедри композиційних матеріалів, хімії та технологій Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: pan431@ukr.net, ORCID: 0000-0003-3458-9821
- Олексій Воскобойнік доктор фармацевтичних наук, професор, професор кафедри композиційних матеріалів, хімії та технологій Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: a.yu.voskoboynik@gmail.com, ORCID: 0000-0002-5790-3564

СУЧАСНІ ПІДХОДИ ДО ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ АНТИКОРОЗИЙНИХ ПОКРИТТІВ НА ОСНОВІ ЕПОКСИДНИХ СМОЛ

Мета роботи. Узагальнення та критичний аналіз опублікованих наукових даних присвячених модифікації покриттів на основі епоксидних полімерів з метою підвищення їх антикорозійних властивостей

Методи дослідження. Підбір літературних джерел здійснювався з використанням бібліографічних баз Google Scholar та Scopus. Ключові слова для пошуку були «епоксидні смоли», «епоксидні полімери», «епоксидні покриття», «антикорозійна дія/активність» та «інгібітори корозії» українською та англійською мовами.

Отримані результати. Проведено критичний аналіз 22 опублікованих робіт щодо сучасних підходів до покращення службових властивостей антикорозійних покриттів на основі епоксидних полімерних матеріалів. Узагальнено відомості щодо найбільш ефективних підходів до модифікації епоксидних полімерних матеріалів для створення захисних покриттів. Показано, що серед нанорозмірних модифікаторів епоксидних покриттів найбільш дослідженими є вуглецеві матеріали, зокрема нанотрубки та модифікований графен. Ще одним перспективним напрямом покращення антикорозійних властивостей епоксидних полімерів є їх поєднання з полімерами іншої природи. Найбільш інтенсивно досліджуються поєднання епоксидних полімерів з поліанілінами, поліідолами, а також біополімерами. Ще одним перспективним напрямком підвищення антикорозійних властивостей епоксидних смол є їх модифікація гетероциклічними сполуками, фосфорорганічними сполуками, кремнійорганічними сполуками та амінокислотами.

Наукова новизна. Виявлено, що значна кількість досліджень присвячена введенню до складу епоксидних покриттів нанорозмірних матеріалів, а також комбінування епоксидної матриці полімерами іншої природи, в тому числі біополімерами. Також, активно досліджується в якості модифікаторів епоксидних смол органічні сполуки різної будови, зокрема гетероциклічні сполуки, амінокислоти тощо.

Практична цінність. Результати роботи можуть бути використані інженерами та науковими співробітниками для планування досліджень та конструкторських робіт, що включають розробку складу антикорозійних захисних покриттів.

Ключові слова: епоксидні полімери, покриття, антикорозійні властивості, наноматеріали.

Вступ

Епоксидні смоли протягом багатьох десятиліть залишаються одними з найуніверсальніших полімер-

них матеріалів, які знайшли широке застосування в різних галузях техніки. Цей клас сполук вирізняється високими механічними характеристиками, хімічною

стійкістю та привабливими декоративними властивостями. Їхня популярність також зумовлена відносно низькою вартістю, доступністю й технологічною гнучкістю, оскільки процес тверднення не потребує складного обладнання чи специфічних умов. Однією з основних сфер використання епоксидних смол є створення на їх основі захисних покриттів, зокрема для підвищення корозійної стійкості металевих виробів. Високі адгезійні властивості епоксидних полімерів та їх відносна хімічна інертність сприяють ефективному виконанню цих функцій. Попри загалом задовільні експлуатаційні характеристики таких покриттів, дослідження, спрямовані на покращення їх антикорозійних властивостей, залишаються актуальними [1–3]. Зокрема, поява наноматеріалів, введення яких у полімерну матрицю суттєво підвищує ефективність захисних покриттів, значно активізувала наукові розробки в цьому напрямі. Цей огляд є спробою узагальнити сучасні результати досліджень, присвячених удосконаленню покриттів на основі епоксидних смол.

Мета роботи

Метою представленого огляду є узагальнення та критичний аналіз опублікованих наукових даних присвячених модифікації покриттів на основі епоксидних полімерів з метою підвищення їх антикорозійних властивостей.

Матеріал і методика досліджень

Підбір літературних джерел здійснювався з використанням бібліографічних баз Google Scholar та Scopus. Ключові слова для пошуку були «епоксидні смоли», «епоксидні полімери», «епоксидні покриття», «антикорозійна дія/активність» та «інгібітори корозії» українською та англійською мовою.

Обговорення

У роботі Zhou та співавторів [4] лізин використовувався для обробки поверхні нанолістів оксиду графену для виготовлення наноматеріалів лізин-оксид графену, що були включені в епоксидні покриття. Показано, що введення комплексу лізин – оксид графену значно покращує функціональні властивості покриття на основі епоксидних смол. Більше того, комплекс лізин-оксид графену також може підвищити щільність перехресних зв'язків в покритті на основі епоксидних смол внаслідок реакції між епоксидними фрагментами та аміно-групами у складі лізину. За допомогою електрохімічних досліджень та випробувань методом сольового туману встановлено, що включення комплексу лізин-оксид графену значно покращило антикорозійні властивості порівняно з покриттям на основі чистої епоксидної смоли.

Група науковців КНР [5] розробили гідрофобне епоксидне покриття, що містить залишки бензоксазину. Зазначене покриття, було отримано з використанням мономеру бензоксазину як затверджувача. Гідрофобність епоксидних покриттів була значно підвищена введенням залишків бензоксазину, кути контакту з водою отриманих покриттів були вищими ніж 98 °.

Опір перенесенню заряду (R_{ct}) розроблених покриттів збільшився приблизно на три порядки порівняно з непокритою м'якою сталлю, а значення ефективності захисту зразків становили понад 98 %. Підвищення антикорозійних властивостей автори пов'язують з високими гідрофобними властивостями розроблених покриттів.

Дослідження Dagdag зі співавторами [6] зосереджено на теоретичній та експериментальній оцінці стабільності антикорозійного покриття для низьколегованої сталі 15CDV6 на основі епоксидної смоли та поліаміноаміду. Показано, що зазначена комбінація має сильну схильність до адгезії та пригнічує корозійне розчинення поверхні сталі 15CDV6 у симульованому морському середовищі.

Тією ж науковою групою [7] було розроблено склад антикорозійного покриття високої міцності для вуглецевої сталі. Покриття складається з високомолекулярної епоксидної смоли на основі дигліцидилового ефіру, бісфенолу S та затверджувача метилендіаніліну (MDA). Покриття діє як ефективний антикорозійний засіб протягом тривалого часу (180 днів). Квантово-хімічні дослідження методом DFT показали, що розроблені покриття мають здатність взаємодіяти з поверхнею металу через електрон надлишкові центри. Моделювання показало, що розроблене покриття ефективно адсорбується на підкладці (металевій поверхні). Необхідно зазначити, що теоретичні дослідження здебільшого корелювали з експериментальними даними.

Дослідження Kamalon Rajitha [8] зі співавторами присвячено розробці ефективного антикорозійного покриття для м'якої сталі на біологічній основі. У цій роботі досліджено ефективність захисту від корозії епоксидного покриття з включеннями модифікованого желатину і нанокompозиту на основі модифікованого желатину та оксиду графену. Результати показали високі захисні характеристики одержаних композиційних покриттів. Добре диспергований оксид графену збільшує компактність і ступінь зшивання покриття і, таким чином, покращує ефективність захисту на 59 % порівняно з покриттям без включень.

Робота Saurav Ramesh Nayak [9] зі співавторами спрямована на підвищення антикорозійних характеристик епоксидної смоли шляхом включення нанокompозиту на основі функціональної багатощарової вуглецевої нанотрубки та полііндолу. Результати показали, що нанокompозитне покриття з суміші 0,25 мас. % нанокompозиту демонструє відмінні антикорозійні та бар'єрні властивості. Рівномірне диспергування наноаповнювача робить його відмінним матеріалом для покриття з метою антикорозійного захисту.

Органо-неорганічні нанокompозитні захисні покриття були одержані золь-гелевим методом з використанням 3-гліцидоксипропіл-триметоксисилану, тетраметоксисилану або тетраетоксисилану [10]. Крім того, наночастинки TiO_2 та $AlOOH$ були отримані з тетра-н-бутилтитанату та бутюксид алюмінію відповідно для дослідження їх захисної дії на 3-гліцидоксипропіл-три-

метоксисилан. Результати показали, що захист від корозії гібридних покриттів залежить головним чином від вмісту силану, типу прекурсору силану та типу наночастинок.

У дослідженні Ai та співавторів [11] був запропонований легкий метод для надання як вогнезахисних, так і антикорозійних властивостей епоксидним смолам шляхом хімічного введення біфункціональних фосфорвмісних похідних триазолу. Епоксидний термореактивний матеріал з вмістом 5 мас.% модифікатора продемонстрував відмінну вогнестійкість, а ефективність захисту від корозії при додаванні модифікатора зросла на 95,3 % порівняно з чистою епоксидною смолою. Завдяки водневим зв'язкам і π - π взаємодіям, викликаним введенням модифікатора, епоксидна смола також мала покращені механічні властивості у випробуваннях на розтяг і згин.

Робота Ehsan Bakhshandeh [12] присвячена розробці та виробництву органо-неорганічних гібридних покриттів на основі епоксидної смоли дигліцидилового ефіру бісфенолу та продуктів гідролізу тетраетоксисилану. Отримані гібридні матеріали після отвердження можуть бути використанні в якості потенційних антикорозійних покриттів. Показано, що концентрація модифікаторів епоксидних смол суттєво впливає на механічні та термічні властивості покриттів, а корозійна стійкість покриттів покращується зі збільшенням вмісту неорганічної фази.

Chen та співавтори [13] одержали наночастинок поліаніліну, легованого перфтороктановою кислотою (PFOA/PANI) за допомогою окислювальної полімеризації при опроміненні ультразвуком. Отримані наночастинок PFOA/PANI показали високу гідрофобність, а модифіковане покриття PFOA/PANI/EP продемонструвало вищі корозійні властивості у порівнянні з немодифікованими епоксидними смолами.

У дослідженні Tomić та співавторів [14] епоксидні нанокомпозити та епоксидні покриття на основі нанокомпозитів були виготовлені методом інтеркаляції розчину з використанням Cloisite 30B як нанорозмірного компоненту. Результати випробування показали, що антикорозійні властивості епоксидних покриттів у присутності 3 мас.% і особливо 1 мас.% Cloisite 30B були значно вищими у порівнянні з немодифікованими епоксидними смолами.

Захист від корозії вуглецевої сталі Q235 за допомогою епоксидних покриттів, що містять поліанілінові нановолокна, леговані фітиноювою кислотою (PANI-PANFs), був досліджений у роботі наукової групи у складі Нао та інші. [15] Авторами показано, що питома площа та інгібіторне навантаження підготовлених PANI-PANF становить $69,4 \text{ м}^2 \cdot \text{г}^{-1}$ і 10,3% відповідно. Також показано, що додаткове введення бензотриазолу (BTA) до складу покриття значно покращує його властивості.

В статті Hsissou та співавторів [16] було досліджено можливість використання сірковмісних епоксидних смол (SER) на основі дигліцидил-біс-дисульфиду вуглецевого естеру бісфенолу, що зшиті через гексаме-

тилендіамін (HMDA) і метилендіамін (MDA) як потенційних антикорозійних покриттів. Результати електрохімічних досліджень показали, що одержані антикорозійні епоксидні композитні покриття в 3,5 % розчині NaCl мають на 97,9 % кращі антикорозійні властивості у порівнянні з звичайними епоксидними покриттями. Скануюча електронна мікроскопія показала, що композиційні полімери SER/HMDA і SER/MDA можуть значно сповільнювати атаку іонів хлориду. Обчислювальні підходи молекулярної динаміки підтверджують одержані експериментальні дані.

У дослідженні Izadi та співавторів [17] антикорозійні властивості епоксидного покриття було покращено шляхом модифікації поверхні сталі за допомогою гібридної золь-гель системи, наповненої наноматеріалами з «зеленими» інгібіторами корозії. Було встановлено, що ефективність інгібування корозії панелей з покритою м'якої сталі була значно покращена завдяки використанню системи активного багатопарового матеріалу. Показано, що вивільнення інгібітору з наноконтейнерів на поверхні розділу плівка/сталь призводить до сповільнення як анодних так і катодних реакцій, що веде до зниження швидкості відшарування покриття від підкладки та утворення продуктів корозії. Додатково встановлено, що інгібіторні агенти вивільнялися в область подряпин і блокували активні центри на поверхні металу. Виражений антикорозійний ефект покриття був підтверджений за допомогою електрохімічної імпедансної спектроскопії (EIS), сканування електронної мікроскопії (SEM) та енергодисперсійного рентгенівського аналізу (EDS).

Органо-неорганічне гібридне покриття на основі дигліцидилового етеру бісфенолу А (BADGE) та наночастинок неорганічного кремнезему та наночастинок оксиду цинку було виготовлено для антикорозійного застосування [18]. Результати випробування методом сольового туману показало, що металева підкладка все ще не була повністю кородованою через 68 днів.

У роботі Liu зі співавторами [19] було описано багатопаровий двовимірний (2D) ковалентний органічний каркас TrPa-1, що був синтезований як наноконтейнер для виготовлення самовідновлюваного епоксидного покриття. Інгібітор корозії бензотриазол (BTA) вводили в пористий TrPa-1 ємність якого було додатково покращено за допомогою електростатичної адсорбції. Одержане композиційне покриття показало високі захисні властивості за результатами електрохімічних досліджень.

Rodriguez та співавтори розробили [20] епоксидне покриття з нанорезервуарами інгібітора корозії сталей, що покриті системою Mg-Zn. Щоб досягти цього, подвійні гідроксиди Mg-Al, модифіковані бензотриазолом (LDH-BTA) були синтезовані методом співосадження. Було показано, що молекули бензотриазолу, присутні на поверхні вивільняються в присутності хлорид аніонів, таким чином взаємодіючи з металевою поверхнею та підвищуючи корозійну стійкість.

У дослідженні Abbout та співавторів [21] пентаглицидиловий етер пентафеноксифосфору вивчався як

інгібітор корозії за допомогою різних методів. Авторами показано, що введення зазначеного інгібітора до складу епоксидних полімерних покриттів значно підвищує їх корозійну стійкість в агресивних середовищах. Ефективність інгібітора досягає 95 % при його вмісті 10^{-3} М. Теоретичні розрахунки методами молекулярної механіки та *ab initio* демонструють чудову кореляцію з експериментальними даними.

Suleiman зі співавторами [22] одержали нові гібридні золь-гелеві матеріали на основі кремній-епоксидних композитних смол з'єднанням різноманітних аміносиланів з епоксидною смолою DER736 з наступним золь-гель процесом *in situ*, та подальшим введенням уретанових частинок до кінцевих покриттів. Результати показали, що покриття, отримані з триалкоксисиланів демонструють найкращі механічні, антикорозійні та адгезійні властивості при нанесенні на поверхню м'якої сталі порівняно з усіма іншими покриттями.

Дослідженню можливості створення антикорозійних покриттів на основі епоксидних полімерів та похідних церію присвячено публікацію Van Soestbergen та співавторів [23]. Показано, що введення дибутилфосфату у епоксидні покриття значно підвищує їх антикорозійні властивості.

Wonnice Ma зі співавторами [24] присвятили своє дослідження вивченню впливу нанорозмірного хітозану на властивості покриттів. Нанохітозан (NCH) був підготовлений як зміцнюючий агент нанонаповнювача, який був включений у захисне покриття для запобігання корозії. Результати показали, що всі нанокompозитні покриття на основі епоксидної смоли, що містять NCH, значно перевищують за своїми антикорозійними властивостями не наповненні покриття.

У дослідженні Zheng та співавторів [25] повідомляється про екологічно чисте гідрофобне покриття на основі біоепоксидної смоли з використанням води як єдиного розчинника під час підготовки. Покриття було виготовлено шляхом введення супергідрофобних наночастинок SiO_2 , гідрофобного затверджувача і гексадецилтриметоксисилану в епоксидну смолу на основі ізосорбиду за допомогою процесу одноетапного спінування. Покриття демонструє високу гідрофобність з кутом контакту з водою (CA) $134 \pm 3^\circ$. Встановлено, що це вже підготовлене покриття має добру механічну міцність проти піщаної ерозії, також зберігає високий рівень здатності відштовхувати воду. Крім того, отримане покриття демонструє зменшення на один порядок густини струму корозії (I_{corr}) та позитивний зсув потенціалу корозії (E_{corr}) від $-1,008$ В до $-0,747$ В та ефективність інгібування корозії 92 %.

Висновки

Проведений літературний огляд засвідчив високий рівень уваги, що приділяється розробці інноваційних антикорозійних покриттів на основі епоксидних смол. Виявлено, що основна кількість досліджень присвячена введенню до складу епоксидної матриці різноманітних наноматеріалів. Ще одним з перспективних

направків є комбінування епоксидної матриці з полімерами іншої природи, зокрема поліанілінами, полііндолами та біополімерами. Також, активно досліджується в якості модифікаторів епоксидних смол органічні речовини, зокрема гетероциклічні сполуки, амінокислоти фосфор- та кремнійорганічні сполуки. В роботах, що присвячені комбінуванню епоксидних полімерів з сполуками гетероциклічної природи здебільшого описані модифікатори, що містять триазольні фрагменти. Зазначене актуалізує дослідження, метою яких є розробка антикорозійних покриттів на основі епоксидних полімерів та модифікаторів, що є похідними відмінних від триазолів гетероциклічних систем.

Список літератури

1. Мартинюк М. І. Епоксидні смоли і композитні матеріали на їх основі (огляд) / М. І. Мартинюк, Г. О. Сіренко, Л. Я. Бойко // Вісник Прикарпатського національного університету імені Василя Стефаника. Серія Хімія. – 2014. – № 18. – С. 115–132.
2. Epoxy resins as anticorrosive polymeric materials: A review / C. Verma, L. O. Olasunkanmi, E. D. Akpan et al. // Reactive and Functional Polymers. – 2020. – № 156. – 104741. doi:10.1016/j.reactfunctpolym.2020.104741.
3. Pulikkalparambil H. Corrosion protective self-healing epoxy resin coatings based on inhibitor and polymeric healing agents encapsulated in organic and inorganic micro and nanocontainers / H. Pulikkalparambil, S. Siengchin, J. Parameswaranpillai // Nano-Structures & Nano-Objects. – 2018. – № 16. – P. 381–395. doi:10.1016/j.nano.2018.09.010.
4. Facile modification of graphene oxide with Lysine for improving anti-corrosion performances of water-borne epoxy coatings / X. Zhou, H. Huang, R. Zhu, et al. // Progress in Organic Coatings. – 2019. – 105200. doi:10.1016/j.porgcoat.2019.06.04.
5. Hydrophobic benzoxazine-cured epoxy coatings for corrosion protection / C. Zhou, X. Lu, Z. Xin et al. Zhang // Progress in Organic Coatings. – 2013. – № 76 (9). – P. 1178–1183. doi:10.1016/j.porgcoat.2013.03.01.
6. DGEBA-polyaminoamide as effective anti-corrosive material for 15CDV6 steel in NaCl medium: Computational and experimental studies / O. Dagdag, A. Berisha, Z. Safi et al. // Journal of Applied Polymer Science. – 2019. – №137 (8). – 48402. doi:10.1002/app.48402.
7. Highly durable macromolecular epoxy resin as anticorrosive coating material for carbon steel in 3% NaCl: Computational supported experimental studies / O. Dagdag, A. Berisha, Z. Safi et al. // Journal of Applied Polymer Science. – 2020. – 49003. doi:10.1002/app.49003.
8. Evaluation of anti-corrosion performance of modified gelatin-graphene oxide nanocomposite dispersed in epoxy coating on mild steel in saline media / R. Kamalon, N. Kikkeri, M. Shetty et al. // Colloids and Surfaces A. – 2020. – № 587. – 124341. doi:10.1016/j.colsurfa.2019.12434.
9. Saurav R. N. Functionalized multi-walled carbon nanotube/polyindole incorporated epoxy: An effective anti-corrosion coating material for mild steel / R. N.

- Saurav, N.S. M. Kikkeri, B. H. Mahesh et al. // *Journal of Alloys and Compounds*. – 2021. – № 856. – 158057. doi:10.1016/j.jallcom.2020.158057.
10. Anticorrosive Coatings Prepared Using Epoxy–Silica Hybrid Nanocomposite Materials / H. Abdollahi, A. Ershad-Langroudi, A. Salimi, A. Rahimi // *Industrial & Engineering Chemistry Research*. – 2014. – №53(27). – P. 10858–10869. doi:10.1021/ie501289g.
11. Ai Y.-F. Mechanically strong and flame-retardant epoxy resins with anti-corrosion performance. / Y.-F. Ai, L. Xia, F.-Q. Pang et al. // *Engineering Composites Part B*. – 2020. – №193, 108019. doi: 10.1016/j.compositesb.2020.108019.
12. Anti-corrosion hybrid coatings based on epoxy–silica nano-composites: Toward relationship between the morphology and EIS data / E. Bakhshandeh, A. Jannesari, Z. Ranjbar et al. // *Progress in Organic Coatings*. – 2014. – № 77(7). – P. 1169–1183. doi:10.1016/j.porgcoat.2014.04.00.
13. Highly hydrophobic polyaniline nanoparticles for anti-corrosion epoxy coatings / H. Chen, H. Fan, N. Su et al. // *Chemical Engineering Journal*. – 2021. – № 420. – 130540. doi:10.1016/j.cej.2021.130540.
14. The use of nanoclay in preparation of epoxy anti-corrosive coatings / M. D. Tomić, B. Dunjić, V. Likić et al. // *Progress in Organic Coatings*. – 2014. – № 77(2). – P. 518–527. doi:10.1016/j.porgcoat.2013.11.01.
15. Self-healing epoxy coating loaded with phytic acid doped polyaniline nanofibers impregnated with benzotriazole for Q235 carbon steel / Y. Hao, Y. Zhao, X. Yang et al. // *Corrosion Science*. – 2019. – P. 175–189. doi:10.1016/j.corsci.2019.02.023.
16. New epoxy composite polymers as a potential anticorrosive coatings for carbon steel in 3.5 % NaCl solution: Experimental and computational approaches / R. Hsissou, F. Benhiba, S. Echihi et al. // *Chemical Data Collections*. – 2021. – № 31. – 100619. doi:10.1016/j.cdc.2020.100619.
17. Izadi M. Active corrosion protection performance of an epoxy coating applied on the mild steel modified with an eco-friendly sol-gel film impregnated with green corrosion inhibitor loaded nanocontainers / M. Izadi, T. Shahrabi, B. Ramezanzadeh // *Applied Surface Science*. 2018. – №440. – P. 491–505. doi:10.1016/j.apsusc.2018.01.185.
18. Jia Z. Anticorrosive and photocatalytic properties research of epoxy-silica organic–inorganic coating / Z. Jia, R. Hong // *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*. – 2021. – № 622. – 126647. doi:10.1016/j.colsurfa.2021.126647.
19. Preparation of highly efficient self-healing anti-corrosion epoxy coating by integration of benzotriazole corrosion inhibitor loaded 2D-COF / T. Liu, W. Li, C. Zhang et al. // *Journal of Industrial and Engineering Chemistry*. – 2021. – № 97. – P. 560–573. doi:10.1016/j.jiec.2021.03.012.
20. Rodriguez J. Incorporation of layered double hydroxides modified with benzotriazole into an epoxy resin for the corrosion protection of Zn-Mg coated steel / J. Rodriguez, E. Bollen, T. D. Nguyen, A. Portier, Y. Paint, M.-G. Olivier // *Progress in Organic Coatings*. – 2020. – № 149. – 105894. doi:10.1016/j.porgcoat.2020.105894.
21. Gravimetric, electrochemical and theoretical study, and surface analysis of novel epoxy resin as corrosion inhibitor of carbon steel in 0.5 M H₂SO₄ solution. / S. Abbout, R. Hsissou, H. Erramli et al. // *Journal of Molecular Structure*. – 2021. – № 1245. – 131014. doi:10.1016/j.molstruc.2021.131014.
22. Suleiman R. Novel hybrid epoxy silicone materials as efficient anticorrosive coatings for mild steel / R. Suleiman, H. Dafalla, B. El Ali // *RSC Advances*. – 2015. – №5(49). – P. 39155–39167. doi:10.1039/c5ra04500b.
23. Release of cerium dibutylphosphate corrosion inhibitors from highly filled epoxy coating systems / M. Van Soestbergen, V. Baukh, S. J. F. Erich et al. // *Progress in Organic Coatings*. – 2014. – №77(10). – P. 1562–1568. doi:10.1016/j.porgcoat.2013.12.01.
24. Wonnice Ma I. A. Anticorrosion properties of epoxy-nanochitosan nanocomposite coating / I. A. Wonnice Ma, A. Sh, A. K. Arof // *Progress in Organic Coatings*. – 2017. – № 113. – P. 74–81. doi:10.1016/j.porgcoat.2017.08.01.
25. Mechanically robust hydrophobic bio-based epoxy coatings for anti-corrosion application / S. Zheng, D. A. Bellido-Aguilar, Y. Huang et al. // *Surface and Coatings Technology*. – 2019. – № 363. – P. 43–50. doi:10.1016/j.surfcoat.2019.02.02.

Одержано 21.04.2025

MODERN APPROACHES TO ENHANCING THE EFFICIENCY OF EPOXY-BASED ANTICORROSION COATINGS

Milana Matsiura

Master in Materials Science, graduate of the Department of Composite Materials, Chemistry and Technologies, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: milana20001116@gmail.com

Vira Savchenko

Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Department of Composite Materials, Chemistry and Technologies, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: savchen2017@gmail.com, ORCID: 0000-0002-4305-0097

Oleksandr Petrashov	Senior Lecturer, Department of Composite Materials, Chemistry and Technologies, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: 04rauchen11@gmail.com, ORCID: 0000-0003-4880-2216
Valentyna Povzlo	Senior Lecturer, Department of Composite Materials, Chemistry and Technologies, National University «Zaporizhzhia Polytechnic», Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: pan431@ukr.net, ORCID: 0000-0003-3458-9821
Oleksii Voskoboinik	Doctor of Pharmaceutical Sciences, Professor, Department of Composite Materials, Chemistry and Technologies, Zaporizhzhia Polytechnic National University, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: a.yu.voskoboinik@gmail.com, ORCID: 0000-0002-5790-3564

Purpose. To summarize and critically analyze published scientific data on the modification of epoxy polymer-based coatings in order to improve their anticorrosive properties.

Research methods. The selection of literature sources was carried out using the bibliographic databases Google Scholar and Scopus. The keywords used for the search included: “epoxy resins”, “epoxy polymers”, “epoxy coatings”, “anticorrosion effect/activity”, and “corrosion inhibitors” in both Ukrainian and English.

Results. A critical analysis of 22 published papers on modern approaches to improving the performance of epoxy polymer-based anticorrosion coatings was conducted. The review summarizes the most effective strategies for modifying epoxy polymer materials to develop protective coatings. It has been shown that among the nanoscale modifiers of epoxy coatings, carbon-based materials – particularly nanotubes and modified graphene – are the most extensively studied. Another promising approach to improving the anticorrosive properties of epoxy polymers is their combination with polymers of a different nature. The most intensively studied combinations involve epoxy polymers with polyanilines, polyindoles, and biopolymers. Yet another promising direction for enhancing the anticorrosive properties of epoxy resins is their modification with heterocyclic compounds, organophosphorus compounds, organosilicon compounds, and amino acids.

Scientific novelty. It has been estimated that a significant number of studies focus on the incorporation of nanoscale materials into epoxy coatings, as well as on the combination of the epoxy matrix with polymers of different nature, including biopolymers. Organic compounds of various structures – particularly heterocyclic compounds, amino acids, and others – are also actively investigated as modifiers of epoxy resins.

Practical value. The results of this review can be used by engineers and researchers for planning experimental and design work related to the development of anticorrosive protective coatings.

Key words: epoxy polymers, coatings, anticorrosion properties, nanomaterials.

References

1. Martyniuk, M. I., Sirenko, H. O., & Boiko, L. Ia. (2014). Epoxy resins and composite materials based on them (review) [in Ukrainian]. Bulletin of Vasyl Stefanyk Precarpathian National University. Chemistry Series, 18, 115–132.
2. Verma, C., Olasunkanmi, L. O., Akpan, E. D., Quraishi, M. A., Dagdag, O., El Gouri, M., & Ebenso, E. E. (2020). Epoxy resins as anticorrosive polymeric materials: A review. Reactive and Functional Polymers, 156, 104741. <https://doi.org/10.1016/j.reactfunctpolym.2020.104741>
3. Pulikkalparambil, H., Siengchin, S., & Parameswaranpillai, J. (2018). Corrosion protective self-healing epoxy resin coatings based on inhibitor and polymeric healing agents encapsulated in organic and inorganic micro and nano-containers. Nano-Structures & Nano-Objects, 16, 381–395. <https://doi.org/10.1016/j.nano.2018.09.010>
4. Zhou, X., Huang, H., Zhu, R., Sheng, X., Xi, D., & Mei, Y. (2019). Facile modification of graphene oxide with lysine for improving anti-corrosion performances of waterborne epoxy coatings. Progress in Organic Coatings, 105200. <https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2019.06.04>
5. Zhou, C., Lu, X., Xin, Z., Liu, J., & Zhang, Y. (2013). Hydrophobic benzoxazine-cured epoxy coatings for corrosion protection. Progress in Organic Coatings, 76(9), 1178–1183. <https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2013.03.01>
6. Dagdag, O., Berisha, A., Safi, Z., Hamed, O., Jodeh, S., Verma, C., & El Harfi, A. (2019). DGEBA-pol-yaminoamide as effective anti-corrosive material for 15CDV6 steel in NaCl medium: Computational and experimental studies. Journal of Applied Polymer Science, 137(8), 48402. <https://doi.org/10.1002/app.48402>
7. Dagdag, O., Berisha, A., Safi, Z., Dagdag, S., Ber-rani, M., Jodeh, S., & El Harfi, A. (2020). Highly durable macromolecular epoxy resin as anticorrosive coating material for carbon steel in 3% NaCl: Computational supported experimental studies. Journal of Applied Polymer Science, 49003. <https://doi.org/10.1002/app.49003>
8. Kamalon, R., Kikkeri, N., Shetty, M., Avvaduk-kam, M., & Ambale, M. M. (2020). Evaluation of anti-corrosion performance of modified gelatin-graphene oxide nanocomposite dispersed in epoxy coating on mild steel in saline media. Colloids and Surfaces A, 587, 124341. <https://doi.org/10.1016/j.colsurfa.2019.124341>

9. Saurav, R. N., Kikkeri, N. S. M., Mahesh, B. H., Kamalon, R., Ambale, M. M., & Satishkumar, R. N. (2021). Functionalized multi-walled carbon nano-tube/polyindole incorporated epoxy: An effective anti-corrosion coating material for mild steel. *Journal of Alloys and Compounds*, 856, 158057. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2020.158057>
10. Abdollahi, H., Ershad-Langroudi, A., Salimi, A., & Rahimi, A. (2014). Anticorrosive coatings prepared using epoxy-silica hybrid nanocomposite materials. *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 53(27), 10858–10869. <https://doi.org/10.1021/ie501289g>
11. Ai, Y.-F., Xia, L., Pang, F.-Q., Xu, Y.-L., Zhao, H.-B., & Jian, R.-K. (2020). Mechanically strong and flame-retardant epoxy resins with anti-corrosion performance. *Composites Part B: Engineering*, 193, 108019. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2020.108019>
12. Bakhshandeh, E., Jannesari, A., Ranjbar, Z., Sobhani, S., & Saeb, M. R. (2014). Anti-corrosion hybrid coatings based on epoxy-silica nanocomposites: Toward relationship between the morphology and EIS data. *Progress in Organic Coatings*, 77(7), 1169–1183. <https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2014.04.001>
13. Chen, H., Fan, H., Su, N., Hong, R., & Lu, X. (2021). Highly hydrophobic polyaniline nanoparticles for anti-corrosion epoxy coatings. *Chemical Engineering Journal*, 420, 130540. <https://doi.org/10.1016/j.cej.2021.130540>
14. Tomić, M. D., Dunjić, B., Likić, V., Bajat, J., Rogan, J., & Djonlagic, J. (2014). The use of nanoclay in preparation of epoxy anticorrosive coatings. *Progress in Organic Coatings*, 77(2), 518–527. <https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2013.11.010>
15. Hao, Y., Zhao, Y., Yang, X., Hu, B., Ye, S., Song, L., & Li, R. (2019). Self-healing epoxy coating loaded with phytic acid doped polyaniline nanofibers impregnated with benzotriazole for Q235 carbon steel. *Corrosion Science*. <https://doi.org/10.1016/j.corsci.2019.02.023>
16. Hsissou, R., Benhiba, F., Echihi, S., Benkhaya, S., Hilali, M., Berisha, A., & El Harfi, A. (2021). New epoxy composite polymers as potential anticorrosive coatings for carbon steel in 3.5 % NaCl solution: Experimental and computational approaches. *Chemical Data Collections*, 31, 100619. <https://doi.org/10.1016/j.cdc.2020.100619>
17. Izadi, M., Shahrabi, T., & Ramezanzadeh, B. (2018). Active corrosion protection performance of an epoxy coating applied on the mild steel modified with an eco-friendly sol-gel film impregnated with green corrosion inhibitor loaded nanocontainers. *Applied Surface Science*, 440, 491–505. <https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2018.01.185>
18. Jia, Z., & Hong, R. (2021). Anticorrosive and photocatalytic properties research of epoxy-silica organic-inorganic coating. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, 622, 126647. <https://doi.org/10.1016/j.colsurfa.2021.126647>
19. Liu, T., Li, W., Zhang, C., Wang, W., Dou, W., & Chen, S. (2021). Preparation of highly efficient self-healing anti-corrosion epoxy coating by integration of benzotriazole corrosion inhibitor loaded 2D-COF. *Journal of Industrial and Engineering Chemistry*, 97, 560–573. <https://doi.org/10.1016/j.jiec.2021.03.012>
20. Rodriguez, J., Bollen, E., Nguyen, T. D., Portier, A., Paint, Y., & Olivier, M.-G. (2020). Incorporation of layered double hydroxides modified with benzotriazole into an epoxy resin for the corrosion protection of Zn-Mg coated steel. *Progress in Organic Coatings*, 149, 105894. <https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2020.105894>
21. Abbout, S., Hsissou, R., Erramli, H., Chebabe, D., Salim, R., Kaya, S., & Hajjaji, N. (2021). Gravimetric, electrochemical and theoretical study, and surface analysis of novel epoxy resin as corrosion inhibitor of carbon steel in 0.5 M H₂SO₄ solution. *Journal of Molecular Structure*, 1245, 131014. <https://doi.org/10.1016/j.molstruc.2021.131014>
22. Suleiman, R., Dafalla, H., & El Ali, B. (2015). Novel hybrid epoxy silicone materials as efficient anticorrosive coatings for mild steel. *RSC Advances*, 5(49), 39155–39167. <https://doi.org/10.1039/c5ra04500b>
23. Van Soestbergen, M., Baukh, V., Erich, S. J. F., Huinink, H. P., & Adan, O. C. G. (2014). Release of cerium dibutylphosphate corrosion inhibitors from highly filled epoxy coating systems. *Progress in Organic Coatings*, 77(10), 1562–1568. <https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2013.12.010>
24. Ma, I. A. W., Sh, A., & Arof, A. K. (2017). Anti-corrosion properties of epoxy-nanochitosan nanocomposite coating. *Progress in Organic Coatings*, 113, 74–81. <https://doi.org/10.1016/j.porgcoat.2017.08.010>
25. Zheng, S., Bellido-Aguilar, D. A., Huang, Y., Zeng, X., Zhang, Q., & Chen, Z. (2019). Mechanically robust hydrophobic bio-based epoxy coatings for anti-corrosion application. *Surface and Coatings Technology*, 363, 43–50. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2019.02.020>

ТЕХНОЛОГІЇ ОТРИМАННЯ ТА ОБРОБКИ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

TECHNOLOGIES OF OBTAINING AND PROCESSING OF CONSTRUCTION MATERIALS

УДК 621.941.08

- Павло Тришин д-р філософії, доцент кафедри технології машинобудування Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: trishin@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-3301-5124
- Олена Козлова канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри технології машинобудування Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: kozlova@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-3478-5913
- Наталя Гончар канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри технології машинобудування Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: gonchar.zntu@gmail.com, ORCID: 0000-0002-6040-0394
- Іван Гембель аспірант кафедри технології машинобудування Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: gembivan@zp.edu.ua, ORCID: 0009-0005-8442-5288

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ОБРОБЛЮВАНОГО МАТЕРІАЛУ НА ІНТЕНСИВНІСТЬ РЕГЕНЕРАТИВНИХ АВТОКОЛИВАНЬ ПРИ ТОЧІННІ

Мета роботи. Дослідження впливу оброблюваного матеріалу на інтенсивність регенеративних автоколивань при точінні.

Методи дослідження. Дослідження проводили експериментальним методом, при якому записували осцилограми коливальних різальної кромки різця-осцилятора. Аналітичним методом досліджували осцилограми, на яких виміряли параметри коливальної системи різця-осцилятора, що характеризують закон руху різальної кромки при автоколиваннях.

Отримані результати. Встановлено, що на інтенсивність автоколивань при точінні впливає тип кристалічної ґратки та кількість площин зсуву оброблюваного матеріалу. Чим більше кількості площин зсуву, тим легше матеріал піддається пластичній деформації і тим інтенсивніші вібрації можуть генеруватися. Також на здатність збудження або гасіння вібрацій при точінні особливо впливає частота сегментації стружки. Так, наприклад, низька частота сегментації стружки при точінні важкооброблюваних матеріалів (титан) може гасити регенеративні автоколивання. Обробка різних матеріалів при інтенсивних регенеративних автоколиваннях відбувається з утворенням різних типів стружки: суглобистої, надлому, циклічної.

Наукова новизна. Отримані результати підтверджують вплив механічних та фізико-технічних властивостей оброблюваного матеріалу на збудження або гасіння регенеративних автоколивань. Властивості оброблюваного матеріалу впливають на процес стружкоутворення у зоні різання, який у розумінні класичної схеми автоколивальної системи є регулятором.

Практична цінність. Отримані результати доводять вплив властивостей оброблюваного матеріалу на інтенсивність регенеративних автоколивань при точінні і надають можливість проводити необхідні заходи для зменшення вібрацій.

Ключові слова: регенеративні автоколивання, різець-осцилятор, осцилограма, механічні властивості.

Вступ

Токарна обробка використовується в різних галузях промисловості, де потрібне виготовлення циліндричних, конічних, різбових та фасонних деталей. Процес токарної обробки в деяких випадках супрово-

джується інтенсивними вібраціями, спричиненими регенеративними автоколиваннями (АК). Регенеративні АК являють собою вібрацію, що самозбуджується, викликану різанням інструментом хвилеподібної поверхні, утвореної на попередньому оберті деталі. Вібрації

при різанні призводять до надмірного зношення інструменту, поганої якості поверхні, шуму та ін. [1].

Було проведено багато досліджень регенеративних АК [2, 3, 4]. Більшість з них спрямоване на усунення АК при різанні, для цього посилюють пружну систему деталь-інструмент [5], використовують динамічні віброгасники [6], підбирають оптимальну геометрію різця [7] та призначають режими різання [8], які дозволяють вийти із зони стійких вібрацій. Проте до теперішнього часу про механізм збудження регенеративних АК різні автори мають різні погляди [9, 10].

Сьогодні у машинобудуванні застосовується широкий асортимент матеріалів з різними механічними та фізико-технічними властивостями, що функціонують у різних умовах. Використання даних матеріалів вимагає дослідження впливу їх властивостей на збудження вібрацій з метою вдосконалення існуючих методів лезової обробки та підвищення їх продуктивності.

Аналіз досліджень та публікацій

На даний час основним матеріалом для досліджень регенеративних АК є найпоширеніший матеріал у машинобудуванні – сталь. Так наприклад, у роботі [11] досліджувався вплив умов застосування охолодження та мастила на збудження вібрацій при точінні вуглецевої сталі. Виявлення відгуку акустичної емісії на вібрацію заготовки під час точіння валів із середньовуглецевої сталі марки 1045 розглянуто у роботі [12]. У роботі [13] пропонувалося використання технології ISC для зниження вібрацій при токарній обробці сталевого валу з використанням інструменту з великим вильотом.

Один з основних акцентів при вивченні збудження АК займає зона різання. Але більшість досліджень характеру стружкоутворення, деформації та напруги в зоні різання, температури різання для більшості матеріалів здійснено в умовах безвібраційного різання. При дослідженні динаміки процесу різання в наявних публікаціях не проводилось порівняльного аналізу впливу різного оброблюваного матеріалу на збудження АК. Так, наприклад, у роботі [14] лише представлена методика динамічної зміни частоти обертання заготовки для зриву регенерації АК при високошвидкісному точінні деталей з двох різних матеріалів: дюралюмінієвого сплаву Д16Т та сталі 40Х.

Обробка різних матеріалів може суттєво відрізнятися, через різні механічні властивості. Так у роботі [15] встановлено, що при точінні нікелевого сплаву Inconel 718 на низьких швидкостях частота сегментації стружки визначалася частотою вібрації, яка була близька до власної домінуючої частоти пружної системи. Смуги зсуву приводили до сегментованої стружки, що, своєю чергою, викликало коливання сили, яка збуджувала вібрації. У деяких умовах різання важко відрізнити регенеративні АК від смуг зсуву, оскільки обидва процеси виникають через коливання товщини стружки. У той час як вібрація відбувається поблизу власної домінуючої частоти пружної системи, частота утворення смуг зсуву залежить від швидкості різання і товщини стружки і може відбуватися на іншій частоті.

Через відсутність достатнього обсягу досліджень про збудження регенеративних АК при точінні різних матеріалів, а також впливу їх властивостей на інтенсивність вібрацій, проведення додаткових досліджень у цій галузі є актуальним завданням.

Мета роботи

Метою роботи було дослідження впливу оброблюваного матеріалу на інтенсивність регенеративних АК при точінні.

Матеріал і методика досліджень

Для дослідження впливу оброблюваного матеріалу на інтенсивність регенеративних АК була обрана схема повздовжнього точіння в умовах ортогонального різання. При точінні в якості інструменту використовували різець-осцилятор з одним ступенем свободи в напрямку зміни реальної товщини зрізу, вісі x – різець-осцилятор X [16]. Різець-осцилятор X встановлювався в спеціальне пристосування, яке закріплювалось на токарному верстаті з ЧПК моделі Zenitech WL 320. Конструкція спеціального пристосування забезпечувала можливість зміни вильоту L від 80 до 125 мм та прикладання додаткової маси m_0 до головки різця-осцилятора від 0 г до 344 г (рис. 1). Це дозволяло змінювати власну частоту коливання f_n в широкому діапазоні від 350 до 750 Гц. На корпусі спеціального пристосування був встановлений індуктивний датчик переміщень моделі XS4-P12AB110, який вимірював коливання різальної кромки різця-осцилятора при регенеративних АК по вісі x . Аналоговий сигнал від датчика через аналогово-цифровий перетворювач моделі E14-140-M перетворювався в цифровий та передавався на персональний комп'ютер, записувався у вигляді осцилограм. Запис осцилограм здійснювався за допомогою програми LGraph2, а їх аналіз виконували в програмі PowerGraph 3.3.

При точінні використовували різальні пластинки з твердого сплаву BK8 ($\varphi=90^\circ$, $\alpha=10^\circ$, $\gamma=0^\circ$, $r=0,4$ мм) без покриття та викружок. Для кожного експерименту забезпечували постійне значення площадки зношення h_z по задній поверхні шляхом заточування в діапазоні від 0,1 до 0,2 мм.



Рисунок 1. Робоче місце для дослідження вібрацій

Використовували жорсткі заготовки діаметром 100...150 мм та довжиною до 100 мм зі різних металів та сплавів (таблиця 1).

Таблиця 1 – Механічні властивості заготовок

Матеріал	σ_t , МПа	σ_b , МПа	d_5 , %	y , %	KCU, кДж/м ²	Твердість, HB
ХН73МБТЮ	800	1210	31	24	720	217...294
Сталь 45	275	590	20	40	440	156...197
Д16	275	390	8	40	400	42...65
ВТ22	950	1080	7	17	250	285...320
Сталь 12Х18Н10Т	196	510	40	55	215	179...190
СЧ35	-	350	-	-	100	183...241
БрАЖ9-4	420	540	15	50	500	110...180
С2	5	11	30	30	2500	3...5
М2	90	180	32	25	1400	55...95

Примітка. σ_t – границя плинності, МПа; σ_b – границя міцності, МПа; d_5 – відносне подовження, %; y – відносне зву-
ження, %; KCU – ударна в'язкість, кДж/м²; HB – твердість за Брінелем.

Режими різання змінювали в широкому діапазоні: швидкість різання v від 25 до 500 м/хв; глибину різання t від 0,5 до 3 мм, подачу інструменту S від 0,05 до 0,5 мм/об. Під час експериментів використовували охоло-
джуючу рідину.

Результати досліджень та обговорення

Під час дослідження закономірностей інтенсив-
ності АК при точінні різних матеріалів змінювали ре-
жими різання. Закон руху різальної кромки при АК від-
повідав записаним осцилограмам. На отриманих осци-
лограмах (рис. 2–5) були виміряні значення амплітуди
коливання A_x і статичного відхилення B_x різальної кро-
мки на ділянці АК, що встановилися. Відповідно до
цих даних були побудовані графіки залежності амплі-
туди коливань та статичного відхилення від швидкості
різання (рис. 6, 7).

При використанні різальної пластинки з площад-
кою зносу 0,1...0,2 мм графіки залежності амплітуди
коливань від швидкості різання мали екстремум для
ряду досліджуваних матеріалів, таких як сталь 45,
сталь 12Х18Н10Т, СЧ35. Тобто спостерігалось певні
значення критичної швидкості різання, яким відпові-
дали максимальні амплітуди коливань. Показані зале-
жності підтверджують раніше отримані результати
[17, 18].

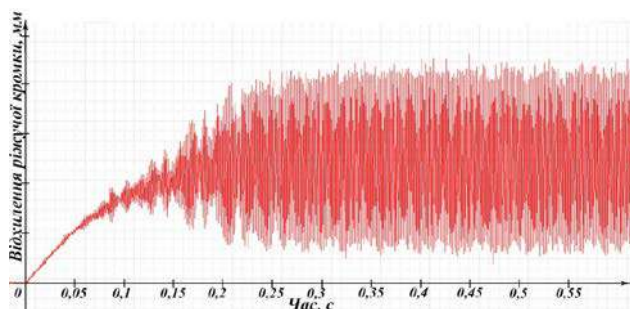


Рисунок 2. Осцилограма, отримана при точінні сталі 45
($v = 250$ м/хв, $S = 0,2$ мм/хв, $t = 1$ мм, $L = 100$ мм, $m_0 = 0$ г)

У той же час при точінні таких матеріалів, як Д16,
С2, М2, БРАЖ9-4, у досліджуваному діапазоні швид-
костей (до 500 м/хв) графік залежності амплітуди ко-
ливань від швидкості різання не мав екстремуму. Амплі-
туда коливань постійно збільшувалася зі зростанням
швидкості різання.

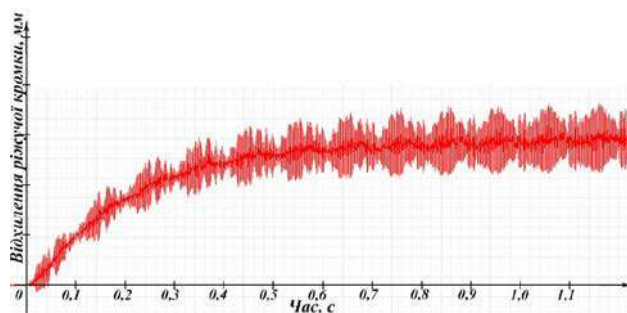


Рисунок 3. Осцилограма, отримана при точінні СЧ35
($v = 100$ м/хв, $S = 0,2$ мм/хв, $t = 1$ мм, $L = 100$ мм, $m_0 = 0$ г)

При точінні ВТ22 та ХН73МБТЮ АК на осцило-
грамі не спостерігалися, коливання мали періодичний
характер, амплітуда яких у досліджуваному діапазоні
швидкостей (25...100 м/хв) була досить низькою та не
змінювалася зі збільшенням швидкості різання.

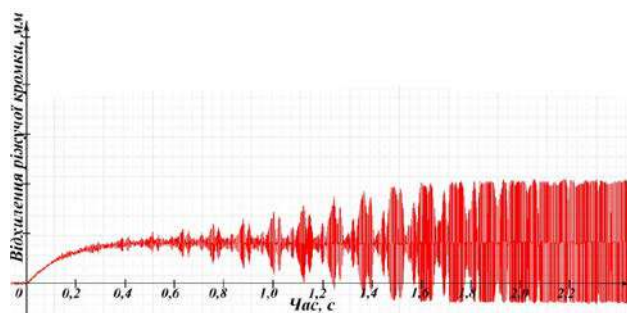


Рисунок 4. Осцилограма, отримана при точінні Д16
($v = 200$ м/хв, $S = 0,2$ мм/хв, $t = 1$ мм, $L = 100$ мм, $m_0 = 0$ г)

Зміна параметрів різця-осцилятора X (виліт, дода-
токва маса) не змінювало залежність амплітуди коли-
вань від швидкості різання для різних матеріалів. При
зменшенні жорсткості різця-осцилятора X та прикла-
данні додаткової маси графік залежності амплітуди ко-
ливань від швидкості різання видовжувався по верти-
кальній вісі (амплітуди). Тобто коливання збільшували-
лись, але критична швидкість, якій відповідало макси-
мальне значення коливань, практично не змінювалось.
Отримані раніше схожі залежності для сталі [17] підт-
вердилися цим дослідженням на інших досліджуваних
матеріалах.

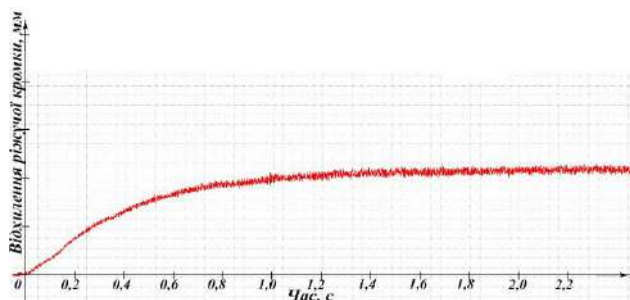


Рисунок 5. Осцилограма, отримана при точінні BT22 ($v = 50$ м/хв, $S = 0,2$ мм/хв, $t = 1$ мм, $L = 100$ мм, $m_0 = 0$ г)

Зміна глибини різання пропорційно змінювала інтенсивність АК. Це підтвердило те твердження, що процес стружкоутворення плоский і рівний в кожній точці різальної кромки. Збільшення подачі інструменту в досліджуваному інтервалі трохи зменшувало інтенсивність АК, що підтверджує раніше отримані результати [18].

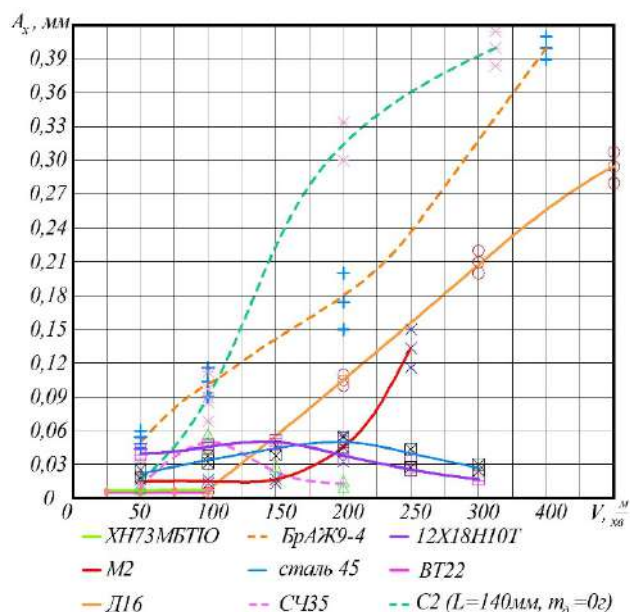


Рисунок 6. Графік залежності амплітуди коливань різальної кромки від швидкості різання ($S = 0,2$ мм/об; $t = 1$ мм; $L = 100$ мм; $m_0 = 0$ г)

Графіки впливу швидкості різання на статичне відхилення різних матеріалів показують однакову тенденцію: зі збільшенням швидкості різання статичне відхилення зменшується (рис. 7).

Зона стружкоутворення у розумінні класичної схеми автоколивальної системи є регулятором. Тому процеси, які у ній відбуваються, відбиваються на амплітуді коливання різця-осцилятора Х. Насамперед, на механізм регулятора впливає пластична деформація, що відбувається в зоні різання.

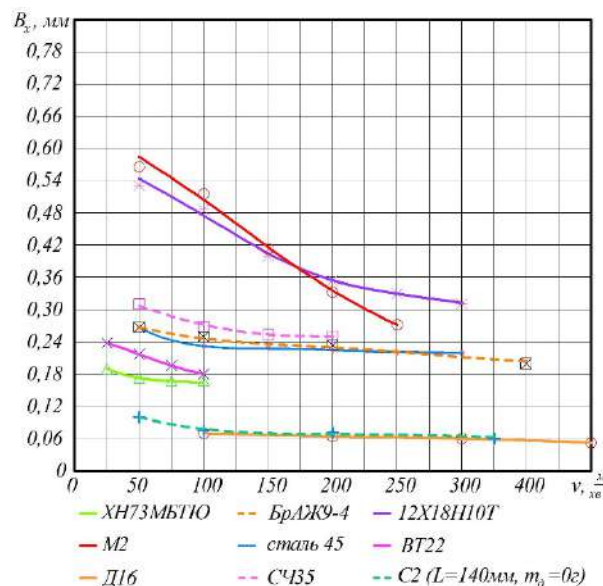


Рисунок 7. Графік залежності статичного відхилення різальної кромки від швидкості різання ($S = 0,2$ мм/об; $t = 1$ мм; $L = 100$ мм; $m_0 = 0$ г)

Пластична деформація в зоні різання різних металів відрізняється через відмінності в їхній атомній структурі, міцності зв'язків, механічних властивостей та хімічному складі. Кожен метал і сплав має свою кристалічну ґратку: об'ємно-центровану кубічну (ОЦК), гранецентровану кубічну (ГЦК), гексагональну щільноупаковану (ГЦУ) (таблиця 2).

Коли різальний інструмент впроваджується в матеріал, у зоні різання виникають напруги, які перевищують границю міцності на зсув. В результаті шари металу зсуваються один відносно другого, утворюючи стружку. Зсув матеріалу відбувається за умовною площиною зсуву, що є основним механізмом утворення стружки. Площина зсуву утворює кут з напрямком руху різального інструменту. Чим вищий кут зсуву, тим легше йде процес різання, оскільки зменшується товщина стружки та сили різання. Кожен матеріал має своє індивідуальне значення кута зсуву (див. табл. 2). Але, наприклад, у титану кут зсуву вдвічі вищий, ніж у сталі, але сили різання не менші, а в рази більші.

Таблиця 2 – Основні характеристики досліджуваних матеріалів

Матеріал	K_m	ϕ , град	Тип кристалічної ґратки
Сталь 45	1,0	15-18°	ОЦК
BT22	0,22-0,26	40-45	ГЦУ
ХН73МБТЮ	0,1-0,15	40-45	ГЦК
Д16	2,0-3,0	25-35	ГЦК
Сталь 12Х18Н10Т	0,5-0,6	18-23°	ГЦК
СЧ35	0,7-0,81	30-35	ОЦК
БрАЖ9-4	1,5-2,0	25-30	ГЦК
М2	1,5-2,0	9-10°	ГЦК
С2	4,0-6,0	35-40	ГЦК

Для врахування фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу при різанні використовують критерій, що характеризує оброблюваність матеріалу. Оброблюваність різанням – це здатність матеріалу піддаватися механічній обробці (токарній, фрезерній, свердильній і т. д.) з мінімальними витратами енергії, зносу інструменту та гарною якістю поверхні. Для оцінки оброблюваності користуються коефіцієнтом оброблюваності матеріалу різанням K_m – це відносний показник, що показує, наскільки легко піддається різанню матеріал порівняно з сталонним матеріалом. Як сталонний матеріал використовують сталь 45 ($K_m = 1$). Оцінку коефіцієнта оброблюваності матеріалу проводять за декількома параметрами: за стійкістю різального інструменту, за силою різання, за якістю обробленої поверхні, за швидкістю різання. У таблиці 2 наведено середні значення K_m при обробці досліджуваних матеріалів інструментом із твердого сплаву, пов'язані зі стандартною стійкістю інструменту та швидкістю різання [19, 20]. Однак K_m не характеризує здатність оброблюваного матеріалу до збудження вібрацій.

Згідно проведених досліджень можна зробити висновки, що, в першу чергу, на здатність оброблюваного матеріалу збуджувати вібрації певної інтенсивності впливає тип кристалічної ґратки. Так, сталь має кристалічну ґратку типу ОЦК або ГЦК, залежно від температурних умов та вмісту вуглецю. Сірий чавун має ОЦК ґратку, проте він більш крихкий за сталь. Алюміній має ГЦК ґратку, що сприяє його високій пластичності. Взагалі ГЦК ґратки мають велику кількість можливих напрямів для ковзання (переміщення) дислокацій, що дає матеріалу можливість деформуватися з більшою податливістю при певних навантаженнях. Титан має ГЦУ ґратку при кімнатній температурі, яка менш піддатлива до деформації порівняно із структурою сталі та алюмінію. Титан обмежений у можливих напрямках ковзання, що робить його більш крихким і менш пластичним при кімнатній температурі. Кількість площин зсуву визначає баланс між пластичністю, міцністю та крихкістю. Чим їх більше, тим легше матеріал піддається пластичній деформації і тим інтенсивніші вібрації може генерувати. У матеріалах з великою кількістю площин зсуву дислокації можуть рухатися вільніше, але зі збільшенням деформації їх рух ускладнюється, що веде до зміцнення і може гасити інтенсивність коливань. Наприклад, у сталі 12 площин зсуву, а у титану тільки 3, що зменшує здатність деформуватися і призводить до низької інтенсивності коливань. Мідь при пластичній деформації спочатку легко змінює форму, але потім зміцнюється, що теж не дає високої інтенсивності коливань.

Також на здатність матеріалу збуджувати вібрації може впливати границя плинності. Сталь часто має більш високу границю плинності, ніж алюміній, що потребує більших зусиль для початку її пластичної деформації. На відміну від сталі, сірий чавун не має чітко вираженої границі плинності через крихкість матеріалу. Титан має високу границю плинності в порівнянні

зі сталлю і зберігає високу міцність при високих температурах. Крім цього, наприклад, сталь зберігає свої пластичні властивості в широкому діапазоні температур до 350 °С. Титан стає пластичним при високих температурах (вище 400...600 °С), завдяки фазовому переходу. Алюміній починає втрачати міцність за температури вище 200...300 °С. При 400–600 °С сірий чавун трохи збільшує свою пластичність, але залишається, в основному, крихким.

При збільшенні швидкості деформації зсуву сталі можуть демонструвати більш високий опір деформації. При збільшенні швидкості зсуву титану спостерігається значне зміцнення. Це пов'язано з ГЦУ ґратками, які ускладнюють ковзання дислокацій. Алюміній та його сплави зазвичай показують менше зміцнення порівняно зі сталлю та титаном зі збільшенням швидкості деформації. Алюміній легше піддається пластичній деформації, оскільки його кристалічна структура сприяє легшому руху дислокацій. Для сірого чавуну чим вища швидкість деформації, тим більша його крихкість, ударна в'язкість різко падає, тому що матеріал не встигає перерозподіляти напруження. Руйнування відбувається лавиноподібно, з миттєвим утворенням тріщин. Руйнування починається по графітовим включенням (вони відіграють роль концентраторів напружень).

В другу чергу, на здатність збудження або гасіння вібрацій при точінні впливає частота сегментації стружки – кількість елементів стружки, на які проходить зсув при різанні за одиницю часу. Вона визначається безліччю факторів, включаючи режими різання, властивості матеріалу тощо. У титану частота сегментації на порядок менше ніж сталей, що робить особливий вплив у гасінні регенеративних АК при дослідженні різцем-осцилятором Х. При обробці різанням сірого чавуну, відсутня сегментація стружки, тому що його обробка дає стружку надлому, що пов'язано з його крихкістю та наявністю графітових включень.

Форма стружки, що утворюється при різанні, характеризує умови процесу стружкоутворення і визначається оброблюваним матеріалом, режимами різання, геометрією інструменту, а так само інтенсивністю регенеративних АК. У ході проведених досліджень при регенеративних АК обробка різних матеріалів відбувалася з утворенням суглобистої стружки, за термінологією І. А. Тімме, в якій окремі частини не відокремлені повністю один від одного, а з'єднані проміжним шаром (див. рис. 8). У багатьох авторів зустрічаються інші назви даного типу стружок: зубчаста, пилюкоподібна.

Отримана стружка під час досліджень в умовах вібрацій для одних матеріалів, таких як М2 та С2 (див. рис. 8), мала чітко відокремлені компоненти суглобистої стружки, які через умови тертя на передній поверхні міцно з'єднувались один з одним, утворюючи безперервну стружку. Стружка мала хвилю на вільній стороні, вершини якої були заокругленими. Для інших матеріалів, таких як сталь 45, Д16, Бр.АЖ9-4, стружка на вільній стороні мала хвилю з гострими вершинами (пилюкоподібну форму).

Хвиля на вільній стороні стружки утворювалася в умовах циклічної зміни реальної товщини зрізу в результаті регенеративних АК. Її геометрія визначається довжиною хвилі на поверхні різання (швидкістю різання), усадкою і амплітудою регенеративних коливань. Тому для того самого матеріалу, чим більше швидкість різання, тим була більшою довжина хвилі на вільній стороні стружки. А чим більше амплітуда коливань, тим більше співвідношення товщин стружки виміряних по впадині і по вершині хвилі.

При обробці BT22 та ХН73МБТЮ стружкоутворення значно відрізнялося через особливі властивості матеріалу, стружка мала особливу форму – циклічну. Зона різання титану і нікелевого сплаву характеризувалася коротким майданчиком контакту по передній поверхні, і стружка, що утворювалася, мала низький коефіцієнт потовщення в порівнянні з іншими матеріалами. Частота утворених елементів циклічної стружки була на порядок нижча порівняно з іншими матеріалами.

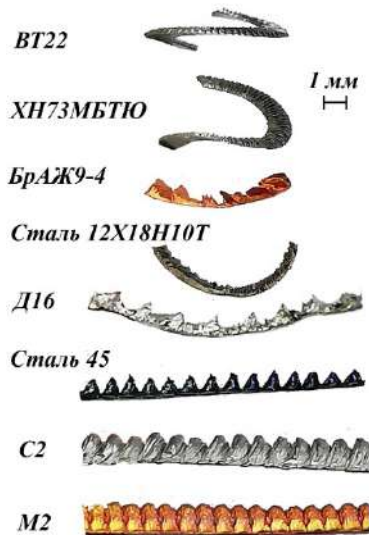


Рисунок 8. Стружка в умовах регенеративних АК

Висновки

В результаті проведених досліджень встановлено, що на здатність оброблюваного матеріалу збуджувати або гасити регенеративні АК впливає тип кристалічної ґратки, кількість площин зсуву, границя плинності та швидкість деформації. Кількість площин зсуву визначає баланс між пластичністю, міцністю та крихкістю. Чим їх більше (сталь, алюміній), тим легше матеріал піддається пластичній деформації і тим інтенсивніше збуджуються вібрації. Наприклад, у сталі 12 площин зсуву, а у титану тільки 3, що зменшує його здатність деформуватися.

Форма стружки, що утворюється при різанні характеризує умови процесу стружкоутворення під час регенеративних АК. На здатність збудження або гасіння вібрацій при точінні особливо впливає частота сегментації стружки, тому що процес стружкотворення дискретний. Так, наприклад, низька частота сег-

ментації стружки при точінні важкооброблюваних матеріалів (титан) може гасити регенеративні АК. Обробка різних пластичних матеріалів (мідь) при інтенсивних регенеративних АК відбувається з утворенням суглобистої стружки. При цьому стружка має хвилю на вільній стороні, вершини якої можуть бути заокругленими або гострими (пилкоподібна форма). Хвиля на вільній стороні стружки утворюється в умовах циклічної зміни реальної товщини зрізу в результаті регенеративних АК. Її геометрія визначається довжиною хвилі на поверхні різання (швидкістю різання), усадкою і амплітудою регенеративних АК. При обробці важкооброблюваних матеріалів стружка мала особливу форму – циклічну. При обробці крихких матеріалів стружка мала тип надлому.

Список літератури

1. Özer A. Numerical Evaluations for Robotic Turning with a Scheduled Modulatory Gain-Based Chatter Controller / A. Özer, A. Sekiguchi // IFAC-PapersOnLine. – 2023. – 56(2). – P. 11111–11116. <https://doi.org/10.1016/j.ifacol.2023.10.823>
2. Cutting process consideration in dynamic models of machine tool spindle units / Y. Danylchenko, M. Storchak, M. Danylchenko, A. Petryshyn // Machines. – 2023. – 11(6). – 582 p. <https://doi.org/10.3390/machines11060582>
3. A neural network approach for chatter prediction in turning / H. Cherukuri, E. Perez-Bernabeu, M. A. Selles, T. L. Schmitz // Procedia Manufacturing. – 2019. – 34. – P. 885–892. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.06.159>
4. Beri B. Machining of slender workpieces subjected to time-periodic axial force: stability and chatter suppression / B. Beri, G. Meszaros, G. Stepan // Journal of Sound and Vibration. – 2024. – 504. – 116114 p. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2021.116114>
5. Шевченко О. В. Забезпечення вібростійкості процесу розточування однолезовим інструментом на токарному верстаті / О. В. Шевченко, О. В. Ліщинер-Іващенко // Технічна інженерія. – 2020. – 1 (85). – С. 81–88. [https://doi.org/10.26642/ten-2020-1\(85\)-81-88](https://doi.org/10.26642/ten-2020-1(85)-81-88)
6. Improving optimal chatter control of slender cutting tool through more accurate tuned mass damper modeling / M. Wang, P. Qin, T. Zan et al. // Journal of Sound and Vibration. – 2021. – 513. – 116393 p. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2021.116393>
7. Atsuta, T. (2023). Control of chatter vibration in double inserts turning with phase difference of modulations / Atsuta, T., Yoshimura, H., Matsumura, T. // Precision Engineering. – 2023. – 82. – P. 106–115. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2023.03.011>
8. Mohammadi, Y. Finite-amplitude stability in regenerative chatter: The effect of process damping nonlinearity and intermittent cutting in turning / T. Atsuta, H. Yoshimura, T. Matsumura // Journal of Sound and Vibration. – 2022. – 537. – 117158 p. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2022.117158>
9. Schmitz T. L. Machining dynamics / T. L. Schmitz, K. S. Smith // Springer. – 2009. – 303 p.

<https://doi.org/10.1007/978-3-319-93707-6>

10. Experimental verification of the impact of phase shift between neighboring waves on the intensity of regenerative oscillations during continuous cutting / Y. Vnukov, P. Tryshyn, O. Kozlova, S. Dyadya // In Grabchenko's International Conference on Advanced Manufacturing Processes. Cham: Springer Nature Switzerland. – 2024. – P. 342–357. https://doi.org/10.1007/978-3-031-82746-4_31

11. Emami M. Theoretical and experimental study of the chatter vibration in wet and MQL machining conditions in turning process // M. Emami, A. Karimipour // Precision Engineering. – 2021. – 72. – P. 41–58. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2021.04.006>

12. Vibration and acoustic emission monitoring the stability of peakless tool turning: Experiment and modeling / A. V. Filippov, A. Y. Nikonov, V. E. Rubtsov et al. // Journal of Materials Processing Technology. – 2017. – 246. – P. 224–234. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.03.030>

13. Kasprowiak M. Vibration suppression with use of input shaping control in machining / M. Kasprowiak, A. Parus, M. Hoffmann // Sensors. – 2022. – 22(6). – 2186 p. <https://doi.org/10.3390/s22062186>

14. Залога В. О. Методологічні основи підвищення ефективності оброблення деталей шляхом керування динамікою процесу високошвидкісного точіння з високими частотами обертання шпинделя : монографія / В. О. Залога, Ю. В. Шаповал. – Суми : Сумський

державний університет, 2024. – 143 с.

15. Nakagawa J. Identification and effect of chip shear band on chatter vibration in the turning of Nickel Alloy 718 / J. Nakagawa, N. D. Farahani, Y. Altintas // CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology. – 2023. – 44. – P. 82–90. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2023.05.004>

16. Cutter-Oscillator with Single-Degree-of-Freedom for the Study of Cutting Vibrations / Y. Vnukov, P. Tryshyn, O. Kozlova, S. Dyadya // Strojnicky časopis: Journal of Mechanical Engineering. – 2024. – 74(1). – P. 169–180. <https://doi.org/10.2478/scjme-2024-0017>

17. Experimental research on regenerative self-oscillations during turning / Y. Vnukov, P. Tryshyn, O. Kozlova, S. Dyadya // In Grabchenko's International Conference on Advanced Manufacturing Processes. Cham: Springer Nature Switzerland. – 2025. – P. 358–372. https://doi.org/10.1007/978-3-031-82746-4_32

18. Основи теорії різання матеріалів : підручник [для вищ. навч. закладів] / М. П. Мазур, Ю. М. Внуков, В. Л. Доброскок та ін. ; під заг. ред. М.П. Мазура. – 2-е вид. перероб. і доп. – Львів : Новийсвіт-2000, 2011. – 422 с.

19. Стали и сплавы. Марочник : Справ. изд. / [Науч. ред. В.Г. Сорокин, М.А. Гервасьев] – М. : «Ин-термет Инжиниринг», 2001. – 608 с.

20. Краткий справочник металлиста / [Под общ. ред. П. Н. Орлова, Е. А. Скороходова]. – 3-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1986. – 960 с.

RESEARCH ON THE INFLUENCE OF THE MACHINED MATERIAL ON THE INTENSITY OF REGENERATIVE SELF-OSCILLATIONS DURING TURNING

Pavlo Tryshyn	Ph. D., Associate Professor of the Department of Mechanical Engineering Technology, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: trishin@zp.edu.ua , ORCID: 0000-0002-3301-5124
Olena Kozlova	Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Mechanical Engineering Technology, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: kozlova@zp.edu.ua , ORCID: 0000-0002-3478-5913
Natalia Honchar	Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Mechanical Engineering Technology, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: gonchar.zntu@gmail.com , ORCID: 0000-0002-6040-0394
Ivan Hembel	Postgraduate student, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: gembivan@zp.edu.ua , ORCID: 0009-0005-8442-5288

Purpose. To study the influence of the processed material on the intensity of regenerative self-oscillations during turning.

Research methods. The research was conducted by an experimental method, in which oscillograms of oscillations of the cutting edge of the cutter-oscillator were recorded. The analytical method was used to study the oscillograms on which the parameters of the oscillatory system of the cutter-oscillator were measured, which characterize the law of motion of the cutting edge during self-oscillations.

Results. It has been established that the intensity of self-oscillations during turning is influenced by the type of crystal lattice and the number of shear planes of the processed material. The greater the number of shear planes, the easier the material is subjected to plastic deformation and the more intense the vibrations can be generated. Also, the ability to excite or dampen vibrations during turning is particularly affected by the frequency of chip segmentation. For

example, a low frequency of chip segmentation during turning of difficult-to-machine materials (titanium) can dampen regenerative self-oscillation. Processing of different materials with intensive regenerative self-oscillation occurs with the formation of different types of chips: articulated, fractured, cyclic.

Scientific novelty. The obtained results confirm the influence of the mechanical and physical and technical properties of the processed material on the excitation or damping of regenerative self-oscillations. The properties of the processed material influence the chip formation process in the cutting zone, which in the sense of the classical scheme of the self-oscillating system is a regulator.

Practical value. The obtained results prove the influence of the properties of the processed material on the intensity of regenerative self-oscillations during turning and provide an opportunity to take the necessary measures to reduce vibrations.

Key words: regenerative self-oscillations, cutter-oscillator, oscillogram, mechanical properties.

References

1. Özer, A., Sekiguchi, A. (2023). Numerical Evaluations for Robotic Turning with a Scheduled Modulatory Gain-Based Chatter Controller. IFAC-PapersOnLine, 56(2), 11111–11116. <https://doi.org/10.1016/j.ifacol.2023.10.823>
2. Danylchenko, Y., Storchak, M., Danylchenko, M., Petryshyn, A. (2023). Cutting process consideration in dynamic models of machine tool spindle units. Machines, 11(6), 582. <https://doi.org/10.3390/machines11060582>
3. Cherukuri, H., Perez-Bernabeu, E., Selles, M. A., Schmitz, T. L. (2019). A neural network approach for chatter prediction in turning. Procedia Manufacturing, 34, 885–892. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.06.159>
4. Beri, B., Meszaros, G., Stepan, G. (2021). Machining of slender workpieces subjected to time-periodic axial force: stability and chatter suppression. Journal of Sound and Vibration, 504, 116114. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2021.116114>
5. Shevchenko, O. V., Lishchyner-Ivashchenko, O. V. (2020). Zabezpechennia vibrostiikosti protsesu roztochuvannia odno-lezovym instrumentom na tokarnomu verstati. Tekhnichna inzheneriia, 1 (85), 81–88. [https://doi.org/10.26642/ten-2020-1\(85\)-81-88](https://doi.org/10.26642/ten-2020-1(85)-81-88)
6. Wang, M., Qin, P., Zan, T., Gao, X., Han, B., Zhang, Y. (2021). Improving optimal chatter control of slender cutting tool through more accurate tuned mass damper modeling. Journal of Sound and Vibration, 513, 116393. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2021.116393>
7. Atsuta, T., Yoshimura, H., Matsumura, T. (2023). Control of chatter vibration in double inserts turning with phase difference of modulations. Precision Engineering, 82, 106–115. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2023.03.011>
8. Mohammadi, Y., Ahmadi, K. (2022). Finite-amplitude stability in regenerative chatter: The effect of process damping nonlinearity and intermittent cutting in turning. Journal of Sound and Vibration, 537, 117158. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2022.117158>
9. Schmitz, T. L., Smith, K. S. (2009). Machining dynamics. Springer, 303. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-93707-6>
10. Vnukov, Y., Tryshyn P., Kozlova, O., Dyadya, S. (2024). Experimental verification of the impact of phase shift between neighboring waves on the intensity of regenerative oscillations during continuous cutting. In: Grabchenko's International Conference on Advanced Manufacturing Processes. Cham: Springer Nature Switzerland. 342–357. https://doi.org/10.1007/978-3-031-82746-4_31
11. Emami, M., Karimipour, A. (2021). Theoretical and experimental study of the chatter vibration in wet and MQL machining conditions in turning process. Precision Engineering, 72, 41–58. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2021.04.006>
12. Filippov, A. V., Nikonov, A. Y., Rubtsov, V. E., Dmitriev, A. I., Tarasov, S. Y. (2017). Vibration and acoustic emission monitoring the stability of peakless tool turning: Experiment and modeling. Journal of Materials Processing Technology, 246, 224–234. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.03.030>
13. Kasprowiak, M., Parus, A., Hoffmann, M. (2022). Vibration suppression with use of input shaping control in machining. Sensors, 22(6), 2186. <https://doi.org/10.3390/s22062186>
14. Zaloha, V. O., Shapoval, Yu. V. (2024). Metodolohichni osnovy pidvyshchennia efektyvnosti obrobлення detalei shliakhom keruvannia dynamikoju protsesu vysokoshvydkisnoho tochinna z vysokymy chastotamy obertannia shpyn-delia. Sumskyi derzhavnyi universytet, 143.
15. Nakagawa, J., Farahani, N. D., Altintas, Y. (2023). Identification and effect of chip shear band on chatter vibration in the turning of Nickel Alloy 718. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 44, 82–90. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2023.05.004>
16. Vnukov, Y., Tryshyn, P., Kozlova, O., Dyadya, S. (2024). Cutter-Oscillator with Single-Degree-of-Freedom for the Study of Cutting Vibrations. Strojnícky časopis: Journal of Mechanical Engineering, 74(1), 169–180. <https://doi.org/10.2478/scjme-2024-0017>
17. Vnukov, Y., Tryshyn, P., Kozlova, O., Dyadya, S. (2025). Experimental research on regenerative self-oscillations during turning. In: Grabchenko's International Conference on Advanced Manufacturing Processes. Cham: Springer Nature Switzerland, 358–372. https://doi.org/10.1007/978-3-031-82746-4_32
18. Mazur, M. P. et al. (2011). Osnovy teorii rizannia materialiv. Novyi svit-2000, 422.
19. Sorokyn, V.H. (2001). Staly y splavy. Marochnyk. Ynternet Ynzhyrnyh, 608.
20. Orlov, P.N. (1986). Kratkyi spravochnyk metallista. Mashynostroenye, 960.

UDC 621.791.18

- Ruslan Kulykovskiy Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Vice-Rector for Scientific and Pedagogical Work and Issues of University Development Prospects, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail: kulikovski@zp.edu.ua*, ORCID: 0000-0001-8781-2113
- Denys Molochkov Ph. D., Senior Lecturer, Department of Information Technologies in Electronic Devices, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, *e-mail: molochkov@zp.edu.ua*, ORCID: 0000-0002-9030-5371
- Oleksandr Kostin Candidate of Technical Sciences, Professor, Professor at the Department of Welding Engineering, Admiral Makarov National University of Shipbuilding, Mykolaiv, Ukraine, *e-mail: kostin.weld@gmail.com*, ORCID: 0000-0002-4739-660X
- Volodymyr Martynenko Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of the Department of Electrical Power Engineering, Electrical Engineering, and Electromechanics, Mykolaiv National Agrarian University, Mykolaiv, Ukraine, *e-mail: martynenko@mnau.edu.ua*, ORCID: 0000-0003-4067-3640
- Serhii Oleksiienko Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of the Department of Welding and Construction Technologies, Chernihiv Polytechnic National University, Chernihiv, Ukraine, *e-mail: sv.oleks@ukr.net*, ORCID: 0000-0001-5475-4439

OPTIMIZATION OF THE DIFFUSION BONDING PROCESS FOR A MULTILAYER JOINT IN 14Cr17Ni2 ALLOY

Purpose. To optimize diffusion bonding technology for multilayer joints of aircraft engine components made of 14Cr17Ni2 alloy, minimizing material degradation and geometric distortions.

Research methods. Analysis of conventional (T1) and intensified (T2) diffusion bonding (using an intermediate nickel layer up to 10 μm). Parameters were optimized on laboratory samples and full-scale models; joint quality was assessed by metallographic analysis.

Results. T1 technology requires high pressure (15–20 MPa) at 950–1050 °C. Optimized T2 technology (with a Ni layer) showed superior results: welding temperature 950 °C, pressure 5 MPa, holding time 50 min. The Ni layer allowed for a 3-4 fold reduction in pressure, use of a lower welding temperature, maintained high joint quality, and ensured deformation $\leq 4\%$. Metallography confirmed the absence of defects in the microstructure. The reduced welding temperature of 950°C prevents post-weld hardening of the 14Cr17Ni2 alloy.

Scientific novelty. Optimal parameters for diffusion welding of multilayer joints of 14Cr17Ni2 alloy at low pressure using a thin Ni interlayer have been determined, ensuring defect-free, high-quality joints with significantly reduced welding pressure and temperature. The optimal interlayer thickness allows leveraging the contact strengthening effect to achieve a joint with strength comparable to the base material.

Practical value. T2 diffusion bonding technology ensures reliable manufacturing of precision multilayer components from 14Cr17Ni2 alloy with minimal thermo-mechanical impact and reduced manufacturing complexity (lower pressure equipment). This is a promising and economically viable solution for the aviation industry, for components requiring high precision and performance under extreme conditions.

Key words: diffusion bonding, 14Cr17Ni2, interlayer, relative plastic deformation, surface activation.

Introduction

The advancement of the aviation industry in the 21st century is characterized by the intensive implementation of the latest scientific and technological achievements. A prominent example is the development and application of methods for obtaining permanent joints of structural materials, particularly in the solid phase [1]. Among such methods, diffusion bonding holds a special place. It's a high-technology solid-phase process based on atomic diffusion and local plastic deformation at elevated temperatures. This process ensures the production of high-quality permanent joints for a wide range of materials and is crucial for

manufacturing high-precision components due to minimal welding deformations [1].

The object of this study is multilayer joints of 14Cr17Ni2 alloy, produced by diffusion bonding for the "Amplifier Block" component (Fig. 1). This component is a two-stage amplifier of command signals in the automatic control system of aircraft engine valves and operates under exposure to air at compressor command pressure over a wide temperature range, from -60 to +500 °C. Alloy 14Cr17Ni2 is classified as difficult-to-weld, and welded joints in the heat-affected zone exhibit reduced corrosion

resistance [2]. The high precision and reliability requirements for such components, combined with the material's specific characteristics, necessitate a thorough selection and optimization of their joining technology.

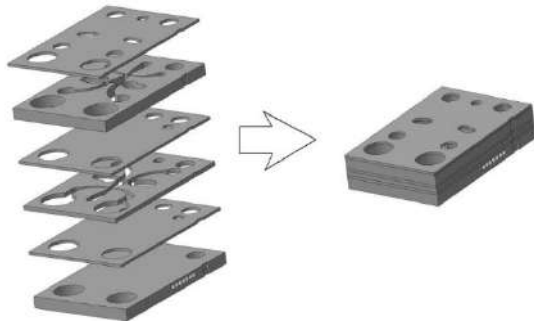


Figure 1. Multilayer structure of the Amplifier Block

The aim of this work is to develop and optimize the technological process of diffusion bonding for the "Amplifier Block" made of 14Cr17Ni2 alloy. This process aims to ensure the formation of a high-quality joint while minimizing the negative impact on the material's properties and the product's geometric parameters, specifically by reducing the main process parameters through a justified selection of an intensification method.

The formation of a permanent joint in the solid phase is based on fundamental physicochemical principles, which include the stages of physical contact formation, electronic interaction, and the development of diffusion processes [3]. This requires not only the bringing together of surfaces but also activation energy (thermal and/or mechanical) [4]. Under real conditions, the process is complicated by the presence of microroughness and various films on the surfaces. The formation of a joint is thermodynamically favorable when the surface free energy of the system decreases. This energy depends on the material's structure and temperature but is practically independent of pressure, although adsorbed gases significantly reduce it [5]. The thermodynamic feasibility of joining similar materials is evident, whereas for dissimilar materials, it is determined by the possibility of a chemical reaction and a change in Gibbs energy.

The process of joint formation during diffusion bonding occurs in three conventional stages. Physical interaction involves bringing atoms close enough for quantum-mechanical interaction and overcoming microroughness through local plastic deformation. The next stage, activation of contact surfaces, involves the formation of active centers through the transition of the system to a higher energy activated state, where physicochemical interaction occurs at sites of crystal structure defects. The final stage, volumetric interaction in the contact zone, includes the formation of strong chemical bonds, the development of diffusion (self- and interdiffusion, accelerated by increasing temperature and along grain boundaries and surfaces) and relaxation processes, leading to the homogenization of the joint [6].

The key parameters determining the quality of a diffusion bonded joint are surface cleanliness and roughness, the composition of the welding atmosphere, the thermal cycle (welding temperature), an applied pressure, and welding duration [7–11]. Alloys with a high chromium content, such as 14Cr17Ni2, are characterized by the formation of thermodynamically stable oxide films on their surfaces, which complicate welding and traditionally necessitate the use of high temperatures and significant plastic deformation for their disruption [2, 12, 13]. This, in turn, can negatively affect the material properties and product accuracy.

To enhance the efficiency of the diffusion bonding process for 14Cr17Ni2 alloy and achieve the required joint quality at reduced technological parameters, various intensification methods aimed at activating physicochemical processes during the three main stages of joint formation were analyzed. Known methods, such as cyclic pressure variation, the application of ultrasonic vibrations, the imposition of tensile forces, impact pressure, controlled forced deformation, as well as the influence of electric or magnetic fields, or ionizing radiation, can activate the formation of physical contact, the disruption of surface films, and mass transfer in the joint zone [14, 15]. This, in turn, may allow for a reduction in the process temperature or duration. However, a comprehensive analysis of these methods in relation to the stated task – the fabrication of multilayer precision components from 14Cr17Ni2 alloy – revealed a number of significant limitations. Specifically, many of the listed approaches lead to substantial plastic deformation of the welded parts, which is unacceptable for precision products. Furthermore, they do not always ensure that the joint strength is equal to that of the base metal when the welding temperature is significantly lowered, and often require the development of complex technologies, the creation of specialized high-precision equipment, and precision tooling, which is associated with considerable material costs.

Considering these limitations and the necessity to meet a set of requirements, such as minimal deformation, high joint quality, and the possibility of reducing the welding temperature, pressure, and time, the application of intermediate plasticizing layers was chosen as the most promising intensification method. This method allows for a reduction in chemical heterogeneity in the joint zone, improvement of conditions for the disruption of oxide films and the formation of physical contact due to the plastic deformation of the interlayer itself, minimization or complete elimination of significant plastic deformation of the main components, and a substantial reduction in the temperature, pressure, and holding time of diffusion bonding, while ensuring the attainment of joints with properties close to those of the base material [16]. The use of intermediate non-fusible layers, particularly those of plastic metals such as nickel, is an effective method for intensifying the diffusion bonding process and reducing its energy-force parameters. Unlike fusible interlayers, which essentially bring the process closer to brazing and may not provide the neces-

sary joint strength, non-fusible layers promote the formation of a high-quality metallurgical bond.

Nickel, as a transition d-metal, is characterized by high strength and ductility, which are maintained over a wide temperature range. It forms solid solutions or stable phases with most structural metals, including the components of 14Cr17Ni2 alloy, thereby avoiding the formation of brittle intermetallics in the joint zone [16]. Its enhanced deformability compared to many other metals promotes better formation of physical contact in the early stages of welding. Intermediate layers can be applied in the form of foils, powders, or thin coatings (electroplated or deposited). Foils, having a surface activity close to that of a bulk material and a significant thickness (0.05...1.0 mm), are primarily used to prevent the formation of undesirable phases. Powder interlayers, although possessing high free energy which promotes sintering, are difficult to apply as a uniform layer. Thin electroplated or deposited coatings, however, due to structural defects, a high surface-to-volume ratio, and small thickness, have significantly higher free energy compared to foils, which activates mutual diffusion processes [16]. Electroplated coatings also provide surface protection against oxidation and, due to tangential stresses at the "substrate-coating" interface, promote the disruption of oxide films and activation of the base metal surface. In view of these advantages, this particular method was chosen for forming the nickel intermediate layers.

Materials and methodology

The object of the research was multilayer joints fabricated from 14Cr17Ni2 martensitic-ferritic stainless steel, which is considered difficult-to-weld. The studies were conducted on model samples simulating the design of the "Amplifier Block" component – an assembly of six rectangular plates with dimensions of 38×58 mm and individual plate thicknesses ranging from 1 to 4.2 mm. The total thickness of the assembly before bonding was 12.8 mm. Samples of various sizes were used for the experimental investigations. Initial development of the parameters for technology T1 (conventional diffusion bonding) was performed on 15×15 mm plates of 14Cr17Ni2 alloy with thicknesses of 1 to 4.2 mm. For technology T2 (bonding with an intermediate nickel layer), 20×15 mm plates of similar thickness were used. Verification of the optimized parameters was carried out on full-scale 38×58 mm plates.

The roughness of the surfaces to be bonded did not exceed $Ra=1.25\text{ }\mu\text{m}$ (according to ISO 21920-2). Mechanical surface preparation was performed by grinding using an abrasive wheel with a vulcanite bond and a grit size ensuring the specified roughness (F150 and finer according to ISO 8486-1 for bonded abrasives). Surface cleaning before bonding involved sequential wiping with technical grade acetone and technical grade ethyl alcohol. In the case of technology T2, a nickel layer up to 10 μm thick was electrodeposited on each side of the mechanically processed and cleaned workpieces. For samples used during the T2 regime development stage, the nickel layer thickness was 8–15 μm .

Initial development of optimal parameters for technologies T1 and T2 was conducted on a modernized USEPVN-4N diffusion bonding unit with radiation heating. Verification of the optimized regimes on full-scale samples was performed on a UDSV-DT diffusion bonding unit with an induction heating source. Validation of the technological process according to technology T2 was carried out using SECO/WARWICK vacuum high-temperature furnaces. To prevent adhesion between the elements of the welding fixture and the model assembly, their contact surfaces were treated with an aqueous solution of boron nitride.

The development of the diffusion bonding technology was carried out in two main directions. The first direction, technology T1 – conventional, aimed to determine the optimal parameters (temperature, pressure, holding time) for bonding without the use of intensification measures. The investigated parameters included a welding temperature (T_w) in the range of 850–1100 °C, a pressure (P_w) from 5 to 20 MPa, and a holding time (t_w) from 20 to 50 minutes. The vacuum level was maintained at not less than 10^{-3} mm Hg. Cooling of the parts was carried out in vacuum down to a temperature of 100°C.

The second direction, technology T2 – utilizing nickel interlayers, aimed to reduce the bonding pressure and temperature. The welding temperature (T_w) ranged from 900 to 950 °C. The bonding pressure (P_w) varied in the range from 1 to 10 MPa. The bonding time (t_w) was varied from 25 to 65 minutes. Fixation of the assembly elements before bonding was achieved using tensioning steel strips, resistance welded to the ends of the assembled stack. The thermal cycle included preheating to 600 °C with a holding time of 30 minutes, subsequent heating to the bonding temperature at a rate of 6–8 °C/min, holding at the bonding temperature and pressure, and subsequent furnace cooling to 70–100 °C.

The quality of the diffusion bonds was evaluated by deformation control, metallographic analysis, and visual inspection. Deformation control consisted of measuring the thickness of the samples before and after bonding using an MK-25 type micrometer. The displacement of the pressing system rod during bonding was also recorded. The maximum permissible shortening of the component after bonding was not to exceed 0.5 mm. Metallographic analysis was performed to detect defects such as lack of fusion, cracks, and kissing bonds, and to evaluate the microstructure of the joints. Metallographic sections were prepared by mechanical means. For etching the metallographic sections, a reagent consisting of 20 g of copper sulfate, 100 cm³ of hydrochloric acid, and 100 cm³ of ethyl alcohol was used, applied by swabbing. Microstructural investigation and photography were conducted using an NU 2 metallographic microscope.

Results and discussion

The development of optimal parameter combination for diffusion bonding of 14Cr17Ni2 alloy using the conventional technology (T1), i.e., without the application of intermediate intensifying layers, was conducted in two

stages. The aim was to determine such combinations of temperature, pressure, and holding time that would ensure the formation of a high-quality, defect-free joint with an acceptable level of part deformation.

In the first stage, the dependence of the relative deformation (ϵ) of 14Cr17Ni2 alloy on the welding time (t_w) was determined at fixed values of temperature ($T_w = 1000^\circ\text{C}$) and pressure ($P_w = 20\text{ MPa}$) (Fig. 2). It was established that the formation of the welded joint begins after only 5 minutes of holding time. This time corresponds to the completion of the transient creep stage, characterized by a continuous decrease in the deformation rate, and the transition to the steady-state creep stage. A high-quality, defect-free welded joint was formed with a holding time of 20 minutes or more. Thus, although increasing the holding time at given T_w and P_w typically enhances the joint strength up to a certain limit, after which its growth ceases, it also leads to a continuous increase in the deformation of the workpieces. Analysis of the quality of the obtained joints and the level of deformation showed that the optimal welding time under these conditions should be considered $t_w = 20\text{ min}$. Under this parameter values, the absence of defects in the welded joint is ensured, and an acceptable level of deformation ($\epsilon = 3\%$) is achieved, which meets the requirements for the investigated component.

In the second stage of research, with a fixed optimal welding time of $t_w = 20\text{ min}$, an experiment was conducted to determine the optimal range for varying the welding pressure P_w and temperature T_w . Welding temperature is a critical parameter as it determines the plasticity of the metals and the rate of diffusional exchange between the contacting surfaces. Even small changes in temperature can significantly affect the kinetics of joint formation. An increase in pressure, in turn, promotes an improvement in

joint quality. However, excessively high pressure can cause an undesirable level of plastic deformation of the parts, changes in their shape, or even failure. During the experiments, the welding temperature was varied in the range from 850 to 1100°C , and the pressure was varied from 5 to 20 MPa (Fig. 3).

At a welding temperature $T_w = 850^\circ\text{C}$ and a pressure $P_w = 20\text{ MPa}$, a relatively low level of deformation ($\epsilon = 1.6\%$) was ensured. However, metallographic analysis revealed lack of fusion (Fig. 4a). This indicates an insufficiency of temperature or holding time for the given pressure. At lower pressures ($P_w = 5\text{--}15\text{ MPa}$) and a temperature of 850°C , only adhesion of the welded plates was observed. These plates, as shown by the microsection, were separated by an oxide strip (Fig. 4b) and easily detached from each other upon an attempt to separate them.

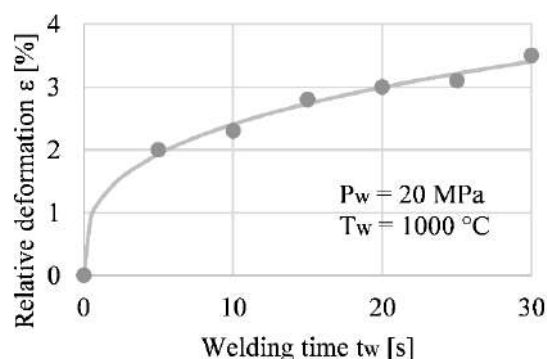


Figure 2. Strain (ϵ) of 14Cr17Ni2 alloy samples as a function of welding time (t_w)

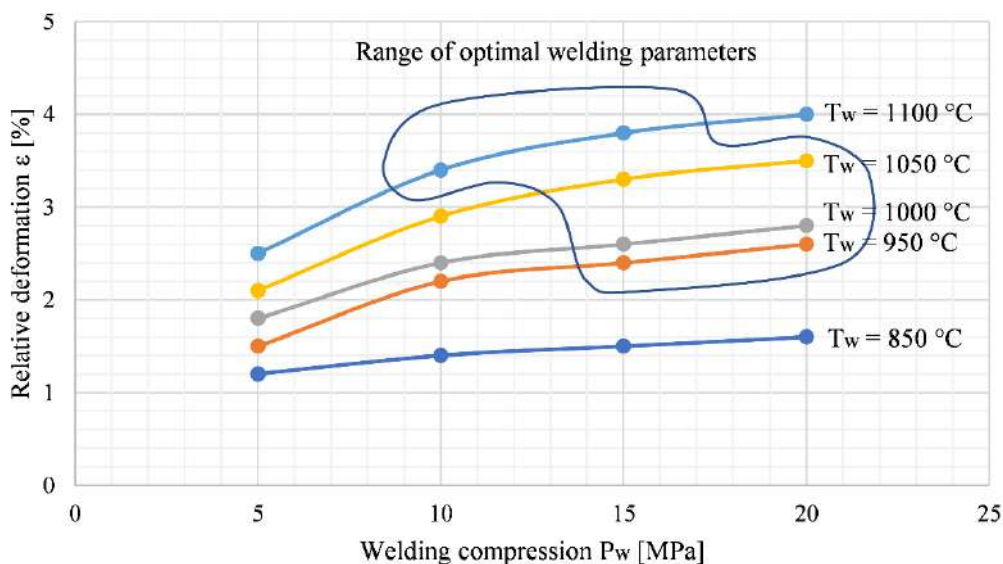


Figure 3. Effect of applied pressure (P_w) on plastic strain (ϵ) of 14Cr17Ni2 alloy samples

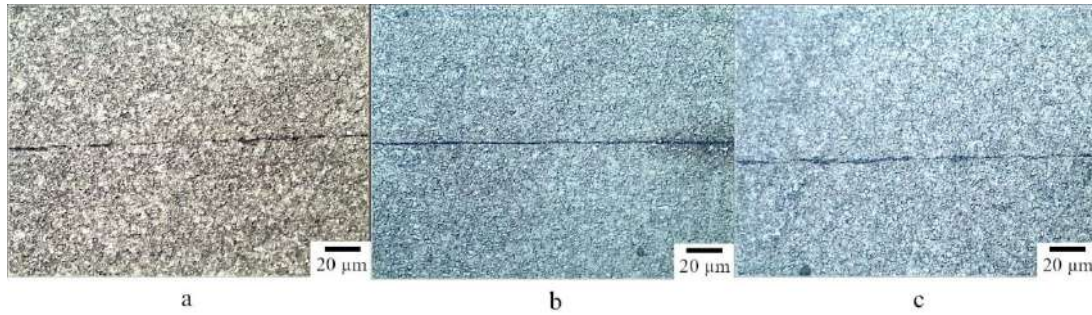


Figure 4. Microstructure of the welded joint of 14Cr17Ni2 alloy at [$T_w = 850^\circ\text{C}$; $P_w = 20\text{ MPa}$; $t_w = 20\text{ min}$] (a); [$T_w = 850^\circ\text{C}$; $P_w = 5\text{ MPa}$; $t_w = 20\text{ min}$] (b) and [$T_w = 950^\circ\text{C}$; $P_w = 5\text{ MPa}$; $t_w = 20\text{ min}$] (c)

Increasing the welding temperature to $T_w = 950^\circ\text{C}$ at a pressure $P_w = 5\text{--}10\text{ MPa}$ did not ensure the required joint quality due to lack of fusion and adhesion (Fig. 4c). Conversely, at $P_w = 15\text{--}20\text{ MPa}$ and a temperature of 950°C , high-quality joints with mutual diffusion of the joined materials across the entire contact zone were successfully obtained (Fig. 5a). The relative deformation of the joints in this case did not exceed 2.6 %. Similar joint quality was also observed when welding at a temperature of 1000°C ; the maximum relative deformation was 2.8 %. Further increasing the temperature to $T_w = 1050^\circ\text{C}$ ensured a high-quality welded joint and a change in relative deformation to 3.5% at $P_w = 20\text{ MPa}$ and 3.3% at $P_w = 15\text{ MPa}$ (Fig. 5b). When welding at lower applied pressures, a defective welded joint was formed. A temperature of 1100°C and a pressure in the range of $P_w = 10\text{--}20\text{ MPa}$ ensured a defect-free joint. In this case, welding with an applied pressure $P_w = 20\text{ MPa}$ led to an increase in the deformation of the welded joint to more than 4 %. According to the requirements for the fluidic amplifier block, the permissible level of deformation is not more than 4 %. This threshold was exceeded only when welding with the parameters $T_w = 1100^\circ\text{C}$, $P_w = 20\text{ MPa}$, and $t_w = 20\text{ min}$.

Analysis of the joints in the test samples, obtained by conventional diffusion bonding of 14Cr17Ni2 alloy, allowed for the determination of the following recommended regime parameters: welding temperature $T_w = 950\text{--}1050^\circ\text{C}$, pressure $P_w = 15\text{--}20\text{ MPa}$, and holding time $t_w = 20\text{ min}$. If welding is performed at a higher temperature of $T_w = 1100^\circ\text{C}$, the welding pressure should be within the range of $P_w = 10\text{--}15\text{ MPa}$ and the holding time $t_w = 20\text{ min}$ to avoid excessive deformation. Thus, the application of

“conventional” diffusion bonding technology for 14Cr17Ni2 alloy requires the use of a universal diffusion bonding unit capable of providing a relatively high range of welding pressure (10–20 MPa).

The use of intermediate soft interlayers is a known method for intensifying the diffusion bonding process, allowing for a reduction in process temperature and pressure. In this work, an electrodeposited nickel interlayer with a thickness of 8–15 μm was chosen to intensify the diffusion bonding process of 14Cr17Ni2 alloy and minimize the thermo-mechanical impact on the material. The development of welding regimes for technology T2 was carried out with the aim of determining the minimum possible applied pressure while ensuring a high-quality joint. The welding temperature was reduced to 900°C , which allows for the avoidance of additional heat treatment cycles for the welded joint, as hardening of 14Cr17Ni2 alloy is recommended from temperatures of 970°C and above. The welding pressure P_w was varied in the range from 1 to 10 MPa, and the welding time t_w was changed from 30 to 65 minutes depending on the pressure.

At a pressure $P_w = 1\text{ MPa}$ and a holding time $t_w = 65\text{ min}$, the deformation of the welded assembly was $\varepsilon = 0.8\%$. However, this regime did not ensure the required quality of the welded joints, as metallographic analysis revealed adhesion of the plates (Fig. 6a), complete (Fig. 6b) or partial lack of fusion (Fig. 6c). The thickness of the intermediate nickel layer in the joint was 21–24 μm . Such a result indicates that a pressure of 1 MPa is insufficient to ensure proper physical contact and surface activation, even with a prolonged holding time and the presence of a plastic nickel interlayer.

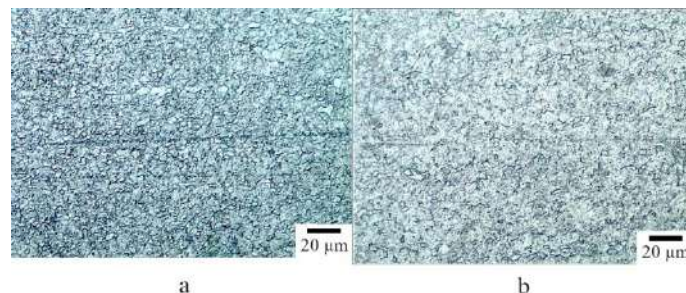


Figure 5. Microstructure of the welded joint of 14Cr17Ni2 alloy at [$T_w = 950^\circ\text{C}$; $P_w = 15\text{ MPa}$; $t_w = 20\text{ min}$] (a) and [$T_w = 1050^\circ\text{C}$; $P_w = 15\text{ MPa}$; $t_w = 20\text{ min}$] (b)

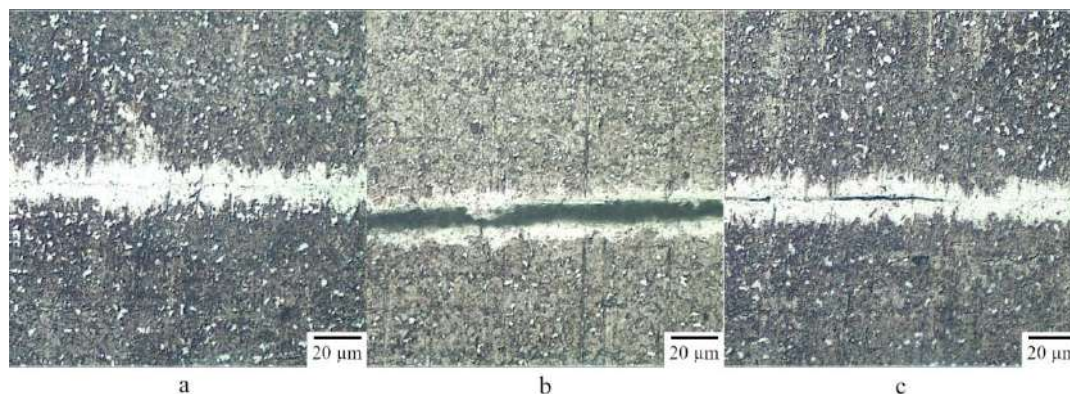


Figure 6. Welding defects: adhesion (a), complete lack of fusion (b) and partial lack of fusion (c) at $T_w = 900\text{ }^{\circ}\text{C}$; $P_w = 1\text{ MPa}$; $t_w = 65\text{ min}$

Increasing the pressure to $P_w = 3\text{ MPa}$ with a holding time $t_w = 60\text{ min}$ led to a deformation of the welded assembly of $\varepsilon = 2.8\%$. This regime ensured the formation of a complete welded joint without zones of lack of fusion or continuous adhesion. However, in separate sections of the weld seam, the presence of voids (pores) located along the joint line was observed. The thickness of the intermediate layer in the joint was $22\text{--}30\text{ }\mu\text{m}$. This indicates that a pressure of 3 MPa is closer to optimal but still does not guarantee complete densification and elimination of all microporosities.

Upon further increasing the pressure to $P_w = 5\text{ MPa}$ with a holding time $t_w = 35\text{ min}$, the deformation of the welded assembly was $\varepsilon = 3.5\%$. Under this regime, a high-quality joint was obtained: defects characteristic of lower pressures, such as voids along the joint line, adhesion, and lack of fusion, were absent. Practically all five joints of the multilayer assembly were characterized by a uniform, defect-free microstructure along the entire length of the seam (Fig. 7). The thickness of the intermediate layer in the joints was $20\text{--}25\text{ }\mu\text{m}$, which is somewhat less than when welding under previous regimes, and is explained by the increased plastic deformation of the soft nickel interlayer under the influence of higher pressure. This regime is optimal from the standpoint of joint quality and an acceptable level of deformation.



Figure 7. Microstructure of the diffusion bonded joint of nickel-plated 14Cr17Ni2 alloy at $T_w = 900\text{ }^{\circ}\text{C}$; $P_w = 5\text{ MPa}$; $t_w = 35\text{ min}$

Welding an assembly of nickel-plated workpieces at a pressure $P_w = 10\text{ MPa}$ and a holding time $t_w = 25\text{ min}$ led to a significant increase in the deformation of the welded assembly to $\varepsilon = 6.17\%$, which exceeds the maximum permissible threshold of 4% for the “Amplifier Block” component. Although all welded joints were characterized by a defect-free structure, a significant reduction in the thickness of the intermediate layer to $10\text{--}15\text{ }\mu\text{m}$ was observed. Although such a reduction in interlayer thickness can positively influence the joint strength due to the effect of contact hardening of soft interlayers, excessive deformation makes this regime unacceptable for this component.

An important aspect of using thin soft interlayers is the effect of their contact hardening, where the mechanical properties of the metal in a thin layer, rigidly bonded to a less plastic base material, significantly exceed the properties of this metal in its free state [17]. With a decrease in the relative thickness of the interlayer, its strength characteristics increase hyperbolically until the strength of the interlayer reaches the strength of the base metal. This means that to realize the advantages of contact hardening and ensure high joint strength while preserving the plasticizing role of the interlayer, it is necessary to use the thinnest possible layers. This very phenomenon can contribute to increasing the strength of joints, especially those obtained at a pressure of 10 MPa , but excessive product deformation is unacceptable. The desire to obtain the benefits of the contact hardening effect without excessive deformation was taken into account when selecting the target thickness of the electrodeposited nickel layer of approximately $10\text{ }\mu\text{m}$ on each surface to be welded for the main experiments on full-scale samples.

To confirm the stability of the developed regimes and identify a possible scale factor, verification was performed on full-scale samples ($38\times 58\text{ mm}$) using the UDSV-DT unit with an induction heating source. The regime that showed the best results on laboratory samples was chosen: $T_w = 900\text{ }^{\circ}\text{C}$, $P_w = 5\text{ MPa}$, $t_w = 35\text{ min}$. The results showed that welding an assembly of nickel-plated full-scale workpieces using these parameters led to a deformation of the welded assembly of $\varepsilon = 3.5\%$. Metallographic analysis confirmed that all five joints of the assembly are characterized by a uniform, defect-free microstructure along the entire

length of the seam (Fig. 8). This indicates that the developed diffusion bonding regimes using a nickel interlayer are reproducible and ensure the formation of a high-quality welded joint regardless of the type of heating source and sample size.



Figure 8. Microstructure of the diffusion bonded joint of nickel-plated 14Cr17Ni2 alloy at $T_w = 900^\circ\text{C}$; $P_w = 5\text{ MPa}$; $t_w = 35\text{ min}$

Analysis of the joints in the test samples, obtained using an intermediate nickel layer, showed that the following main regime parameters are recommended for diffusion bonding of a multilayer joint of 14Cr17Ni2 alloy: $T_w = 900^{+20}_{-15}^\circ\text{C}$, $P_w = 3\text{--}5\text{ MPa}$, $t_w = 35\text{--}40\text{ min}$. The application of an electrodeposited nickel interlayer with a thickness of up to $10\text{ }\mu\text{m}$ per side is an effective intensification method, allowing for a significant reduction in welding pressure. This creates the prerequisites for the successful implementation of the technology under industrial conditions, ensuring high joint quality with minimal thermo-mechanical impact.

To confirm the effectiveness and adapt technology T2 to conditions approaching the actual production of the “Amplifier Block” component, a stage of welding full-scale model assemblies (six $38\times 58\text{ mm}$ plates) was conducted. Initially, when using parameters close to laboratory ones ($P_w \approx 5\text{ MPa}$, $T_w = 920^{+5}_{-10}^\circ\text{C}$, $t_w = 40\text{ min}$), a satisfactory overall deformation of the assembled stack was obtained (average thickness after welding 12.3 mm from an initial 12.8 mm , which meets the requirements of the design documentation). However, analysis of the condition of

the internal elements of the welded product revealed their significant linear deformation (warpage) (Fig. 9a).

This prompted a correction of the welding regimes. By reducing the welding pressure by 10% (to approximately 4.5 MPa), increasing the welding temperature to 950°C , and increasing the holding time to 50 min , it was possible to obtain a high-quality welded joint of the model assembly without visible linear deformation of the internal elements (Fig. 9b). These corrected parameters ($T_w = 950^{+20}_{-15}^\circ\text{C}$, $P_w = 4.5\text{ MPa}$, $t_w = 50\text{ min}$) were determined as final for technology T2.

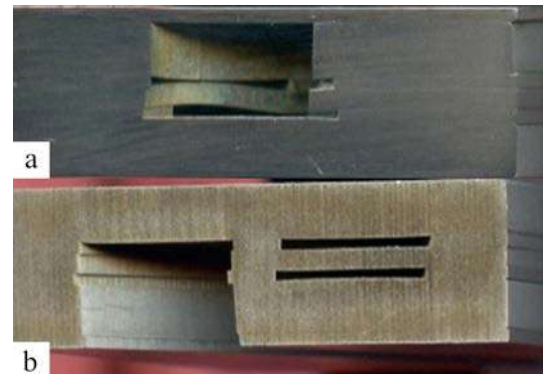


Figure 9. Model assembly with linear deformation of internal elements (a) and without (b)

Metallographic analysis of the welded joints, obtained on the model assemblies using the final T2 regimes, confirmed the high quality of all five seams in the assembly. The absence of defects such as “lack of fusion” and “adhesion” was observed, indicating the reliability and hermeticity of the joints. The thickness of the nickel interlayer in the joint zone varied from $13\text{ to }15\text{ }\mu\text{m}$ (Fig. 10).

Thus, the development stage on full-scale model assemblies confirmed the advantages of technology T2 using nickel interlayers, enabling the production of high-quality multilayer joints of 14Cr17Ni2 alloy at significantly reduced pressures and optimized temperature-time parameters, which ensure minimal deformation and preservation of product accuracy. This demonstrates the high potential of this technology for manufacturing precision components in the aviation industry.

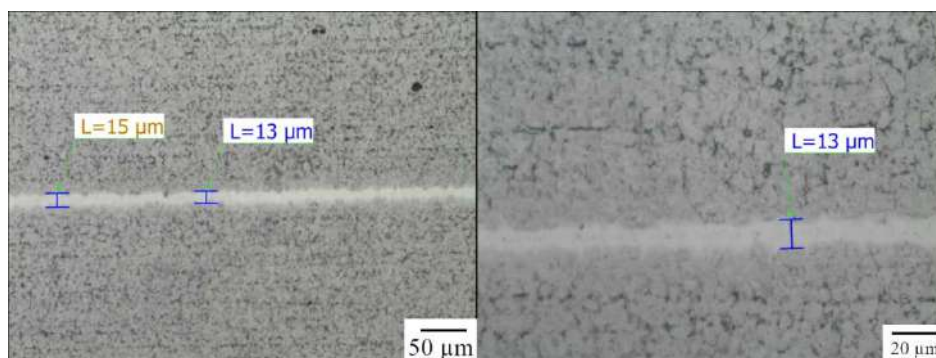


Figure 10. Microstructure of the welded joint of seam No. 5 of the component’s model assembly: $\times 200$ (left) and $\times 500$ (right)

Conclusions

As the result of this research, two approaches to the diffusion bonding of multilayer joints of 14Cr17Ni2 alloy were developed and optimized. The conventional technology (T1) allows for obtaining high-quality joints at a welding temperature $T_w = 950\text{--}1050^\circ\text{C}$, a pressure $P_w = 15\text{--}20$ MPa, and a welding time $t_w = 20$ min. However, this technology requires high applied pressures, which can be critical for the accuracy of precision components and necessitates specialized equipment.

To reduce the process parameters and minimize their impact on the material and product geometry, technology T2, utilizing intermediate layers of electrodeposited nickel up to 10 μm thick on the surfaces to be welded, was successfully applied. Optimization of technology T2 on laboratory samples demonstrated the possibility of obtaining high-quality joints at $T_w = 900^{+20}_{-15}^\circ\text{C}$, $P_w = 3\text{--}5$ MPa, and $t_w = 35\text{--}40$ min. Further development of technology T2 on full-scale model assemblies of the "Amplifier Block" component allowed for the correction and establishment of the final recommended parameters: temperature $T_w = 950^{+20}_{-15}^\circ\text{C}$, pressure $P_w = 5$ MPa, and holding time $t_w = 50$ min. This stage confirmed the effectiveness of the developed technology for complex multilayer structures, making it possible to eliminate the linear deformation of the internal elements of the assembly, which was observed in the initial development stages.

The application of a nickel interlayer demonstrated significant advantages, particularly a considerable reduction in the required welding pressure and temperature compared to T1, while maintaining high joint quality. This was possible due to the plasticizing effect of the nickel interlayer, which facilitates the formation of physical contact at lower pressures, activates diffusion processes at lower temperatures, and promotes the disruption of oxide films. Reducing the operating temperature to $900\text{--}950^\circ\text{C}$ also allows for the avoidance of additional thermal impact in the form of hardening 14Cr17Ni2 alloy. The level of deformation under optimal T2 regimes ($\epsilon = 3.5\%$ at $P_w = 5$ MPa) remained within permissible limits.

The optimized technological process of diffusion bonding for the fluidic amplifier block made of 14Cr17Ni2 alloy using technology T2 ensures the production of high-quality joints. The performed metallographic analysis of welded joints, fabricated using the final T2 technological process, showed the absence of defects such as "lack of fusion" and "adhesion", which characterizes the high quality and hermeticity of the obtained welded joints. The magnitude of product deformation after welding is within the permissible limits of up to 4%.

References

1. H. S. Lee, J.H. Yoon, J.T. Yoo, A Study on Solid State Welding of Aerospace Materials, Key Eng. Mater. 762 (2018) 343–347. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.762.343>.
2. S. Chen, N. Zhao, C. Yang, L. Zhang, F. Yang, X. Shen, Effect of quenching and tempering process on microstructure and properties of 14Cr17Ni2 stainless steel, J. Phys. Conf. Ser. 2891 (2024) 162018. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/2891/16/162018>.
3. C. Kittel, Introduction to Solid State Physics, 8th ed., John Wiley & Sons, Inc, 2005.
4. D.J. Stephenson, ed., Diffusion Bonding 2, Springer Netherlands, Dordrecht, 1991. <https://doi.org/10.1007/978-94-011-3674-7>.
5. W. Greiner, L. Neise, H. Stöcker, Thermodynamics and Statistical Mechanics, Springer New York, New York, NY, 1995. <https://doi.org/10.1007/978-1-4612-0827-3>.
6. A.S.M.I.H. Committee, A.S. for M.J.D.T.A.-T.T. - , Welding Fundamentals and Processes, NV-1 onl, ASM International, Materials Park, Ohio, 2011. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v06a.9781627081740>.
7. A. AlHaza, N. Haneklaus, Z. Almutairi, Impulse Pressure-Assisted Diffusion Bonding (IPADB): Review and Outlook, Metals (Basel). 11 (2021) 323. <https://doi.org/10.3390/met11020323>.
8. Y. Wei, S. Zhang, L. Jia, Q. Li, M. Ma, Study on the Influence of Surface Roughness and Temperature on the Interface Void Closure and Microstructure Evolution of Stainless Steel Diffusion Bonding Joints, Metals (Basel). 14 (2024) 812. <https://doi.org/10.3390/met14070812>.
9. Y. Peng, J. Li, Z. Li, Z. Guo, W. Guo, J. Xiong, Modeling of bonding pressure based on the plastic deformation mechanism of interfacial voids closure in solid-state diffusion bonding, Mater. Des. 245 (2024) 113239. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2024.113239>.
10. V. V. Kvasnitsky, V. F. Kvasnitsky, L. I. Markashova, M.V. Matvienko, Effect of stress-strain state on structure and properties of joints in diffusion welding of dissimilar metals, Pat. Weld. J. 2014 (2014) 8–14. <https://doi.org/10.15407/tpwj2014.08.01>.
11. V. V. Kvasnytskyi, V. F. Kvasnytskyi, C. Hexing, M.V. Matvienko, G.V. Yermolayev, Diffusion welding and brazing of dissimilar materials with controlled stress-strain state, Pat. Weld. J. 2018 (2018) 70–76. <https://doi.org/10.15407/tpwj2018.12.07>.
12. G. Sharma, D.K. Dwivedi, Diffusion bonding of 304 austenitic stainless-steel using pressure pulses, Mater. Today Proc. 44 (2021) 2135–2141. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.12.275>.
13. R.R. Kumar, R.K. Gupta, A.K. Shukla, S.V.S. Narayana Murty, M.J.N.V. Prasad, Development of large-size dissimilar stainless steel/ α -Ti alloy joints by diffusion bonding using vacuum hot press: Interface microstructure and tensile response in the temperature range of $77\text{--}773$ K, Mater. Sci. Eng. A 910 (2024) 146897. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2024.146897>.
14. P. Zhao, Z. Li, L. Kuang, S. Wang, Z. Xu, J. Yan, Deformation-free manufacturing Al alloy laminated structures by an ultrasonic-assisted diffusion bonding, Mater. Charact. 211 (2024) 113883. <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2024.113883>.
15. X. Li, G. Wang, Y. Gu, D. Li, H. Fang, Investigation on electrically-assisted diffusion bonding of Ti2AlNb alloy sheet by microstructural observation, mechanical tests and heat treatment, Mater. Des. 157

(2018) 351–361.

<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2018.07.049>.

16. W. Reeks, H. Davies, S. Marchisio, A review: Interlayer joining of nickel base alloys, J. Adv. Join. Process. 2 (2020) 100030.
<https://doi.org/10.1016/j.jajp.2020.100030>.

17. R. Hill, The Mathematical Theory Of Plasticity, Oxford University Press Oxford, 1998.
<https://doi.org/10.1093/oso/9780198503675.001.0001>.

Одержано 02.06.2025

ОПТИМІЗАЦІЯ ПРОЦЕСУ ДИФУЗІЙНОГО ЗВАРЮВАННЯ БАГАТОШАРОВОГО З'ЄДНАННЯ ЗІ СПЛАВУ 14Cr17Ni2

Руслан Куликовський

канд. техн. наук, доцент, проректор з науково-педагогічної роботи та питань перспектив розвитку Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: kulikovski@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0001-8781-2113

Денис Молочков

доктор філософії, старший викладач кафедри інформаційних технологій електронних засобів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: molochkov@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-9030-5371

Олександр Костін

канд. техн. наук, професор, професор кафедри зварювального виробництва Національного університету кораблебудування імені адмірала Макарова, м. Миколаїв, Україна, e-mail: kostin.weld@gmail.com, ORCID: 0000-0002-4739-660X

Володимир Мартиненко

канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри електроенергетики, електротехніки та електромеханіки Миколаївського національного аграрного університету, м. Миколаїв, Україна, e-mail: martynenko@mnaui.edu.ua, ORCID: 0000-0003-4067-3640

Сергій Олексієнко

канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри технологій зварювання та будівництва Національного університету «Чернігівська політехніка», м. Чернігів, Україна, e-mail: sv.oleks@ukr.net, ORCID: 0000-0001-5475-4439

Мета. Оптимізувати технологію дифузійного зварювання багатошарових з'єднань деталей авіадвигунів зі сплаву 14Cr17Ni2, мінімізуючи деградацію матеріалу та геометричні спотворення.

Методи дослідження. Аналіз традиційного (T1) та інтенсифікованого (T2) дифузійного зварювання (із застосуванням проміжного шару нікелю до 10 мкм). Параметри оптимізовано на лабораторних зразках та повнорозмірних моделях; якість з'єднань оцінено металографічним аналізом.

Результати. Технологія T1 вимагає високого тиску (15–20 МПа) при 950–1050 °C. Оптимізована технологія T2 (з шаром Ni) показала кращі результати: температура зварювання 950 °C, тиск 5 МПа, час витримки 50 хв. Шар Ni дозволив знизити тиск у 3–4 рази, використати нижчу температуру зварювання, зберегти високу якість з'єднання та забезпечити деформацію ≤4%. Металографія підтвердила відсутність дефектів у мікроструктурі. Знижена температура зварювання 950°C запобігає гартуванню сплаву 14Cr17Ni2 після зварювання.

Наукова новизна. Визначено оптимальні параметри дифузійного зварювання багатошарових з'єднань зі сплаву 14Cr17Ni2 при низькому тиску із застосуванням тонкого прошарку Ni, що забезпечує отримання бездефектних, високоякісних з'єднань зі значно зниженими тиском та температурою зварювання. Оптимальна товщина прошарку дозволяє використовувати ефект контактного зміцнення для отримання з'єднання з міцністю, аналогічною до основного матеріалу.

Практична цінність. Технологія дифузійного зварювання T2 забезпечує надійне виготовлення прецизійних багатошарових деталей зі сплаву 14Cr17Ni2 з мінімальним термомеханічним впливом та зниженою складністю виробництва (обладнання для нижчого тиску). Це перспективне та економічно вигідне рішення для авіаційної промисловості, для деталей, що потребують високої точності та працездатності в екстремальних умовах.

Ключові слова: дифузійне зварювання, 14Cr17Ni2, прошарок, відносна пластична деформація, активація поверхні.

Список літератури

1. Lee H. S. A Study on Solid State Welding of Aerospace Materials / Lee H. S., Yoon J. H., Yoo J. T. // Key Engineering Materials. – 2018. – Т. 762. – С. 343–347.

DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/kem.762.343>

2. Effect of quenching and tempering process on microstructure and properties of 14Cr17Ni2 stainless steel /

- S. Chen, N. Zhao, C. Yang et al. // *Journal of Physics: Conference Series*. – 2024. – Т. 2891. – № 16. – С. 162018. DOI: <https://doi.org/10.1088/1742-6596/2891/16/162018>
3. Kittel C. *Introduction to Solid State Physics*. 8th ed. John Wiley & Sons, Inc. – 2005. – 688 c.
4. *Diffusion Bonding 2* / ред. D. J. Stephenson. Dordrecht // Springer Netherlands. – 1991. DOI: <https://doi.org/10.1007/978-94-011-3674-7>
5. Greiner W. *Thermodynamics and Statistical Mechanics* / Greiner W., Neise L., Stöcker H. // New York, NY: Springer New York. – 1995. DOI: <https://doi.org/10.1007/978-1-4612-0827-3>
6. *Welding Fundamentals and Processes* / ред.: T. Lienert et al. // ASM International. – 2011. DOI: <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v06a.9781627081740>
7. AlHaza A. Impulse Pressure-Assisted Diffusion Bonding (IPADB): Review and Outlook / AlHaza A., Haneklaus N., Almutairi Z. // *Metals*. – 2021. – Т. 11. – № 2. – 323 c. DOI: <https://doi.org/10.3390/met11020323>
8. Study on the Influence of Surface Roughness and Temperature on the Interface Void Closure and Microstructure Evolution of Stainless Steel Diffusion Bonding Joints / Y. Wei et al. // *Metals*. – 2024. – Т. 14. – № 7. – 812 c. DOI: <https://doi.org/10.3390/met14070812>
9. Modeling of bonding pressure based on the plastic deformation mechanism of interfacial voids closure in solid-state diffusion bonding / Y. Peng et al. // *Materials & Design*. – 2024. – 113239 c. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2024.113239>
10. Effect of stress-strain state on structure and properties of joints in diffusion welding of dissimilar metals / V. V. Kvasnitsky et al. // *The Paton Welding Journal*. – 2014. – Т. 2014. – № 8. – С. 8–14. DOI: <https://doi.org/10.15407/tpwj2014.08.01>
11. Diffusion welding and brazing of dissimilar materials with controlled stress-strain state / V. V. Kvasnytskyi et al. *The Paton Welding Journal*. – 2018. – Т. 2018, № 12. – С. 70–76. DOI: <https://doi.org/10.15407/tpwj2018.12.07>
12. Sharma G. Diffusion bonding of 304 austenitic stainless-steel using pressure pulses / Sharma G., Dwivedi D. K. // *Materials Today: Proceedings*. – 2021. – Т. 44. – С. 2135–2141. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.12.275>
13. Development of large-size dissimilar stainless steel/ α -Ti alloy joints by diffusion bonding using vacuum hot press: Interface microstructure and tensile response in the temperature range of 77–773 K / R. R. Kumar et al. // *Materials Science and Engineering: A*. 2024. – Т. 910. – 146897 c. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2024.146897>
14. Zhao P. et al. Deformation-free manufacturing Al alloy laminated structures by an ultrasonic-assisted diffusion bonding // *Mater. Charact.* – 2024. – Т. 211. – 113883 c. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2024.113883>
15. Investigation on electrically-assisted diffusion bonding of Ti2AlNb alloy sheet by microstructural observation, mechanical tests and heat treatment / X. Li et al. // *Materials & Design*. – 2018. – Т. 157. – С. 351–361. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2018.07.049>
16. Reeks W. A review: Interlayer joining of nickel base alloys. / Reeks W., Davies H., Marchisio S. // *Journal of Advanced Joining Processes*. – 2020. – Т. 2. – 100030 c. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jajp.2020.100030>
17. Hill R. *The Mathematical Theory Of Plasticity* / Hill R. // Oxford University Press Oxford. – 1998. DOI: <https://doi.org/10.1093/oso/9780198503675.001.0001>

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ В МЕТАЛУРГІЇ ТА МАШИНОБУДУВАННІ

MODELING OF PROCESSES IN METALLURGY AND MECHANICAL ENGINEERING

УДК 621.452.6:621.89.084.6

- Юрій Коваленко провідний інженер-дослідник експериментально-випробувального комплексу, сектору міцності АТ «Івченко-Прогрес», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: turbina_vd@icloud.com*, ORCID: 0009-0009-6572-1339
- Юрій Торба канд. техн. наук, заступник директора підприємства з наукової роботи, начальник експериментально-випробувального комплексу АТ «Івченко-Прогрес», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: torba.yuriy@gmail.com*, ORCID: 0000-0001-8470-9049
- Ольга Лазарева старший викладач кафедри технології авіаційних двигунів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: lazarevaolha@gmail.com*, ORCID: 0000-0002-3417-6309
- Дмитро Павленко д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри технології авіаційних двигунів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, *e-mail: dvp@zp.edu.ua*, ORCID: 0000-0001-6376-2879

ВПЛИВ КУТІВ ПЕРЕМІЩЕННЯ БАНДАЖНОЇ ПОЛИЦІ НА ДЕМПФУВАЛЬНУ ЗДАТНІСТЬ ЛОПАТКОВОГО ВІНЦЯ ТУРБІНИ

Мет а работ и. Дослідж ення впливу співвідношення кут ів переміщення Z-подібної бандаж ної полиці до кут а нахилу робочої конт акт ної поверхні на вібронапруж еніст ь робочих лопат ок т турбіни під час резонанс-них коливань за високочаст от ною формою.

Методи дослідження. Експериментальні дослідження проведено на консольно закріпленій лопатці I ступеня турбіни вентилятора з використанням лабораторної установки, що включала звуковий генератор, підсилювач, п'єзовібратор, мікроскоп і п'єзоциуп. Вивчено дві форми високочастотних коливань (2810 Гц і 3550/3620 Гц), у межах яких здійснювалося вимірювання кутів переміщення восьми контрольних точок на бандажній полиці.

Отримані результати. Установлено, що ефективність демпфування залежить від співвідношення між напрямками переміщення бандажної полки та кутом нахилу контактної поверхні. При близьких значеннях цих параметрів забезпечується сталій контакт і ефективне демпфування навіть при коливаннях у протифазі. Зміна геометрії пера дозволила знизити інтенсивність вібрацій за другою формою коливань та покращити умови контакту.

Наукова новизна. Вперше показано, що напрямок переміщення бандажної полки є суттєвим фактором, що впливає на демпфувальні властивості лопаточного віня. Обгрунтовано доцільність геометричної оптимізації пера з метою стабілізації контактної взаємодії.

Практична цінність. Результати можуть бути використані під час доводки авіаційних турбін, особливо в умовах, коли неможливо застосувати демпфери або змінити осьовий розмір. Запропоновані рекомендації сприятимуть підвищенню ресурсу бандажного з'єднання без зміни зусиль притискання.

Ключові слова: демпфування, лопатка турбіни, бандажна полка, контактна поверхня, форма коливань, напрямок переміщення, авіаційний двигун.

Вступ

Зростання вимог до паливної економічності та експлуатаційної надійності авіаційних газотурбінних двигунів обумовлює необхідність підвищення ефективності роботи їхніх конструктивних елементів, зокрема турбінних лопаток. Одним із ключових чинників забезпечення довговічності лопаток є здатність конструкції до демпфування змінних (перемінних) напружень, що виникають у процесі роботи двигуна. Ефек-

тивне демпфування дає змогу зменшити рівень вібрацій, запобігти виходу на резонансні режими та уникнути втомного руйнування елементів лопаточного віня [1, 2].

Серед сучасних конструктивних рішень особливе місце посідають системи з бандажними з'єднаннями, які забезпечують пружний контакт між суміжними лопатками. Найбільш ефективною вважається така взаємодія між контактними поверхнями бандажних полиць, за якої досягається оптимальне значення сили

притискання. Проте можливість збільшення контактного тиску обмежується ризиком залипання, інтенсивного зносу або механічного пошкодження поверхонь полки, особливо під час нестационарних режимів роботи [3, 4].

Для підвищення ресурсу лопаток та ефективності роботи двигуна особливе значення має оптимізація параметрів кільцевого бандажного з'єднання, сформованого робочими лопатками за бандажними полками. У процесі експлуатації важливо також враховувати зміну геометрії з'єднання, зокрема співвідношення кута переміщення бандажної полки до кута нахилу робочої контактної поверхні, яке значною мірою впливає на демпфувальні властивості з'єднання. Дослідження цього впливу є актуальним і має важливе значення для підвищення надійності та довговічності авіаційних турбін.

Аналіз досліджень та публікацій

Забезпечення ефективного демпфування в лопаточних вінцях турбін є однією з найважливіших умов підвищення надійності та довговічності авіаційних газотурбінних двигунів. У класичних підходах до цієї проблеми головна увага зосереджувалася на використанні фрикційних демпферів. Так, у звіті [5] представлено результати досліджень ефективності таких демпферів для контролю низькочастотних коливань, де підтверджено їхню здатність знижувати рівень змінних напружень у критичних режимах роботи.

Разом із тим, удосконалення конструкцій лопаток відбувається шляхом впровадження геометрично складних елементів, зокрема Z-подібних бандажних полиць, описаних у технічному патенті [6]. Такі конструкції дають змогу поліпшити контактну взаємодію між суміжними лопатками, однак створюють нові виклики у прогнозуванні поведінки з'єднання в умовах вібраційного навантаження.

Пружна зв'язка між робочими лопатками також є важливим фактором впливу на загальну аероеластичну стабільність ротора. У дослідженні [7] на прикладі композитних лопаток було показано, що параметри пружного з'єднання істотно змінюють характер коливань, зокрема в умовах резонансних збурень.

Суттєву роль відіграє сила контактного тиску між бандажними полицями. Згідно з публікацією в журналі Applied Sciences [8], розподіл цієї сили впливає на стійкість до зношування та загальну ефективність демпфування. Однак, можливості її прямого збільшення обмежені через загрозу локального руйнування контактних поверхонь.

Ще одним важливим параметром є кут закрутки бандажної полиці, від якого залежить величина контактного моменту. У патенті [9] запропоновано пристрій для точної корекції цього кута, що є актуальним у процесі доведення та технічного обслуговування.

Огляд наявних джерел демпфування у турбомашинах [10] підтверджує комплексний характер цієї проблеми: до втрат енергії призводять не лише

фрикційні, а й матеріальні, аеродинамічні та геометричні фактори. Серед них важливе значення має величина притискання контактних поверхонь. Як показано в роботі [11], її оптимізація є ключовою умовою підвищення жорсткості й стабільності при вібраційних навантаженнях.

Детальний аналіз високочастотних форм коливань представлено в публікації [12], де розглянуто поведінку лопаток парових турбін при змінних режимах збудження. Особлива увага приділяється геометрії пера лопатки [13], яка визначає умови контактної взаємодії та впливає на амплітуду і напрямок переміщення бандажної полиці.

Однак, навіть за дотримання всіх конструктивних параметрів, основною проблемою залишається зношування контактних поверхонь, особливо в умовах інтенсивних коливань. Це питання досліджено в роботі [14], де описано механізми деградації поверхонь контакту та їх вплив на втрату демпфуючої здатності.

У зв'язку з цим усе більше уваги приділяється захисним покриттям, зокрема твердосплавним, на основі карбиду вольфраму, які наносяться методами детонаційного напилення. Такі підходи дозволяють підвищити зносостійкість без зміни геометрії контактних елементів [15]. Водночас правильне узгодження кута нахилу контактної поверхні з напрямками переміщення віброуючої бандажної полиці, як показано в роботі, є ключовим чинником забезпечення стабільного пружного контакту.

Таким чином, наявні дослідження охоплюють широкий спектр факторів, що впливають на демпфування, проте напрямок переміщення бандажної полиці у взаємозв'язку з геометрією робочої поверхні залишався малодослідженим. У цьому контексті запропоноване дослідження спрямоване на заповнення цієї наукової прогалини, шляхом експериментального аналізу реальних напрямків переміщення контактних точок при різних формах коливань. Такий підхід дозволяє встановити нові критерії геометричного узгодження і покращити демпфуючі властивості без потреби у зміні сили притискання або введенні зовнішніх демпферів, що особливо важливо на етапі доведення двигуна.

Мета роботи

Дослідження впливу співвідношення кутів переміщення Z-подібної бандажної полиці до кута нахилу робочої контактної поверхні на вібронпруженість робочих лопаток турбіни під час резонансних коливань за високочастотною формою.

Матеріал і методика досліджень

Об'єктом дослідження була робоча лопатка 1-го ступеня турбіни вентилятора (ТВ), що має Z-подібну бандажну полицю. Дослідження спрямоване на пошук та аналіз додаткових факторів, здатних впливати на демпфування в робочих лопатках турбіни з Z-подібною бандажною полицею лопаткового вінця.

Відомо, що одним із суттєвих факторів, що впливають на демпфування, є пружний зв'язок робочих лопаток по бандажних полицях. Цей зв'язок виникає завдяки закрутці пера на кут φ . При цьому на бандажні полиці діє крутний момент

$$M = G \cdot \varphi, \quad (1)$$

де G — жорсткість лопатки на кручення пера.

Практика показала, що основним параметром, який характеризує рівень кільцевого бандажного зв'язку, є сила N контактної тиску між полицями:

$$N = M / t \cos \beta = G \varphi / t \cos \beta, \quad (2)$$

де t — відстань між бандажними полицями лопаток;
 β — кут між площиною обертання та поверхнею контакту полиці.

На рисунку 1 показано сили, що діють на бандажну полицю в її площині під час роботи.

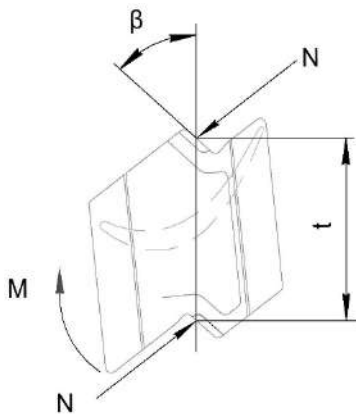


Рисунок 1. Схема дії сил на бандажну полицю під час роботи

Сила N може зростати при збільшенні кута β або крутного моменту M . Слід зазначити, що кут β можна збільшувати до певних меж для уникнення заклинювання та поломки полиць на нестаціонарних режимах роботи.

У досліджуваному бандажному зв'язку, на відміну від робочих лопаток із плоскими бандажними полицями, при роботі двигуна перо лопатки розкручується в полі відцентрових сил таким чином, що збільшує дію монтажного кута закрутки.

Максимальне демпфірування змінних напружень досягається за допомогою оптимальної величини притиснення робочих поверхонь контактних полиць, що унеможливує їх співудар і зменшує знос поверхонь контакту [16].

Згідно з радіальною нерівномірністю епюри температурного поля в умовах роботи на двигуні, макси-

мальні значення температур знаходяться у верхній третині пера під бандажною полицею. З урахуванням зростання напрацювання (щонайменше 10 тисяч годин) за призначений ресурс, неминуче відбувається накопичення мікроскопічних деформацій, пов'язаних із повзучістю матеріалу під час дії високих температур. Через це лопатка необоротно деформується і притискна сила тиску між полицями знижується, що призводить до вироблення контактних поверхонь і зростання вібранапруженості в робочих лопатках під час резонансних коливань, при цьому рівні можуть бути досить високими.

Для зниження рівня вібранапруженості досліджували можливість їхнього демпфірування за допомогою коригування кутів переміщення бандажної полиці до кута нахилу контактної поверхні, домагаючись мінімальної різниці між ними.

Для дослідження було висунуто гіпотезу, що одним із додаткових факторів, які впливають на демпфування, може бути напрямок переміщення бандажної полиці відносно кута нахилу робочої контактної поверхні.

Експериментальна частина дослідження проводилась у лабораторних умовах на консольно закріпленій лопатці 1-го ступеня ТВ. Для цього була зібрана схема, що представлена на рис. 2 та складалася з: звукового генератора, підсилювача, п'єзовібратора, п'єзошупа та мікроскопа.



Рисунок 2. Схема для дослідження кутів переміщення бандажної полиці

Робоча лопатка встановлювалася в захват і затискала в ярі зі штоком необхідним зусиллям, яке забезпечувало хорошу добротність лопатки, не пошкоджуючи при цьому її замкову частину. У такому вигляді яро зі штоком монтувалось на п'єзовібратор. На бандажній полиці для визначення кутів переміщення через мікроскоп відзначалися вісім точок, кути визначалися відносно осі горизонталі.

Дослідження лопатки проводилось за двома високочастотними формами з частотами $f = 2810$ Гц та $f = 3550$ Гц відповідно. Робоча лопатка вводилась у резо-

нанс, при цьому спочатку визначалася форма її коливань, а потім кути переміщення бандажної полиці через мікроскоп за досліджуваною формою.

Результати досліджень

За результатами проведених експериментальних досліджень першої форми коливань із частотою $f = 2810$ Гц встановлено, що кути переміщення точок 2 і 3 дуже близькі до кута нахилу робочої контактної поверхні, різниця становить лише 9° і 2° відповідно. Така мінімальна різниця кутів переміщення, що виникає завдяки крутильній складовій коливань, забезпечує постійне тертя ковзання та ефективне демпфування по контактних поверхнях навіть за умов зниження тиску та коливань сусідніх лопаток у протифазі. Водночас різниця між кутами переміщення точок 6 і 7 є значно більшою і становить 43° та 33° відповідно.

Досліджувана форма є досить інтенсивною, однак під час тензометричних вимірювань на двигуні вона не проявлялася; максимальні рівні вібронапруженості робочих лопаток зафіксовано для другої досліджуваної форми.

При дослідженні другої форми коливань із частотою $f = 3550$ Гц виявлено, що кути переміщення точок 2, 3 та 6, 7 близькі між собою, але мають значну різницю з кутом нахилу контактної поверхні: 51° , 53° та 47° , 43° відповідно. Така значна різниця кутів переміщення, що виникає завдяки згинальній складовій, забезпечує тертя кочення по контактних поверхнях при оптимальному тиску та коливаннях сусідніх лопаток у протифазі.

Зважаючи на те, що зі зростанням напруцювання величина притискання робочих поверхонь контактних полиць знижується, це може призвести до активного зносу поверхонь контакту, втрати демпфування та співудару полиць.

Отже, необхідно змінити кути переміщення, щоб забезпечити постійний контакт і тертя ковзання між поверхнями контактних полок навіть за умов зниження притискної сили в процесі напруцювання.

Переміщення всіх восьми точок для кожної з досліджуваних форм представлені на рис. 3.

Значення кутів переміщення точок бандажної полки для кожної з форм наведені в таблиці 1.

Для зниження рівня змінних напружень за другою досліджуваною формою було впроваджено конструкторський захід, пов'язаний зі зміною геометрії пера лопатки. Лабораторні дослідження показали, що така зміна геометрії суттєво не вплинула на форми коливань, однак знизила інтенсивність першої досліджуваної форми та змінила частоту другої. Несуттєва зміна частоти (+2 %) за другою досліджуваною формою пов'язана з перестановкою лопатки.

Після впровадження конструкторських змін за першою формою коливань із частотою $f = 2810$ Гц встановлено, що різниця між кутами переміщення точок 2 і 3 стосовно кута нахилу робочої контактної поверхні становить 24° і 14° відповідно, що дещо вище

порівняно з попередніми значеннями. Водночас різниця між кутами переміщення точок 6 і 7 становить 22° і 8° відповідно, що істотно нижче за попередні показники. Отримані зміни значень кутів переміщення забезпечують постійне тертя ковзання та ефективність демпфування по контактних поверхнях, навіть при зниженні тиску та коливаннях сусідніх лопаток у протифазі.

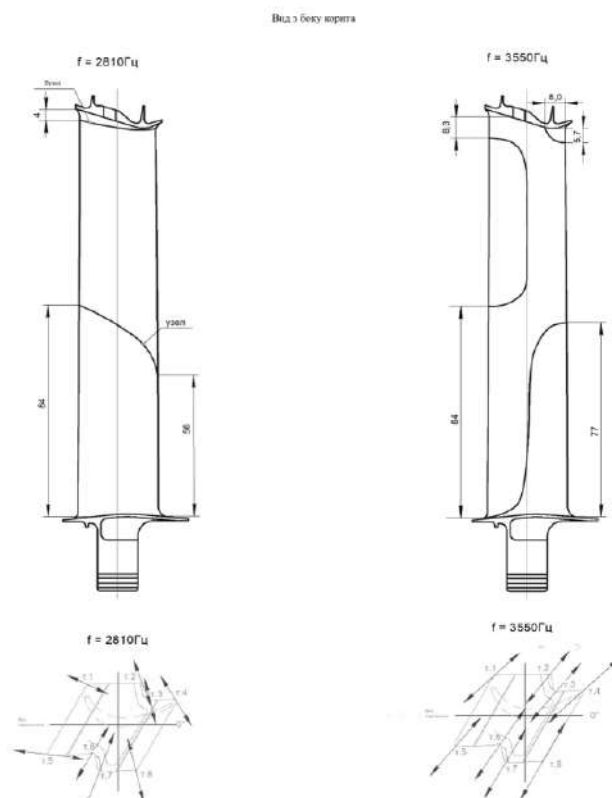


Рисунок 3. Форми коливань і кути переміщення бандажної полиці

Таблиця 1 – Кути переміщення точок на бандажній полиці за досліджуваними формами

Частота коливань, Гц	Кути переміщення точок відносно горизонталі, град								Кут нахилу контактної поверхні
	т.1	т.2	т.3	т.4	т.5	т.6	т.7	т.8	
2810	155°	111°	104°	122°	173°	59°	69°	104°	102°
3550	42°	51°	49°	42°	49°	55°	59°	39°	

Примітка. 102° — величина кута під час встановлення на н'єзовібраторі відносно осі горизонталі.

Під час тензометричних вимірювань на двигуні встановлено, що вібронапруженість робочих лопаток при резонансних коливаннях за першою досліджуваною формою суттєво нижча, ніж за другою.

За другою формою коливань, частота якої після модифікації змінилась до $f = 3620$ Гц, встановлено, що кути переміщення точок 2, 3 і 6, 7 залишилися близькими, але суттєво відрізняються від попередніх значень. Різниця кутів переміщення стосовно кута нахилу контактної поверхні становить 15° , 90° і 2° , 94° відповідно. Це дозволило досягти постійного контакту

та забезпечити тертя ковзання поверхонь контактних полиць навіть при зниженні сили тиску та коливаннях сусідніх лопаток у протифазі зі зростанням напруження.

Результати тензометрування підтверджують поліпшення демпфуючої здатності лопаткового вінця завдяки коригуванню співвідношення кутів переміщення бандажної полиці до кута нахилу контактної поверхні, досягаючи мінімальної різниці між ними. За отриманими даними, при резонансних коливаннях за другою досліджуваною формою вдалося зменшити вібронапруженість робочих лопаток на 23,5 %.

Переміщення всіх восьми точок представлені на рис. 4.

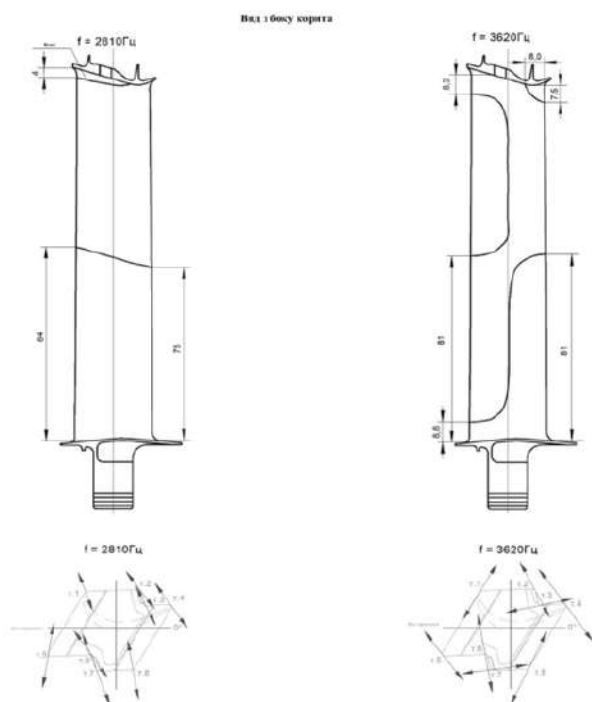


Рисунок 4. Форми коливань і кути переміщення бандажної полиці

Значення кутів переміщення точок бандажної полки для кожної з досліджуваних форм після доопрацювання наведені в таблиці 2.

Таблиця 2 – Кути переміщення точок на бандажній полиці за досліджуваними формами після доопрацювання

Частота коливань, Гц	Кути переміщення точок відносно горизонталі, град							Кут нахилу контактної поверхні
	т.1	т.2	т.3	т.4	т.5	т.6	т.7	
2810	105°	126°	116°	125°	81°	124°	110°	100°
3620	60°	117°	12°	125°	127°	100°	8°	65°

Розглянувши дві високочастотні форми коливань та чотири варіанти переміщення бандажної полиці, встановлено:

- вплив на демпфуючу здатність лопаткового вінця турбін співвідношень кутів переміщення бандажної полиці до кута нахилу робочої контактної поверхні;
- зміну кутів переміщення бандажної полиці стосовно кута нахилу робочої поверхні за рахунок впровадженого конструкторського заходу;
- зниження рівня вібронапруженості робочих лопаток за другою досліджуваною формою на 23,5 %.

Водночас при різниці кутів переміщення 9° і менше відбувається неминучий інтенсивний знос контактних поверхонь, що зумовлює доцільність застосування твердосплавних покриттів на основі карбіду вольфраму з нікелем і кобальтом методом детонаційного напилення.

З урахуванням зростання напруження та можливого підвищення рівня вібронапруженості робочих лопаток у резонансних коливаннях, яке виникає внаслідок зниження сили контактного тиску між полками та збільшення зношення контактних поверхонь, використання результатів проведених досліджень набуває особливої актуальності у випадках, коли неможливо застосувати демпфери, змінити конструкцію соплового апарату або осьового розміру між лопатками соплового апарату та робочими лопатками у колесі.

Обговорення

Результати дослідження впливу співвідношення кутів переміщення бандажної полки до кута нахилу контактної поверхні на демпфувальну здатність лопаток першої ступені турбіни вентилятора підтвердили, що конструктивні особливості бандажного з'єднання мають велике значення для ефективного зниження рівня змінних напружень.

Було встановлено, що мінімальна різниця між кутами переміщення окремих точок бандажної полки та кутом нахилу контактної поверхні забезпечує сталість контактної взаємодії й наявність тертя ковзання, навіть при зниженні сили притискання в процесі тривалої експлуатації. Зокрема, при коливаннях на частоті 2810 Гц за першою формою, найменша різниця кутів (2° і 9° для точок 2 та 3) сприяла ефективному демпфуванню та зниженню рівня вібронавантаження. У той же час значна різниця кутів переміщення в інших точках зумовлювала нестабільність контакту й менш ефективне гасіння коливань.

Після впровадження конструкторських змін у геометрію пера лопатки були досягнуті зміни кутів переміщення: зменшено різницю у точках, де раніше спостерігалася значна різниця. Це дало змогу підвищити демпфувальну здатність та знизити рівень вібронавантаження лопаток при коливаннях другої форми на частоті 3620 Гц — на 23,5 %.

Значну роль у зміні силового впливу та стабільності контакту відіграє кут β – кут між площиною

обертання та контактної поверхнею полки, який також підлягає оптимізації. Крім того, необхідно врахувати вплив температурного поля та повзучості матеріалу в умовах тривалої експлуатації, що поступово знижує силу притискання й ефективність бандажного з'єднання. За таких умов мінімізація різниці між кутами переміщення й кутом нахилу контактної поверхні виступає важливим фактором у забезпеченні стабільного демпфування.

Отже, на підставі аналізу двох форм високочастотних коливань і чотирьох варіантів переміщення бандажної полки підтверджено доцільність та ефективність корекції геометрії пера лопатки для покращення умов роботи контактних поверхонь та підвищення ресурсу лопаточного вінця. Додатковим заходом для зниження зношування контактних поверхонь може стати нанесення твердосплавних покриттів на основі карбіду вольфраму з нікелем та кобальтом за допомогою детонаційного напилення.

Висновки

Встановлено вплив співвідношення кутів переміщення Z-подібної бандажної полки до кута нахилу контактної поверхні на демпфувальну здатність лопаточного вінця турбіни.

Для зниження рівня вібронавантаження при резонансних коливаннях необхідно мінімізувати різницю між кутами переміщення бандажної полки та кутом нахилу контактної поверхні по відповідній формі коливань.

Мінімізація цієї різниці може бути досягнута за рахунок корекції геометрії пера лопатки, конструктивної доопрацювання бандажної полки або зміни кута β .

Завдяки корекції кутів переміщення до кута нахилу контактної поверхні вдалося знизити рівень вібронавантаження лопаток по високочастотній формі коливань на 23,5 %.

Для захисту контактних поверхонь від інтенсивного зношування при співвідношенні кутів 9° і менше рекомендується наносити на них твердосплавні покриття на основі карбіду вольфраму з нікелем і кобальтом методом детонаційного напилення.

Результати дослідження є особливо актуальними у випадках, коли неможливо застосувати демпфери, змінити конструкцію соплового апарату або осьового розміру між лопатками соплового апарату та робочими лопатками у колесі.

Подяки

Автори висловлюють щирі подяки Білоус Ользі Вікторівні, інженеру-досліднику I категорії АТ «Івченко - Прогрес», за професійну допомогу, технічну підтримку та активну участь у проведенні лабораторних досліджень, що суттєво сприяли досягненню результатів цієї наукової роботи.

Список літератури

1. Vyas N. S. Fatigue life estimation procedure for a turbine blade under transient loads / Vyas N. S., Rao J. S. // *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*. –

1994. – Vol. 116, No. 1. – P. 198–206. – DOI: <https://doi.org/10.1115/1.2906792>

2. Муравченко Ф. М. Актуальные проблемы динамики, прочности и надежности авиадвигателей / Ф. М. Муравченко // *Проблемы прочности*. – 2008. – № 5. – С. 7–14.

3. Колебания бандажированного рабочего колеса ГТД / Ю.С. Воробьев, К.Ю. Дьяконенко, В.Н. Романенко и др. // *Авиационно-космическая техника и технология*. – 2006. – № 9. – С. 87–90.

4. Меркулов В. М. О выборе способа бандажирования рабочих лопаток турбин / В. М. Меркулов, Ф. Д. Ильюшенко // *Вестник двигателестроения*. – 2005. – №2. – С. 114–117.

5. NASA Technical Reports. Friction damping of turbine blades: control of low-frequency vibrations. – NASA, 1985. – 12 с. – (NASA Technical Paper 2482). – URL: <https://ntrs.nasa.gov/api/citations/19850018575/downloads/19850018575.pdf>

6. US Patent No. 7887295 B2. Turbine blade platform with Z-shaped shroud. – United States Patent and Trademark Office, 2011. – 10 p. – URL: <https://patents.google.com/patent/US7887295B2/en>

7. NASA Technical Reports. Aeroelastic Stability of Composite Rotor Blades with Elastic Coupling. – NASA, 1997. – (NASA TM-113226). – URL: <https://ntrs.nasa.gov/citations/19970016974>.

8. Gastaldi C. Experimental verification of the dynamic model of turbine blades coupled by a sealing strip/ . Gastaldi C., Berruti T. M. // *Applied Sciences*. – 2018. – Vol. 8, No. 11. – P. 2174. – DOI: <https://doi.org/10.3390/app8112174>.

9. European Patent EP2110512B1. Tool for correcting blade twist angle URL: <https://patents.google.com/patent/EP2110512B1/en>

10. Moneta G. Insight into damping sources in turbines / Moneta G. // *Fatigue of Aircraft Structures*. – 2022. – Vol. 2022, No. 14. – P. 69–82. – DOI: <https://doi.org/10.2478/fas-2022-0006>

11. Cioată V. G. The optimization of the position and the magnitude of the clamping forces in machining fixtures / Cioată V. G., Kiss I., Alexa V., Rațiu S. A. // *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. – 2017. – Vol. 200, No. 1. – P. 012015. – DOI: <https://doi.org/10.1088/1757-899X/200/1/012015>.

12. Yang B. D. Stick-slip-separation analysis and non-linear stiffness and damping characterization of friction contacts having variable normal load / Yang B. D., Chu M. L., Menq C. H. // *Journal of Sound and Vibration*. – 2018. – Vol. 210, No. 4. – P. 461–481. – DOI: <https://doi.org/10.1006/jsvi.1997.1305>

13. Petrov E. P. Advanced modeling of underplatform friction dampers for analysis of bladed disk vibration / Petrov E. P., Ewins D. J. // *Journal of Turbomachinery*. 2019. Vol. 129, No. 1. P. 143–150. DOI: 10.1115/1.2372775.

14. Shevtsov I. Wear mechanism of turbine blade contact surfaces under dynamic loading / Shevtsov I., Pavlenko D. // *Wear*. – 2015. – Vol. 332–333. – P. 1094–1102. – DOI: 10.1016/j.wear.2015.02.043.

15. Защитные покрытия : учеб. пособие / Лобанов М. Л., Кардолина Н. И., Россина Н. Г., Юровских А. С. – Екатеринбург : Изд-во Урал. ун-та, 2014. – 200 с. – ISBN 978-5-7996-1101-9

16. Кривошей В. Я. О влиянии конструктивных факторов на долговечность бандажных полок рабочих лопаток турбин / В. Я. Кривошей // Проблемы прочности. – 1987. – № 8. – С. 67–70.

Одержано 29.05.2025

INFLUENCE OF SHROUD PLATFORM DISPLACEMENT ANGLES ON THE DAMPING CAPACITY OF A TURBINE BLADE RING

- Yurii Kovalenko** Leading Research Engineer, Strength Analysis Section, Experimental Testing Complex, JSC Ivchenko-Progress, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: turbina_vd@icloud.com, ORCID: 0009-0009-6572-1339
- Yuriy Torba** Candidate of Technical Sciences, Deputy Director for Research, Head of the Experimental Testing Complex, JSC Ivchenko-Progress, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: torba.yuriy@gmail.com, ORCID: 0000-0001-8470-9049
- Olha Lazareva** Senior Teacher the Department of Aircraft Engine Technology, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: lazarevaolha@gmail.com, ORCID: 0000-0002-3417-6309
- Dmytro Pavlenko** Dr. Sc., Professor, Head of the Department of Aircraft Engine Technology, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: dvp@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0001-6376-2879

Purpose. Investigation of the influence of the ratio between the displacement angles of the Z-shaped shroud shelf and the inclination angle of the working contact surface on the vibration stress of turbine rotor blades under resonant oscillations in high-frequency mode.

Research methods. Experimental investigations were carried out on a cantilever-mounted first-stage fan turbine blade using a laboratory setup comprising a signal generator, amplifier, piezovibrator, microscope, and piezoprobe. Two high-frequency vibration modes (2810 Hz and 3550/3620 Hz) were examined. The angular displacements of eight control points on the shroud platform were measured using a microscope.

Results. It was established that the damping efficiency depends on the relationship between the displacement direction of the shroud platform and the angle of the contact surface. When these directions are closely aligned, stable contact and effective damping are maintained even during out-of-phase blade vibrations. Modification of the airfoil geometry reduced the intensity of vibrations in the second vibration mode and improved contact conditions.

Scientific novelty. For the first time, it has been demonstrated that the direction of shroud platform displacement significantly affects the damping performance of the blade ring, regardless of the contact pressure. The feasibility of optimizing the blade geometry to stabilize contact interaction is substantiated.

Practical value. The findings can be applied in the tuning of aircraft turbines, especially when the use of dampers or axial dimension adjustments is not possible. The proposed recommendations contribute to increased service life of the shroud connection without altering the contact force.

Key words: damping, turbine blade, shroud platform, contact surface, vibration mode, displacement direction, aircraft engine.

References

1. Vyas, N. S., & Rao, J. S. (1994). Fatigue life estimation procedure for a turbine blade under transient loads. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 116(1), 198–206. <https://doi.org/10.1115/1.2906792>
2. Muravchenko, F. M. (2008). Aktual'nye problemy dinamiki, prochnosti i nadezhnosti aviadvigateley. *Problemy prochnosti*, (5), 7–14.
3. Vorob'ev, Y. S., Dyakonenko, K. Y., Romanenko, V. N., & others. (2006). Kolebaniya bandazhrovannogo rabochego kola GTD. *Aviatsionno-kosmicheskaya tekhnika i tekhnologiya*, (9), 87–90.
4. Merkulov, V. M., & Ilyushchenko, F. D. (2005). O vybere sposoba bandazhrovaniya rabochikh lopatok turbin. *Vestnik dvigatelestroeniya*, (2), 114–117.
5. National Aeronautics and Space Administration. (1985). Friction damping of turbine blades: Control of low-frequency vibrations (NASA Technical Paper 2482). <https://ntrs.nasa.gov/api/citations/19850018575/downloads/19850018575.pdf>
6. United States Patent and Trademark Office. (2011). Turbine blade platform with Z-shaped shroud (US Patent No. 7887295 B2). <https://patents.google.com/patent/US7887295B2/en>

7. NASA. (1997). Aeroelastic stability of composite rotor blades with elastic coupling (NASA Technical Memorandum No. 113226). NASA Technical Reports. <https://ntrs.nasa.gov/citations/19970016974>
8. Gastaldi, C., & Berruti, T. M. (2018). Experimental verification of the dynamic model of turbine blades coupled by a sealing strip. *Applied Sciences*, 8(11), 2174. <https://doi.org/10.3390/app8112174>
9. European Patent Office. (n.d.). Tool for correcting blade twist angle (European Patent EP2110512B1). <https://patents.google.com/patent/EP2110512B1/en>
10. Moneta, G. (2022). Insight into damping sources in turbines. *Fatigue of Aircraft Structures*, 2022(14), 69–82. <https://doi.org/10.2478/fas-2022-0006>
11. Cioată, V. G., Kiss, I., Alexa, V., & Rațiu, S. A. (2017). The optimization of the position and the magnitude of the clamping forces in machining fixtures. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 200(1), 012015. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/200/1/012015>
12. Yang, B. D., Chu, M. L., & Menq, C. H. (2018). Stick-slip-separation analysis and non-linear stiffness and damping characterization of friction contacts having variable normal load. *Journal of Sound and Vibration*, 210(4), 461–481. <https://doi.org/10.1006/jsvi.1997.1305>
13. Petrov, E. P., & Ewins, D. J. (2019). Advanced modeling of underplatform friction dampers for analysis of bladed disk vibration. *Journal of Turbomachinery*, 129(1), 143–150. <https://doi.org/10.1115/1.2372775>
14. Shevtsov, I., & Pavlenko, D. (2015). Wear mechanism of turbine blade contact surfaces under dynamic loading. *Wear*, 332–333, 1094–1102. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2015.02.043>
15. Lobanov, M. L., Kardonina, N. I., Rossina, N. G., & Yurovskikh, A. S. (2014). *Zashchitnye pokrytiya [Protective coatings]*. Yekaterinburg: Ural University Publishing House.
16. Krivoshey, V. Ya. (1987). O vliyaniy konstruktivnykh faktorov na dolgovechnost' bandazhnykh polok rabochikh lopatok turbin. *Problemy prochnosti*, (8), 67–70.

УДК 621.874: 539.3

- Михайло Сидоренко канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри деталей машин і підйомно-транспортних механізмів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: sidorenko.mik@gmail.com, ORCID: 0000-0002-9097-9739
- Василь Лятуринський канд. техн. наук, головний інженер, ТОВ «Завод підйомних машин», e-mail: vasilyliat@gmail.com, ORCID: 0000-0002-7487-0696
- Роман Фролов канд. техн. наук, ст. викладач кафедри деталей машин і підйомно-транспортних механізмів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, ORCID: 0009-0001-8769-8848

ОПТИМІЗАЦІЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ПОЯСНИХ З'ЄДНАНЬ КОРОБЧАСТИХ БАЛОК МОСТОВИХ КРАНІВ

Мета роботи. Підвищити границю витривалості та пластичності поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів шляхом оптимізації їх післязварного напружено-деформованого стану за рахунок раціонального сполучення конструктивних та технологічних параметрів.

Методи дослідження. Механічний метод визначення дійсних напружень свердленням глухого отвору – для аналізу залишкових напружень в зонах термічного впливу зварних з'єднань; чисельний метод кінцевих елементів – для моделювання технологічного стану зварних з'єднань; метод математичного планування експериментів та статистичного опрацювання експериментальних даних; металографічні методи – для дослідження структури зони термічного впливу зварних з'єднань.

Отримані результати. Розроблено теоретичну модель напружено-деформованого стану поясних з'єднань коробчастих кранових балок з урахуванням фазових і структурних перетворень зон термічного впливу. Отримано емпіричні залежності впливу технологічних параметрів виготовлення та конструктивних параметрів балок на післязварний стан їх поясних з'єднань. Встановлено закономірності перерозподілу залишкових напружень та пластичних деформацій на перших циклах навантаження. Запропоновано критерій оптимізації післязварного стану – кінцеву границю текучості ділянки максимальних залишкових напружень після максимального експлуатаційного навантаження. Розроблено науково-обґрунтовані конструктивні та технологічні рекомендації, що дозволяють до 1,23 раз підвищити границю витривалості поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів.

Наукова новизна. Запропоновано теоретичну модель післязварного напружено-деформованого стану поясних з'єднань, що враховує фазові і структурні перетворення зон термічного впливу. Отримано емпіричні залежності та закономірності впливу параметрів технології виготовлення та конструкції на післязварний стан. Встановлено закономірності перерозподілу залишкових напружень та пластичних деформацій при перших циклах навантаження кранів.

Практична цінність. Розроблено конструктивні та технологічні рекомендації для підвищення границі витривалості поясних з'єднань коробчастих балок. Отримано характеристики дійсних циклів напружень, що враховують рівень залишкових напружень та пластичні деформації перших циклів експлуатації. Розроблено рекомендації до визначення напружень та моделювання післязварного стану металевих конструкцій.

Ключові слова: коробчаста балка, мостовий кран, зварювання, залишкові напруження, пластичні деформації, зона термічного впливу, границя витривалості, післязварний стан, тріщиностійкість.

Вступ

Сучасний стан галузі кранобудування в Україні характеризується необхідністю підвищення конкурентоспроможності вітчизняної продукції шляхом покращення якості та технологічності металоконструкцій вантажопідйомних кранів. Металеві конструкції становлять значну частку в загальній вартості крана та визначають його ключові експлуатаційні характеристики – надійність і довговічність.

Дослідження показують, що руйнування металоконструкцій вантажопідйомних кранів найчастіше відбувається в зонах високих залишкових напружень зварних з'єднань. Особливо це стосується мостових кранів із коробчастими балками, які набули широкого застосування на підприємствах машинобудування, металургії та енергетики.

Перспективним шляхом підвищення надійності та довговічності коробчастих балок є впровадження методів регулювання залишкового напружено-дефор-

мованого стану зварних з'єднань ще на етапах проектування та виготовлення. Проте реалізація цього підходу ускладнюється недостатнім рівнем вивчення післязварного стану таких конструкцій. З іншого боку, сучасні методики визначення залишкових напружень у зварних з'єднаннях дозволяють проводити як кількісні експериментальні дослідження, так і достатньо точні розрахунки чисельними методами.

Комплексне дослідження післязварного напружено-деформованого стану коробчастих кранових балок з урахуванням їх технологічних і конструктивних особливостей дозволяє виявити закономірності формування полів напружень та деформацій, а також розробити науково обґрунтовані рекомендації щодо їх оптимізації. Це має безпосередній вплив на підвищення границі витривалості, запасу пластичності та загального технічного рівня коробчастих балок вантажопідйомних кранів.

Дослідження післязварного стану поясних з'єднань потребує застосування комплексного підходу, що поєднує експериментальні методи визначення залишкових напружень, чисельне моделювання зварювальних процесів із урахуванням фазових і структурних перетворень, а також аналіз впливу перших циклів експлуатаційного навантаження на перерозподіл напружень і деформацій. Такий підхід створює основу для розробки ефективних технологічних і конструктивних заходів, спрямованих на оптимізацію післязварного стану та, як наслідок, підвищення надійності та довговічності коробчастих балок мостових кранів.

Аналіз досліджень та публікацій

Питанню дослідження впливу наслідків зварювання на технологічність, статичну міцність і довговічність металевих конструкцій присвячено значну кількість наукових робіт. Особливу увагу дослідників привертають металокопії вантажопідйомних машин. Більшість досліджень підтверджують, що структурні зміни в металі, вичерпання пластичності та наявність високих залишкових напружень розтягу негативно впливають на якість і довговічність металокопії вантажопідйомних машин. Так, у роботі Fricke та співавторів [1] досліджено вплив різних типів зварних з'єднань на втомну міцність металокопії, що працюють в умовах змінних навантажень. Автори підкреслюють, що залишковий напружено-деформований стан є критичним фактором при оцінці довговічності зварних конструкцій.

Варто відзначити, що сучасні методи розрахунку металокопії вантажопідйомних машин переважно базуються на припущенні про відсутність технологічних напружень і деформацій. Однак такий підхід не дозволяє об'єктивно оцінити реальний стан конструкції. Zerbst та інші [2] у своєму огляді наголошують на необхідності врахування залишкових напружень при оцінці цілісності зварних конструкцій та пропонують інтегрований підхід до моделювання механізмів руйнування.

У дослідженні Barsoum і Gustafsson [3] представлено комплексну методику прогнозування втомної міцності зварних з'єднань з урахуванням геометричних параметрів та залишкових напружень, що має особливе значення для розуміння поведінки поясних з'єднань коробчастих балок.

Важливий внесок у розуміння впливу післязварного стану на властивості з'єднань зробили Zhu та Chao [4], які розробили тривимірну кінцево-елементну модель для аналізу температурних полів, залишкових напружень та деформацій у зварних з'єднаннях. Їхні результати підтверджують необхідність врахування змін механічних властивостей матеріалу в зоні термічного впливу.

Комплексний аналіз залишкових напружень у зварних конструкціях великих розмірів представлено в роботі Deng та співавторів [5]. Вони показали, що розподіл залишкових напружень суттєво залежить від послідовності накладання зварних швів та геометрії конструкції, що особливо актуально для коробчастих балок мостових кранів.

Дослідження Balasubramanian і Guha [6] з оптимізації параметрів зварювання для зниження залишкових напружень демонструє важливість технологічних факторів у формуванні післязварного стану конструкцій. Аналогічні висновки представлені в роботі Paradowska та інших [7], де експериментально досліджено вплив послідовності зварювання на розподіл залишкових напружень у конструкційних сталях.

Сприятливий післязварний стан зварного з'єднання передбачає мінімізацію рівня залишкових напружень, розміру зерна, концентрації крихких структур і рівня пластичних деформацій. Gannon та інші [8] експериментально підтвердили зв'язок між мікроструктурою зони термічного впливу та механічними властивостями зварних з'єднань низьколегованих сталей.

Таким чином, незважаючи на значну кількість досліджень [9–15] галузі зварних металокопії, проблема оптимізації післязварного напружено-деформованого стану поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів залишається актуальною та потребує комплексного підходу, який враховував би взаємозв'язок між технологічними, конструктивними та експлуатаційними факторами.

Мета роботи

Мета дослідження полягає у підвищенні границі витривалості та пластичності поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів шляхом оптимізації їх післязварного напружено-деформованого стану через раціональне поєднання конструктивних та технологічних параметрів. Завданнями дослідження є розробка теоретичної моделі післязварного напружено-деформованого стану з'єднань з урахуванням фазових і структурних перетворень зон термічного впливу, встановлення емпіричних залежностей впливу технологічних і конструктивних параметрів на післязварний стан, дослідження закономірностей перерозподілу залишкових

напружень та пластичних деформацій при перших циклах навантаження, формулювання критерію оптимізації післязварного стану та розробка науково обґрунтованих конструктивних і технологічних рекомендацій для підвищення границі витривалості поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів.

Об'єктом дослідження є післязварний стан поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів, тоді як предметом дослідження виступають закономірності впливу конструктивних та технологічних параметрів кранових коробчастих балок на формування полів залишкових напружень, деформацій та структур у зонах термічного впливу цих з'єднань. Особлива увага приділяється встановленню взаємозв'язків між режимами зварювання, геометричними характеристиками балок та параметрами післязварного стану, а також впливу перших циклів експлуатаційного навантаження на перерозподіл залишкових напружень і пластичних деформацій, що дозволяє розробити науково обґрунтовані принципи оптимізації післязварного напружено-деформованого стану для підвищення границі витривалості та запасу пластичності поясних з'єднань.

Матеріал і методика досліджень

Для комплексного дослідження післязварного напружено-деформованого стану поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів застосовано поєднання експериментальних та розрахункових методів, що дозволило забезпечити достовірність отриманих результатів та їх практичну цінність.

Деталізація напружено-деформованого стану в зонах термічного впливу зварних з'єднань забезпечувалась двоетапним моделюванням методом кінцевих елементів. На першому етапі проводився термічний розрахунок з формуванням баз даних розподілу температур, концентрацій фаз і структурних складових, а також залежних від них фізичних і механічних властивостей матеріалу. На другому етапі виконувався розрахунок напружено-деформованого стану для кожного кроку моделювання.

Особливостями запропонованої методики моделювання, що забезпечили об'єктивність результатів, є використання тривимірної двоеліпсоїдної моделі енерговкладання, урахування температурозалежних фізичних і механічних властивостей металу, концентрацій фаз та структурних складових на основі діаграм неізо-термічного перетворення переохолодженого аустеніту, а також врахування енергетики та механіки фазових і структурних перетворень.

Для експериментального визначення залишкових напружень в зонах термічного впливу зварних з'єднань розроблено спеціальну установку, що дозволяє проводити багатокрокове високошвидкісне (частота турбіни до 350 000 об/хв) свердлення отворів діаметром до 2,5 мм з тензометруванням деформаційного відгуку кромки отвору на кожному кроці. Управління установкою та обробка результатів здійснювались за допомогою АЦП/ЦАП на персональному комп'ютері.

Для підвищення точності експериментальних досліджень відокремлено та проаналізовано основні джерела похибок при визначенні залишкових напружень в зонах термічного впливу кутових зварних з'єднань, зокрема: високі градієнти залишкових напружень, близькість їх величин до границі текучості металу, близькість розташування валиків зварних швів, а також кінцева ширина тензорезистора розетки. Розроблено рекомендації щодо мінімізації зазначених похибок, що дозволило на 5...20 % підвищити точність результатів.

Для використання стандартизованого методу визначення залишкових напружень ASTM E 837-08 із тензорозетками нестандартних розмірів запропоновано внесення коригуючого коефіцієнта до фізичного радіусу тензорозетки, що дозволило розширити коло використовуваних тензорозеток для методу свердлення глухого отвору.

Верифікація результатів моделювання післязварного стану зварного з'єднання проводилась шляхом порівняння: історії термічного циклу контрольної точки зони термічного впливу з використанням пірометра; геометрії зварної ванни моделі та макрощліфу з'єднання; розрахункових та експериментальних деформацій з'єднання; розподілу залишкових напружень в з'єднанні. Розбіжності між експериментальними та розрахунковими даними не перевищували 60 МПа, що з урахуванням складності досліджуваних процесів та високих градієнтів напружень є прийнятним результатом.

Для дослідження впливу конструктивних і технологічних параметрів коробчастих балок на післязварний напружено-деформований стан їх поясних з'єднань застосовано метод математичного планування експериментів. Для статистичного опрацювання результатів використовувались стандартні методики, а для візуалізації отриманих даних – спеціалізоване програмне забезпечення.

Металографічні дослідження структури зони термічного впливу зварних з'єднань проводились на оптичному мікроскопі з цифровою фіксацією результатів, що дозволило встановити зв'язок між параметрами термічного циклу зварювання та структурними перетвореннями в металі.

Результати досліджень

На основі чисельного моделювання та експериментальних досліджень розроблено теоретичну модель післязварного стану поясних з'єднань коробчастих кранових балок з одностороннім швом. Результати аналізу даних розрахунку 127 моделей, що охоплюють весь інтервал варіювання конструктивних параметрів коробчастих балок, дозволили встановити, що положення екстремумів залишкових напружень та пластичних деформацій в зоні термічного впливу залежить головним чином від максимальної температури $T_{\max}$, досягнутої при зварюванні. Максимальне структурне зміцнення (гартування) спостерігається в точках найменшої тривалості фазового $\gamma \rightarrow \alpha$ перетворення, які ві-

дповідують $T_{\max} \approx 1100$ °C. Максимальний рівень залишкових напружень наявний в точках найменшої тривалості існування аустеніту, що відповідають $T_{\max} \approx 867$ °C. Максимальний рівень пластичних деформацій зафіксовано в найближчих до шву точках, що не зазнавали фазових перетворень, з $T_{\max} \approx 727$ °C.

Дослідження показують, що довговічність зварного з'єднання головним чином лімітується зонами максимальних залишкових напружень, тому при розрахунках поясних з'єднань коробчастих балок на витривалість необхідно розглядати точки зони термічного впливу, що досягали $T_{\max} \approx 867$ °C. Рівень технологічного вичерпання пластичності поясного з'єднання доцільно оцінювати за пластичними деформаціями ділянки з $T_{\max} \approx 727$ °C, які характеризуються високотемпературним пластичним стиском з наступним низькотемпературним пластичним розтягом (рис. 1).

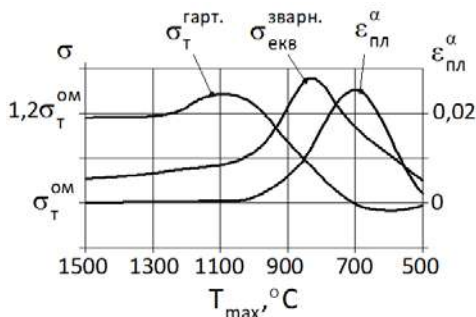


Рисунок 1. Принципові графіки залежностей рівня еквівалентних післязварних напружень, зміцнення гартуванням та пластичних деформацій від максимальної температури $T_{\max}$ ділянки зони термічного впливу поясного зварного з'єднання коробчастої балки з низьколегованої сталі

Встановлено, що величини максимальних залишкових напружень та пластичних деформацій в зоні термічного впливу залежать від режимів нагріву та охолодження і від параметрів геометрії поясного з'єднання, а не від габаритів коробчастої балки (рис. 2). Для доведення цього положення було проаналізовано напружено-деформований стан зони термічного впливу поясних з'єднань коробчастих балок чотирьох різних габаритів. Результати показали, що на моделях з розмірами понад 300×300 мм об'єктивний післязварний стан поясного з'єднання вже не зазнає додаткових змін.

Аналіз результатів моделювання свідчить, що розподіл структур, залишкових напружень та пластичних деформацій в поясі коробчастої балки має радіальний характер з крутим градієнтом, що обумовлено значною товщиною поясу відносно розміру валику поясного шва. Високі градієнти напружень та деформацій за товщиною демонструють необ'єктивність усереднення напружено-деформованого стану поясу в двовимірних скінечно-елементних моделях та доводять необхідність тривимірного моделювання із розбиттям поясу по товщині щонайменше на три кінцеві елементи.

Для поясного з'єднання, виконаного двостороннім швом, встановлено, що вирішальний вплив на піс-

лязварний напружено-деформований стан має термічний цикл від накладання другого валику. При цьому радіальність зони термічного впливу останнього валику поширюється на перший валик і спричиняє високі залишкові напруження та пластичні деформації в зонах геометричної концентрації першого валику. При накладанні останнього з валиків з'єднання зварна ванна та ділянка $\alpha \rightarrow \gamma \rightarrow \alpha$ перетворень зони термічного впливу знаходиться в жорсткому, попередньо зміцненому «холодному» контурі, сформованому поясом, стінкою та першим валиком, що при наступному охолодженні ініціює підвищення рівня та градієнтів пластичних деформацій і залишкових напружень в з'єднанні. За несприятливих умов рівень залишкових напружень першого валику та зон концентраторів може досягати $1,6\sigma_T$, наближаючись до границі міцності матеріалу.

В коробчастій балці змінної висоти на ділянці радіусного переходу з'являються додаткові дотичні залишкові напруження, які компенсуються значними дотичними напруженнями протилежного знаку в нижньому поясі та/або безпосередньо в з'єднанні, залежно від радіусу переходу. Зміна напрямку траєкторії валику спричиняє двонаправленість усадкового навантаження стінки навпроти радіусного переходу, що в поєднанні з високою товщиною поясу та жорсткістю контуру коробчастої балки змінної висоти призводить до виникнення значних дотичних напружень рівня $\tau = 150 \dots 300$ МПа (відповідно для $R = 10\delta_n \dots 2\delta_n$). Перший максимум цих напружень спостерігається на відстані $0,4(R+h_b)$ від поясу, а другий, компенсуючий, максимум протилежного знаку розташований безпосередньо в зоні з'єднання. Внаслідок цього рівень пластичних деформацій та еквівалентних напружень є вищим, ніж на прямолінійних ділянках, і має оцінюватися не тільки в зоні термічного впливу з'єднання, а й в стінці балки вздовж бісектриси кута переходу.

Досліджено вплив на післязварний напружено-деформований стан коробчастих балок мостових кранів конструктивних параметрів (рис. 2) та технологічних факторів: швидкості зварювання $v_{зв}$, температури дозварного підігріву T_0 , режиму післязварного підігріву, кількості наплавленого металу. Проведено ранжування рівнів значимості факторів оптимізації за рівня значущості $\alpha = 0,05$, для найбільш вагомих з них отримано емпіричні залежності параметрів напружено-деформованого стану зони термічного впливу поясних з'єднань коробчастих балок від їх значень (рис. 3).

Встановлено, що для поясного з'єднання коробчастої балки, виконаного одностороннім швом, товщина поясу δ_n , товщина стінки δ_s та швидкість зварювання в діапазоні $v_{зв} = 5 \dots 12$ мм/с мало впливають на напружено-деформований стан (рис. 2а, б). Це дозволяє поширити представлену модель післязварного стану та встановлені закономірності на будь-які типові коробчасті балки мостових кранів.

Для поясних з'єднань коробчастих балок, виконаних одностороннім швом, виявлено, що зварні валики

характеризуються на 20...35 % підвищеною за основний метал границею текучості σ_T , нижчим, ніж в зоні термічного впливу, рівнем залишкових напружень, відсутністю пластичних деформацій після фазового

перетворення та меншою концентрацією мартенситної структури, що з позиції залишкового стану дозволяє вважати їх менш схильними до руйнування, ніж зону термічного впливу поясних з'єднань.

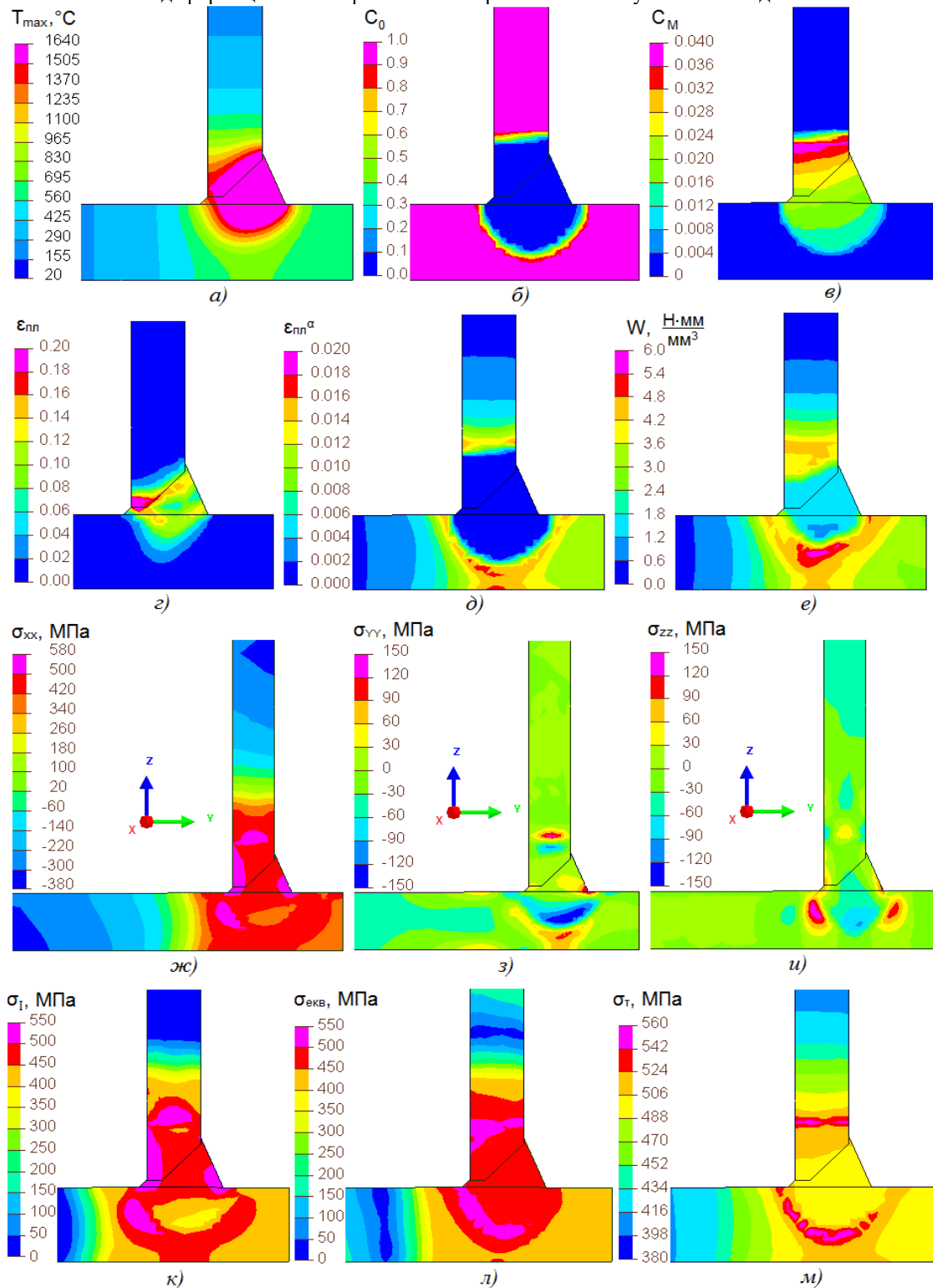


Рисунок 2. Епюри післязварного стану поясного з'єднання КБ: максимальні температури $T_{\max}$ (а), концентрація початкової структури металу C_0 (б), концентрація мартенситу C_M (в); рівень пластичних деформацій (г), рівень пластичних деформацій α -фази сталі (д), питома енергія деформування (е), нормальні залишкові напруження (ж, з, и), перші головні напруження (к), еквівалентні за Мізесом напруження (л), границя текучості після зміцнення (м)

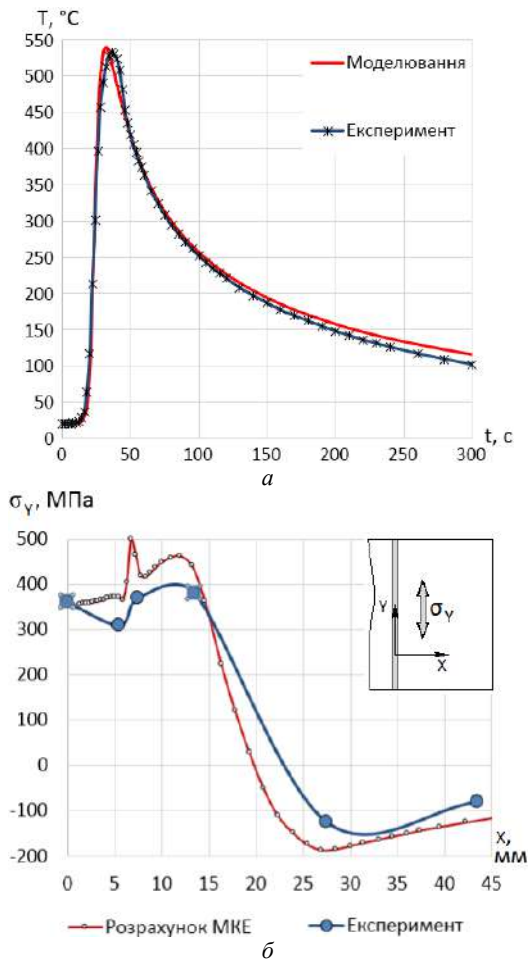


Рисунок 3. Експериментальна верифікація термічної історії $T(t)$ (а) та поздовжніх залишкових напружень $\sigma_y(x)$ (б) в зварному з'єднанні

Аналіз особливостей поясних з'єднань коробчастих балок, виконаних двостороннім швом, показав, що макродеформації (переміщення) з'єднання залежать лише від геометрії коробчастої балки, а не від положення валику, що накладається (зовнішній чи внутрішній). Найбільший вплив на післязварний напружено-деформований стан має конструктивний фактор відношення товщин пояс/стінка $k = \delta_p / \delta_s$ (рис. 2ж), а також технологічні фактори, такі як послідовність та затримка часу між накладанням валиків. Вплив цих факторів найбільш виражений за малих швидкостей зварювання ($v_{\text{зв}} \approx 2$ мм/с), при яких накладання останнім внутрішнього валику поясного з'єднання знижує залишкові напруження на 20...30 %, а пластичні деформації – в 2...2,3 рази. Мінімізація затримки між накладанням валиків додатково знижує залишкові напруження до 30 %, а пластичні деформації – до 2 разів.

Дослідження впливу наявності діафрагм або кронштейнів на післязварний напружено-деформований стан поясних з'єднань показало, що картину залишкового стану головним чином формує технологія накладання останнього з швів, яким виступає поясний

шов або шов кронштейна. Наявність привареної діафрагми при накладанні поясного шву завжди викликає збільшення залишкових напружень та пластичних деформацій стінки, рівні яких можуть сягати $1,7\sigma_T$ та 5% відповідно, і суттєво залежать від величини зазору H (рис. 2в).

Приварювання кронштейнів до стінки коробчастої балки на відстані ≤ 40 мм від поясного шву змінює термічну історію поясного з'єднання та формує в ньому картину залишкових напружень, характерну для кінцевої ділянки довгого шву. Такий стан характеризується порівняно низькими поздовжніми поясу залишковими напруженнями ($< 0,5\sigma_T$), але дуже високими пластичними деформаціями (до 8%). Мінімізація періоду затримки між накладанням розглянутих швів або попередній підігрів стінки в зонах розміщення діафрагм та кронштейнів до 1,7 разів знижує залишкові напруження, до 2,5 разів знижує пластичні деформації небезпечної ділянки стінки та забезпечує відсутність крихких структур.

Об'єктивність результатів моделювання перевірено шляхом експериментального визначення залишкових напружень у різних типах коробчастих балок. Для верифікації моделі поясного з'єднання, виконаного одностороннім швом, визначались залишкові напруження стінки коробчастої балки рами візка мостового крану вантажопідйомністю 50/16 т. Точність моделі поясного з'єднання, виконаного двостороннім швом, підтверджено визначенням структури та залишкових напружень фрагменту з'єднання в лабораторних умовах. Для криволінійного з'єднання верифікацію проведено за результатами експериментів проф. А.В. Вершинського. У всіх випадках розбіжності між розрахунковими та експериментальними результатами не перевищували допустимих меж.

Проведені дослідження показали, що жодними конструктивними та технологічними заходами з поміж розглянутих неможливо забезпечити зниження післязварних залишкових напружень до рівня $\sigma_{\text{екв}} < (\sigma_T - 150 \text{ МПа})$. Тому в нижніх поясних з'єднаннях коробчастих балок мостових кранів при перших циклах експлуатаційного навантаження практично завжди будуть виникати пластичні деформації.

Для оцінки впливу експлуатаційних навантажень на післязварний стан поясних з'єднань досліджено розподіл напружень та пластичних деформацій у верхніх і нижніх поясних з'єднаннях коробчастих балок при перших циклах навантаження (рис. 4).

Встановлено, що релаксація рівня залишкових напружень в зоні термічного впливу нижніх поясних з'єднань навіть при експлуатаційному навантаженні, близькому до границі текучості основного металу (σ_T^{OM}), становить менше 65 %, при навантаженні $R_{\text{експл}} = 0,77\sigma_T^{\text{OM}}$ поздовжні залишкові напруження зменшуються менш ніж на 45 % (рис. 4), а за типового навантаження $R_{\text{експл}} = 0,5\sigma_T^{\text{OM}}$ релаксація сягає лише

25 %. Це доводить, що нехтування залишковими напруженнями під приводом їх релаксації при експлуатації є науково необґрунтованим.

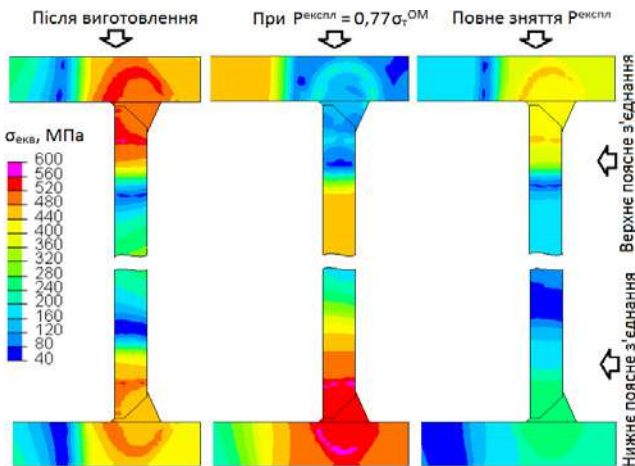


Рисунок 4 – Епюри еквівалентних напружень $\sigma_{екв}$ перерізу нижнього та верхнього поясного з'єднань коробчастої балки мостового крану в характерні моменти експлуатації

Аналіз циклограм напружень показав, що кожна точка поясного зварного з'єднання коробчастої балки працює за власною циклограмою напружень. Спільним для них є амплітуда циклів, тоді як середні напруження циклу різняться. Останні лінійно залежать від рівня зміцнення (границі текучості) ділянки з'єднання, що остаточно формується лише після дії максимальних експлуатаційних навантажень. Встановлено, що під час експлуатації прольотної коробчастої балки мостового крану максимальні дійсні середні напруження циклу в зоні термічного впливу поясних з'єднань спостерігаються на ділянках максимальних залишкових напружень розтягу.

Виявлено цікаву особливість роботи верхнього поясу коробчастої балки: зона залишкових напружень стиску при значній амплітуді експлуатаційного циклу навантаження також зазнає пластичних деформацій, що призводить до зниження залишкових напружень зони розтягу верхнього поясного з'єднання (рис. 4). Проте у будь-якому випадку верхній поясний шов та його зона термічного впливу працюють за циклограмою з середніми напруженнями розтягу, в протифазі до циклограми нижнього поясу.

На основі отриманих результатів розроблено характеристики дійсних циклів напружень зон максимального стиску та розтягу нижнього і верхнього поясних з'єднань коробчастих балок з урахуванням перерозподілу післязварних залишкових напружень при перших циклах експлуатації. Ці характеристики дозволяють проводити розрахунки коробчастих балок мостових кранів за передовими методиками К.П. Манжули, В.М. Юшкевича, М.О. Кликова, які комплексно враховують вплив післязварного стану з'єднання на його витривалість.

Дотримуючись методу розрахунку границі витривалості елементів металоконструкцій, запропоновано критерій оптимізації післязварного стану поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів у вигляді:

$$\sigma_{RK} = \frac{2[\sigma_{-1}^{p.3} - (1 - \beta^{p.3})\sigma_{max}^{експл}]}{(1 - R_\sigma)\alpha\varphi_a + (1 + R_\sigma)(1 - \beta^{p.3})\alpha\varphi_m} \rightarrow \max, \quad (1)$$

де $\sigma_{max}^{експл} = f(\sigma_{екв}, \sigma_T, \epsilon_{пла}, R_{max}^{експл})$ – максимальні експлуатаційні напруження розтягу поясного з'єднання КБ, що остаточно формуються після пластичних деформацій перших циклів експлуатації та залежать від рівня експлуатаційного навантаження і післязварного НДС, останній же визначається сполученням конструктивних та технологічних параметрів КБ ВПМ (рис. 7); $\sigma_{-1}^{p.3}$ – границя витривалості зразків з металу розрахункової зони при $R_\sigma = -1$; $\beta_{p.3} = 0,8$ – тангенс кута нахилу верхньої граничної лінії діаграми граничних напружень для металу розрахункової зони; $\alpha = 1,2$ – теоретичний коефіцієнт концентрації нормальних напружень при розтязі поясного з'єднання КБ; φ_a та $\varphi_m = \alpha - 1$ – коефіцієнти еквівалентності амплітудних і середніх напружень циклу при розтязі – стиску.

За результатами оптимізації конструктивних і технологічних параметрів коробчастих балок у діапазоні їх значень, характерних для мостових кранів, розроблено рекомендації щодо призначення конструктивних параметрів коробчастих балок, що дозволяють підвищити границю витривалості до: 5 % – для односторонніх поясних з'єднань подалі від діафрагм; 11% – для поясних з'єднань поблизу діафрагм або кронштейнів; 23 % – для поясних з'єднань, виконаних двостороннім швом.

Розроблено також рекомендації щодо технології виготовлення коробчастих балок мостових кранів, що дозволяють підвищити границю витривалості на 13 % за рахунок застосування раціональних режимів зварювання та попереднього підігріву з'єднань.

Зокрема, для односторонніх поясних швів коробчастих балок мостових кранів рекомендується накладати шви зі швидкістю $v_{зв} = 12...20$ мм/с та підігрівом до $T_0 \approx 200$ °C або випереджаючим супутнім підігрівом. У випадку двостороннього шва першим валиком необхідно накладати зовнішній, виконуючи його з високою швидкістю ($v_{зв} \approx 15...20$ мм/с), а другий валик – повільніше ($v_{зв} \approx 6$ мм/с) із глибоким проплавленням в метал першого валику.

Важливо максимально скоротити затримку між накладанням валиків двостороннього поясного шву до $t_3 \approx 0,5$ хв при $v_{зв} \geq 5$ мм/с, або $t_3 = 1...2$ хв при $v_{зв} = 4...2$ мм/с відповідно. Накладати верхні поясні шви коробчастих балок рекомендується останніми (після нижніх). При наявності діафрагм їх слід у першу чергу приварювати до верхнього поясу, а потім до стінок.

Для криволінійного шва коробчастої балки змінної висоти оптимальним є виконання його першим, з напрямком від верхнього поясу до нижнього і з висо-

кою швидкістю. При зазорах $H < 4,5\delta$ доцільно виконувати місцевий супутній підігрів ділянок приварювання діафрагм на відстань 100 мм в обидва боки від діафрагми.

Розроблено методику визначення оптимальних режимів супутнього підігріву поясного з'єднання синхронним рухомим джерелом на зразках-аналогах, що дозволяє до 2-х разів знизити пластичні деформації та залишкові напруження з'єднання, не викликаючи перегріву. Запропоновано також рекомендації щодо технології післязварної термічної обробки поясних з'єднань коробчастих балок, що дозволяє уникнути утворення мартенситу та на 20–30 % знизити рівень пластичних деформацій.

Результати проведених досліджень свідчать про необхідність комплексного підходу до оптимізації післязварного напружено-деформованого стану поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів. Раціональний вибір конструктивних параметрів та технологічних режимів виготовлення дозволяє сформувати сприятливий післязварний стан з'єднань, що характеризується зниженим рівнем залишкових напружень та пластичних деформацій, відсутністю крихких структур та підвищеною границею витривалості.

Практична реалізація розроблених рекомендацій на виробництві підтвердила їх ефективність. Впровадження результатів досліджень у конструкторську практику та у виробництво забезпечило раціоналізацію післязварного стану поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів за опором багатоциклової втоми та крихкому руйнуванню, а також підвищення їх якості та загального технічного рівня.

Отримані результати дозволяють сформулювати теоретичні основи для проектування та виготовлення коробчастих балок мостових кранів з оптимальним післязварним напружено-деформованим станом. Розроблена модель післязварного стану поясних з'єднань коробчастих балок з урахуванням фазових і структурних перетворень у зонах термічного впливу дає можливість прогнозувати розподіл напружень, деформацій та структурних складових у з'єднаннях ще на етапі проектування.

Аналіз перерозподілу напружень і деформацій при перших циклах експлуатаційного навантаження сприяє більш точному прогнозуванню довговічності поясних з'єднань. Встановлені закономірності впливу конструктивних і технологічних параметрів на післязварний стан дозволяють цілеспрямовано керувати формуванням залишкового напружено-деформованого стану з'єднань для досягнення оптимальних результатів.

Важливим аспектом є також розвиток експериментальних методик визначення залишкових напружень у зонах термічного впливу зварних з'єднань. Створена експериментальна установка для визначення залишкових напружень методом свердлення глухого отвору та розроблені рекомендації щодо підвищення точності

вимірювань у зонах з високими градієнтами напружень мають самостійну наукову та практичну цінність.

Результати досліджень створюють передумови для подальшого вдосконалення методик розрахунку коробчастих балок мостових кранів на довговічність з урахуванням післязварного стану їх поясних з'єднань. Це дозволяє підвищити точність прогнозування ресурсу металоконструкцій вантажопідйомних кранів та обґрунтовано призначати міжремонтні терміни їх експлуатації.

Подальші дослідження можуть бути спрямовані на розширення розробленої моделі для інших типів зварних з'єднань металоконструкцій вантажопідйомних кранів, а також на вдосконалення методик розрахунку їх довговічності з урахуванням післязварного стану. Перспективним напрямом є також розробка автоматизованих систем проектування коробчастих балок мостових кранів з оптимальним післязварним станом поясних з'єднань.

Експериментальна перевірка розроблених теоретичних положень проводилась на реальних конструкціях мостових кранів різної вантажопідйомності, що експлуатуються на промислових підприємствах України. В ході експериментальних досліджень вимірювались залишкові напруження в поясних з'єднаннях коробчастих балок методом свердлення глухого отвору з використанням розробленої установки, а також визначались структурні складові металу в зонах термічного впливу шляхом виготовлення мікрошліфів та їх дослідження методами металографічного аналізу.

Для оцінки ефективності запропонованих конструктивних і технологічних рекомендацій проведено порівняльний аналіз післязварного стану поясних з'єднань коробчастих балок, виготовлених за традиційною технологією та з урахуванням розроблених рекомендацій. Результати порівняння показали, що використання оптимальних режимів зварювання та попереднього підігріву дозволяє знизити рівень залишкових напружень розтягу в зонах термічного впливу на 25...30 % та зменшити рівень пластичних деформацій у 1,5...2 рази. При цьому відсутність крихких структур у зонах термічного впливу підтверджена металографічними дослідженнями.

Довготривалі спостереження за станом коробчастих балок мостових кранів, виготовлених з урахуванням розроблених рекомендацій, показали відсутність тріщин у поясних з'єднаннях після тривалої експлуатації, що підтверджує ефективність запропонованих заходів щодо підвищення їх границі витривалості.

Запропонований комплексний підхід до оптимізації післязварного напружено-деформованого стану поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів може бути поширений на інші типи зварних металоконструкцій, що працюють в умовах циклічних навантажень. Це відкриває перспективи для подальшого розвитку та вдосконалення методів проектування та виготовлення відповідальних зварних конструкцій з підвищеною надійністю та довговічністю.

Висновки

На основі комплексного дослідження післязварного напружено-деформованого стану поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів отримано такі результати:

Розроблено і верифіковано модель післязварного стану поясних з'єднань коробчастих балок мостових кранів, що враховує фазові та структурні перетворення в зонах термічного впливу. Встановлено, що положення екстремумів залишкових напружень та пластичних деформацій залежить переважно від максимальної температури, досягнутої при зварюванні: максимальне структурне зміцнення спостерігається при $T_{\max} \approx 1100^\circ\text{C}$, максимальний рівень залишкових напружень – при $T_{\max} \approx 867^\circ\text{C}$, а максимальний рівень пластичних деформацій – при $T_{\max} \approx 727^\circ\text{C}$.

Виявлено, що величини максимальних залишкових напружень та пластичних деформацій залежать від режимів нагріву й охолодження та параметрів геометрії поясного з'єднання, а не від габаритів коробчастої балки. Доведено, що для об'єктивного моделювання післязварного стану достатньо розглядати фрагмент коробчастої балки розміром не менше 300×300 мм.

Встановлено, що для поясних з'єднань коробчастих балок, виконаних двостороннім швом, найбільший вплив на післязварний напружено-деформований стан має конструктивний фактор відношення товщин поясу до стінки та технологічні фактори: послідовність і затримка часу між накладанням валиків. Доведено, що накладання останнім внутрішнього валика знижує залишкові напруження на 20...30 %, а пластичні деформації – в 2...2,3 рази.

Для криволінійних з'єднань коробчастих балок змінної висоти виявлено формування додаткових дотичних залишкових напружень, які досягають 150...300 МПа залежно від радіусу переходу, що необхідно враховувати при проектуванні.

Визначено, що при перших циклах експлуатаційного навантаження релаксація залишкових напружень у зонах термічного впливу нижніх поясних з'єднань становить не більше 65 % навіть при навантаженні, близькому до границі текучості основного металу. При типовому рівні експлуатаційного навантаження (50% від межі текучості) релаксація сягає лише 25%, що підтверджує необхідність врахування післязварного стану при розрахунках на довговічність.

Запропоновано критерій оптимізації післязварного стану поясних з'єднань – кінцеву границю текучості ділянки максимальних залишкових напружень після дії максимального експлуатаційного навантаження, що комплексно враховує вплив стану зварних з'єднань на їх границю витривалості.

Розроблено рекомендації щодо конструктивних параметрів коробчастих балок мостових кранів та технології їх виготовлення, що дозволяють до 1,23 раз підвищити границю витривалості поясних з'єднань. Прак-

тичне застосування цих рекомендацій забезпечує раціоналізацію післязварного стану поясних з'єднань за опором багатоцикловій втомі та крихкому руйнуванню.

Комплексний характер проведених досліджень та отриманих результатів створює передумови для подальшого удосконалення методик проектування та виготовлення коробчастих кранових балок з оптимальним рівнем залишкових напружень та підвищеною довговічністю.

Список літератури

1. Fatigue strength of laser-welded thin-plate ship structures based on nominal and structural hot-spot stress approach / W. Fricke, H. Remes, O. Feltz and etc. // *Ships and Offshore Structures*. – 2015. – Vol. 10 (1). – P. 39–44. <https://doi.org/10.1080/17445302.2013.850208>.
2. Review on fracture and crack propagation in weldments – A fracture mechanics perspective / U. Zerbst, R.A. Ainsworth, H.T. Beier and others // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2014. – Vol. 132. – P. 200–276. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2014.05.012>.
3. Barsoum Z. Fatigue of high strength steel joints welded with low temperature transformation consumables / Z. Barsoum, M. Gustafsson // *Engineering Failure Analysis*. – 2009. – Vol. 16, № 7. – P. 2186–2194. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2009.02.013>.
4. Zhu X.K. Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation / X.K. Zhu, Y.J. Chao // *Computers & Structures*. – 2002. – Vol. 80 (11). – P. 967–976. [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(02\)00040-8](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(02)00040-8).
5. Deng D. Numerical simulation of welding distortion in large structures / D. Deng, H. Murakawa, W. Liang // *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. – 2007. – Vol. 196 (45–48). – P. 4613–4627. <https://doi.org/10.1016/j.cma.2007.05.023>.
6. Balasubramanian V. Effect of welding processes on toe cracking behaviour of pressure vessel grade steel / V. Balasubramanian, B. Guha // *Engineering Failure Analysis*. – 2004. – Vol. 11 (4). – P. 575–587. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2003.09.005>.
7. The effect of heat input on residual stress distribution of steel welds measured by neutron diffraction / A.M. Paradowska, J.W.H. Price, R. Ibrahim and others // *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. – 2006. – Vol. 17 (1–2). – P. 385–388.
8. Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates / L. Gannon, Y. Liu, N. Pegg and others // *Marine Structures*. – 2010. – Vol. 23 (3). – P. 385–404. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2010.05.002>.
9. Pei G. Prediction system for overhead cranes based on digital twin technology / G. Pei, W. Zongyan, Z. Yuting, L. Menglong // *Applied Sciences*. – 2023. – Vol. 13. – P. 4696. <https://doi.org/10.3390/app13084696>.
10. Стрельбицький В. В. Дослідження впливу механізму пересування на ресурс металоконструкції мосто-

вих кранів морських портів / В. В. Стрельбіцький // Вісник Хмельницького національного університету. Технічні науки. – 2022. – №3. – С. 249-253. <https://www.doi.org/10.31891/2307-5732-2022-309-3-249-253>.

11. Svirgun O. Stress-deformed state research of the main girder in the single-girder crane and selection of a rational section / O. Svirgun, G. Gnatenko, V. Svirgu, V. Svirgun // Ukrainian Journal of Applied Economics. – 2021. – P. 273-279. <https://doi.org/10.36887/2415-8453-2021-4-33>.

12. Стрельбіцький В. В. Експериментальне дослідження впливу напрацювання на тріщиностійкість сталей мостових кранів / В. В. Стрельбіцький // Вісник Хмельницького національного університету. Технічні науки. – 2020. – № 4. – С. 138–142.

13. Duong T. Reasonable design method of box crane girder by Taguchi method / T. Duong // Journal of Applied Engineering Science. – 2024. – Vol. 22. – P. 100–112. <https://doi.org/10.5937/jaes0-45536>.

14. Kiviluoto S. Modelling and control of vertical oscillation in overhead cranes / S. Kiviluoto, L. Eriksson, H. Koivo // Proceedings of the American Control Conference. 01-03 July 2015. – 2015. – P. 1290–1295. <https://doi.org/10.1109/ACC.2015.7170911>.

15. Abid M. Design optimization of box type girder of an overhead crane / M. Abid, H. Akmal, H. Wajid // Iranian Journal of Science and Technology: Transactions of Mechanical Engineering. – 2015. – Vol. 39. – P. 101–112.

Одержано 14.05.2025

OPTIMIZATION OF STRESS-STRAIN STATE IN CHORD JOINTS OF BOX GIRDERS IN BRIDGE CRANES

Mykhailo Sydorenko Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Machine Elements and Hoisting and Transport Mechanisms, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: sidorenko.mik@gmail.com, ORCID: 0000-0002-9097-9739

Vasyl Liaturynskyi Candidate of Technical Sciences, Chief ingeneer, “Lifting machines plant” LLC, e-mail: vasilyliat@gmail.com, ORCID: 0000-0002-7487-0696

Roman Frolov Candidate of Technical Sciences, Senior Lecturer of the Department of Machine Elements and Hoisting and Transport Mechanisms, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, ORCID: 0009-0001-8769-8848

Purpose. To enhance the fatigue limit and plasticity of chord joints in bridge crane box girders by optimizing their post-welding stress-strain state through rational combination of structural and technological parameters.

Research methods. The mechanical method of determining actual stresses by drilling blind holes was used to analyze residual stresses in heat-affected zones of welded joints. The finite element numerical method was employed for modeling the technological state of welded joints. Methods of mathematical experiment planning and statistical processing of experimental data were utilized. Metallographic methods were applied to investigate the structure of the heat-affected zone in welded joints.

Results A theoretical model of the post-welding stress-strain state of chord joints in box crane girders was developed, taking into account phase and structural transformations in heat-affected zones. Empirical dependencies on the influence of technological manufacturing parameters and structural parameters of girders on the post-welding state of their chord joints were established. Patterns of redistribution of residual stresses and plastic deformations during the first loading cycles were determined. A criterion for optimizing the post-welding state was proposed – the final yield strength of the area of maximum residual stresses after maximum operational loading. Scientifically-based structural and technological recommendations were developed, allowing up to 1.23 times increase in the fatigue limit of chord joints in box girders of bridge cranes.

Scientific novelty The study proposes a theoretical model of the post-welding stress-strain state of chord joints that accounts for phase and structural transformations in heat-affected zones. Empirical dependencies and patterns of the influence of manufacturing technology parameters and design on the post-welding state were established. Patterns of redistribution of residual stresses and plastic deformations during the first loading cycles of cranes were determined.

Practical value. Structural and technological recommendations were developed to increase the fatigue limit of chord joints in box girders. Characteristics of actual stress cycles were obtained, which take into account the level of residual stresses and plastic deformations of the first operational cycles. Recommendations for determining stresses and modeling the post-welding state of metal structures were developed.

Key words: box girder, bridge crane, welding, residual stresses, plastic deformations, heat-affected zone, fatigue limit, post-welding state, crack resistance.

References

1. Fricke, W., Remes, H., Feltz, O., Lillemäe, I., Tchuindjang, D., Reinert, T., Nevierov, A., Sichermann, W., Brinkmann, M., Kontkanen, T., Bohlmann, B., Molter, L. (2015). Fatigue strength of laser-welded thin-plate ship structures based on nominal and structural hot-spot stress approach. *Ships and Offshore Structures*, 10(1), 39–44. <https://doi.org/10.1080/17445302.2013.850208>.
2. Zerst, U., Ainsworth, R.A., Beier, H.T., Pisarski, H., Zhang, Z.L., Nikbin, K., Nitschke-Pagel, T., Münstermann, S., Kucharczyk, P., Klingbeil, D. (2014). Review on fracture and crack propagation in weldments – A fracture mechanics perspective. *Engineering Fracture Mechanics*, 132, 200–276. <https://doi.org/10.1016/j.eng-fractmech.2014.05.012>.
3. Barsoum, Z., Gustafsson, M. (2019). Fatigue of high strength steel joints welded with low temperature transformation consumables. *Engineering Failure Analysis*, 97, 635–649. <https://doi.org/10.1016/j.eng-failanal.2019.01.017>.
4. Zhu, X.K., Chao, Y.J. (2002). Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation. *Computers & Structures*, 80(11), 967–976. [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(02\)00040-8](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(02)00040-8).
5. Deng, D., Murakawa, H., Liang, W. (2007). Numerical simulation of welding distortion in large structures. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 196(45–48), 4613–4627. <https://doi.org/10.1016/j.cma.2007.05.023>.
6. Balasubramanian, V., Guha, B. (2004). Effect of welding processes on toe cracking behaviour of pressure vessel grade steel. *Engineering Failure Analysis*, 11(4), 575–587. <https://doi.org/10.1016/j.eng-failanal.2003.09.004>.
7. Paradowska, A.M., Price, J.W.H., Ibrahim, R., Finlayson, T.R. (2006). The effect of heat input on residual stress distribution of steel welds measured by neutron diffraction. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 17(1–2), 385–388.
8. Gannon, L., Liu, Y., Pegg, N., Smith, M. (2010). Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates. *Marine Structures*, 23(3), 385–404. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2010.05.002>.
9. G. Pei, W. Zongyan, Z. Yuting, L. (2023). Menglong Prediction system for overhead cranes based on digital twin technology. *Applied Sciences*, 13, 4696. <https://doi.org/10.3390/app13084696>.
10. Strelbitskiy V. (2022). Research of the influence of the movement mechanism on the resource of metal structures of overhead cranes of seaports. *Herald of Khmelnytskyi National University. Technical sciences*, 3, 249–253. <https://www.doi.org/10.31891/2307-5732-2022-309-3-249-253>.
11. O. Svirgun, G. Gnatenko, V. Svirgu, V. Svirgun (2021). Stress-deformed state research of the main girder in the single-girder crane and selection of a rational section. *Ukrainian Journal of Applied Economics*, 273–279. <https://doi.org/10.36887/2415-8453-2021-4-33>.
12. Strelbitskiy V. (2020). Experimental study of the effect of operating time on the crack resistance of bridge crane steels. *Herald of Khmelnytskyi National University. Technical sciences*, 4, 138–142.
13. Duong T. (2024). Reasonable design method of box crane girder by Taguchi method. *Journal of Applied Engineering Scienc*, 22, 100–112. <https://doi.org/10.5937/jaes0-4553614>.
14. S. Kiviluoto, L. Eriksson, H. Koivo Modelling and control of vertical oscillation in overhead cranes. *Proceedings of the American Control Conference*. 01–03 July 2015, 1290–1295. <https://doi.org/10.1109/ACC.2015.7170911>.
15. M. Abid, H. Akmal, H. Wajid (2015). Design optimization of box type girder of an overhead crane Iranian *Journal of Science and Technology: Transactions of Mechanical Engineering*, 39, 101–112.

УДК 539.3

Ніна Антоненко канд. фіз.-мат. наук, доцент, доцент кафедри математики Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: antonenkonina.ua@gmail.com, ORCID: 0000-0002-0427-6499

Ірина Ткаченко канд. фіз.-мат. наук, доцент, доцент кафедри фундаментальної та прикладної математики Запорізького національного університету, м. Запоріжжя, Україна, e-mail: tig.phd81@gmail.com, ORCID: 0000-0002-4232-2484

ДВОВИМІРНА ЗАДАЧА ТЕРМОПРУЖНОСТІ ДЛЯ БАГАТОШАРОВОЇ ОСНОВИ З ГЛАДКИМ КОНТАКТОМ МІЖ ШАРАМИ

Мета роботи. Отримати формули для визначення термо-напружено-деформованого стану шаруватой плити з гладким контактом між шарами, що лежить на абсолютно жорсткій півплощині, та проілюструвати вплив теплових навантажень на розподіл напружень в її точках.

Методи дослідження. Для розв'язання задачі використано інтегральне перетворення Фур'є та метод функцій податливості.

Отримані результати. Представлено аналітичний розв'язок двовимірної задачі термопружності для окремого однорідного шару, межі якого вільні від дотичних навантажень. Розв'язок побудовано з використанням інтегрального перетворення Фур'є, що дозволило понизити порядок задачі та від рівнянь в частинних похідних перейти до звичайних диференціальних рівнянь. Компоненти термо-напружено-деформованого стану шару представлено у вигляді комбінацій допоміжних функцій: нормальних напружень, вертикальних переміщень, температури та теплового потоку на верхній межі шару. Отримано рекурентні співвідношення між допоміжними функціями сусідніх шарів багатошарової термопружної основи, що розглядається. Встановлено, що допоміжні функції окремого шару пов'язані між собою лінійними залежностями, коефіцієнти яких називаються функціями податливості. На основі побудованих рекурентних співвідношень отримано функції податливості для багатошарової основи за умови гладкого контакту між шарами. Як приклад практичного застосування запропонованого методу розглянуто двошарову основу, що складається з бетонного та сталевго шарів, які лежать на абсолютно жорсткій півплощині. Для цієї моделі визначено розподіли нормальних напружень у верхньому шарі, а також досліджено вплив теплового навантаження на їхню зміну. Аналіз результатів показав, що врахування термопружних властивостей матеріалів має суттєвий вплив на формування напружень у шарах основи. Отримані результати можуть бути використані при проектуванні багатошарових конструкцій, зокрема основ транспортних споруд та будівель, які зазнають дії змінних температурних полів.

Наукова новизна. Метод функцій податливості поширено на двовимірну задачу термопружності для шаруватой основи з гладким контактом між шарами.

Практична цінність. Отримані формули можуть бути застосовані для розрахунку на міцність фундаментів споруд, підлог заводських цехів, аеродромних та дорожніх покриттів, які експлуатуються під впливом високих температур. Результати можуть бути використаними також в якості тестових при розв'язанні поставленої задачі іншими методами.

Ключові слова: багатошарова основа, температура, напруження, інтегральне перетворення Фур'є, функції податливості.

Вступ та аналіз досліджень і публікацій

Дослідження термо-напружено-деформованого стану багатошарових основ та плит має велике значення для сучасного будівництва, машинобудування, авіаційної та космічної техніки. Це пов'язано з тим, що такі конструкції широко застосовуються у високонавантажених системах, де необхідно забезпечити оптимальне поєднання міцності та термостійкості. Аналіз напружено-деформованого стану дозволяє врахувати особливості взаємодії шарів і спрогнозувати їхню поведінку в експлуатаційних умовах.

Різні підходи до розв'язання задач термопружності для шаруватих тіл розглядалися у численних працях. З використанням інтегрального перетворення

Фур'є-Бесселя та функцій Гріна автори [1] досліджували термопружний стан шаруватих симетричних тіл. В роботах Процюка Б. В. з використанням функцій Гріна знайдено розв'язки тривимірних статичних і квазістатичних задач термопружності для шаруватих простору, півпростору та шару [2], розв'язано статичні термопружні задачі для багатошарових тіл канонічної форми [3]. Для визначення статичного термопружного стану плоских багатошарових термочутливих структур, зокрема шаруватих плит, авторами [4] розроблено аналітико-числовий метод, що базується на застосуванні узагальнених функцій, апроксимації залежностей фізико-механічних характеристик від температури

кусково-сталими функціями та введенні у розгляд аналогів функції Кірхгофа. Асимптотичними методами розв'язки задач термопружності для шаруватих композитів отримано в [5, 6]. Авторами [7] з використанням перетворення Лапласа отримано аналітичний розв'язок задачі термопружності для трансверсально-ізотропного шаруватого півпростору. Методом скінчених елементів задачі термопружності для тіл, що мають шарувату структуру, розв'язувались у [8-11]. У працях [12, 13] запропоновано різні термопружні моделі врахування неідеального контакту шарів. Аналітичний розв'язок задачі про термо-напружений стан композитних пластин із ідеальним та гладким механічними контактами між шарами представлено в [14] на основі тривимірної теорії пружності.

Одним із ефективних методів розв'язання задач теорії пружності та термопружності є метод функцій податливості, запропонований Приварниковим А.К. У статтях [15, 16] цим методом розв'язано задачі термопружності для багатошарової основи з ідеальним та неідеальними тепловими контактами між шарами за повного механічного контакту між шарами. Метод функцій податливості поширюється на задачу про визначення термо-напружено-деформованого стану багатошарової основи з гладким контактом між шарами. Раніше, з використанням цієї методики, Приварниковим А.К. отримано розв'язок осесиметричної задачі для багатошарової основи з гладким контактом між шарами без врахування впливу температурних полів.

Постановка задачі

Розглянемо пакет, що складається з n однорідних, невагомих та ізотропних шарів, що лежить на абсолютно жорсткій півплощині. Кожен шар характеризується товщиною h , коефіцієнтами Ламе λ та μ , коефіцієнтом теплопровідності k_T та приведеним коефіцієнтом теплового розширення $\alpha_T = \tilde{\alpha}_T (3\lambda + 2\mu) / (\lambda + 2\mu)$, де $\tilde{\alpha}_T$ – коефіцієнт теплового розширення матеріалу. На поверхні основи відомі напруження та температура. На нижній межі пакету підтримується нульова температура. На стиках шарів виконуються умови гладкого контакту. Шари не відстають один від одного. Температура на спільних межах шарів змінюється неперервно. Основа знаходиться в умовах плоскої деформації. Необхідно визначити компоненти термо-напружено-деформованого стану для усіх точок основи.

Нумерацію шарів будемо проводити зверху вниз, починаючи з одиниці. Півплощина матиме номер $n+1$. Усі величини, які відносяться до шару з номером j , будемо позначати відповідним індексом. У кожному шарі введемо локальну декартову систему координат $O_j x z_j$ так, як показано на рис. 1.

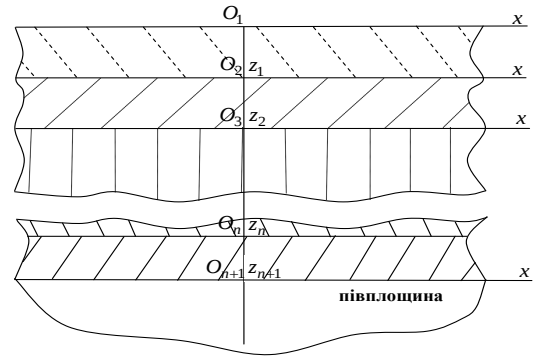


Рисунок 1. Багатошарова основа

Задача зводиться до розв'язання такої системи диференціальних рівнянь для кожного з шарів:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \omega \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial z} + \tilde{\omega} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = \alpha_T \frac{\partial T}{\partial x},$$

$$\frac{\partial^2 w}{\partial z^2} + \omega \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial z} + \tilde{\omega} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = \alpha_T \frac{\partial T}{\partial z}, \quad (1)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 0, \quad (2)$$

де $u(x, z)$, $w(x, z)$ – функції, що описують горизонтальні та вертикальні переміщення точок шару відповідно, $T(x, z)$ – температура, $\omega = \frac{\lambda + \mu}{\lambda + 2\mu}$, $\tilde{\omega} = 1 - \omega$.

Умови на спільних межах шарів:

$$w_{j+1}(x, 0) = w_j(x, h_j), \quad (3)$$

$$\sigma_{z, j+1}(x, 0) = \sigma_{z, j}(x, h_j), \quad (4)$$

$$\tau_{xz, j+1}(x, 0) = \tau_{xz, j}(x, h_j) = 0, \quad (5)$$

$$T_{j+1}(x, 0) = T_j(x, h_j),$$

$$k_{T, j+1} \frac{\partial T_{j+1}}{\partial z}(x, 0) = k_{T, j} \frac{\partial T_j}{\partial z}(x, h_j).$$

Умови на межі n -го шару та абсолютно жорсткої півплощини:

$$w_{n+1}(x, 0) = 0, \quad T_{n+1}(x, 0) = 0. \quad (6)$$

Умови на верхній межі основи:

$$\sigma_{z1}(x, 0) = \sigma(x), \quad \tau_{xz1}(x, 0) = 0, \quad (7)$$

$$T_1(x, 0) = f(x). \quad (8)$$

Закон Дюамеля-Неймана, який пов'язує між собою напруження, деформації та температуру, у випадку плоскої деформації має вигляд:

$$\sigma_x = (\lambda + 2\mu)\varepsilon_x + \lambda\varepsilon_z - (3\lambda + 2\mu)\tilde{\alpha}_T T, \quad \tau_{xz} = \mu\gamma_{xz},$$

$$\sigma_z = (\lambda + 2\mu)\varepsilon_z + \lambda\varepsilon_x - (3\lambda + 2\mu)\tilde{\alpha}_T T.$$

Метод розв'язання

Задача розв'язується за допомогою перетворення Фур'є за змінною x :

$$\bar{v}(\xi) = \int_{-\infty}^{\infty} v(x) e^{i\xi x} dx. \quad (9)$$

$$v(x) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \bar{v}(\xi) e^{-i\xi x} d\xi. \quad (10)$$

Спочатку отримаємо формули, які дозволяють за відомим законом розподілу нормальних напружень та температурою точок верхньої межі шару визначити напруження та переміщення в будь-якій точці шару за умов, що дотичні напруження на межах шару дорівнюють нулю.

Трансформанту температури в будь-якій точці шару можна знайти за формулою [15]:

$$\bar{T}(\xi, z) = \eta \operatorname{ch} pz + \varepsilon \operatorname{sh} pz,$$

де $p = |\xi|$, $\eta = \eta(\xi)$, $\varepsilon = \varepsilon(\xi)$ – допоміжні функції шару, які задаються такими рівностями

$$\eta(\xi) = \bar{T}(\xi, 0), \quad p\varepsilon(\xi) = \frac{d\bar{T}}{dz}(\xi, 0). \quad (11)$$

Застосувавши до системи (1) перетворення (9), отримаємо систему звичайних диференціальних рівнянь, яку подамо у вигляді:

$$\begin{cases} p^2 U - \tilde{\omega} \frac{d^2 U}{dz^2} + p\omega \frac{dW}{dz} = \alpha_T p^2 \bar{T}, \\ \omega p \frac{dU}{dz} + \frac{d^2 W}{dz^2} - \tilde{\omega} p^2 W = \alpha_T p \frac{d\bar{T}}{dz}. \end{cases} \quad (12)$$

де $U(\xi, z) = -i\xi \bar{u}(\xi, z)$, $W(\xi, z) = p \bar{w}(\xi, z)$.

Загальний розв'язок системи (12) має вигляд:

$$U(\xi, z) = (A_1 + A_2 z) \operatorname{ch} pz + (A_3 + A_4 z) \operatorname{sh} pz + \frac{\alpha_T}{2\tilde{\omega}} [-\eta pz \operatorname{sh} pz + \varepsilon \tilde{\omega} (\operatorname{sh} pz - pz \operatorname{ch} pz)], \quad (13)$$

$$\begin{aligned} W(\xi, z) = & \frac{1}{p} \left[\left(\frac{2-\omega}{\omega} A_2 - p A_3 - pz A_4 \right) \operatorname{ch} pz + \right. \\ & \left. + \left(-p A_1 - pz A_2 + \frac{2-\omega}{\omega} A_4 \right) \operatorname{sh} pz \right] + \\ & + \frac{\alpha_T}{2\tilde{\omega}} [\eta (pz \operatorname{ch} pz - \operatorname{sh} pz) + \varepsilon \tilde{\omega} pz \operatorname{sh} pz]. \end{aligned} \quad (14)$$

Користуючись закон Дюамеля-Неймана та формулами Коші $\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}$, $\varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}$, $\gamma_{xz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}$, представимо напруження через функції переміщень u , w і функцію температури T :

$$\sigma_x = \lambda \frac{\partial w}{\partial z} + (\lambda + 2\mu) \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{\alpha_T \mu}{\tilde{\omega}} T,$$

$$\sigma_z = \lambda \frac{\partial u}{\partial x} + (\lambda + 2\mu) \frac{\partial w}{\partial z} - \frac{\alpha_T \mu}{\tilde{\omega}} T,$$

$$\tau_{xz} = \mu \frac{\partial u}{\partial z} + \mu \frac{\partial w}{\partial x}.$$

У просторі трансформант напруження мають вигляд:

$$\bar{\sigma}_x(\xi, z) = \frac{\mu}{\tilde{\omega}} U + \frac{\lambda}{p} \frac{dW}{dz} - \frac{\alpha_T \mu}{\tilde{\omega}} T,$$

$$\bar{\sigma}_z(\xi, z) = \lambda U + \frac{\mu}{\tilde{\omega}} \frac{1}{p} \frac{dW}{dz} - \frac{\alpha_T \mu}{\tilde{\omega}} T,$$

$$-\frac{i\xi}{p} \bar{\tau}_{xz}(\xi, z) = \mu \left(\frac{1}{p} \frac{dU}{dz} - W \right).$$

Розглянемо крайову задачу для окремого шару, на верхній та нижній межах якого відсутні дотичні напруження. Крайові умови:

$$\begin{aligned} \sigma_z(x, 0) &= \sigma(x), \quad w(x, 0) = w(x), \\ \tau_{xz}(x, 0) &= 0, \quad \tau_{xz}(x, h) = 0, \end{aligned} \quad (15)$$

де функції $\sigma(x)$ та $w(x)$ вважаємо відомими.

Застосуємо до крайових умов (15) інтегральне перетворення Фур'є (9), отримаємо:

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_z(\xi, 0) &= \bar{\sigma}(\xi), \quad \bar{w}(\xi, 0) = \bar{w}(\xi), \\ \bar{\tau}_{xz}(\xi, 0) &= 0, \quad \bar{\tau}_{xz}(\xi, h) = 0. \end{aligned} \quad (16)$$

Введемо допоміжні функції $\alpha = \alpha(\xi)$ та $\beta = \beta(\xi)$:

$$\alpha = \bar{\sigma}(\xi), \quad \beta = 2\mu\omega p \bar{w}(\xi). \quad (17)$$

Умови (16) набувають вигляду:

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_z(\xi, 0) &= \alpha, \quad 2\mu\omega W(\xi, 0) = \beta, \\ -\frac{i\xi}{p} \bar{\tau}_{xz}(\xi, 0) &= 0, \quad -\frac{i\xi}{p} \bar{\tau}_{xz}(\xi, h) = 0. \end{aligned} \quad (18)$$

Підставивши в ліві частини рівностей (18) вирази для $\bar{\sigma}_z(\xi, z)$, $W(\xi, z)$, $\bar{\tau}_{xz}(\xi, z)$ при $z = 0$ та $\bar{\tau}_{xz}(\xi, z)$ при $z = h$, отримаємо систему, з якої знайдемо представлення A_1 , A_2 , A_3 , A_4 через α , β , η , ε . Підставивши вирази для A_1 , A_2 , A_3 , A_4 у вирази для трансформант переміщень та напружень, отримаємо:

$$2\mu\omega F \cdot U(\xi, z) = [(-\omega\tilde{p}C + \tilde{\omega}S)\text{ch } pz + \omega pz S \text{sh } pz]\alpha + \\ + [(\omega\tilde{p}pzC + (\omega pz - \tilde{p})S)\text{ch } pz + \\ + (\tilde{\omega}\tilde{p}C + (\tilde{\omega} - \omega\tilde{p}pz))\text{sh } pz]\beta + \\ + \alpha_T\mu(S + \tilde{p}C)\text{ch } pz\eta + \\ + \alpha_T\mu[(-\omega\tilde{p}pzC + (\tilde{p} - \omega pz)S)\text{ch } pz + \\ + \omega(\tilde{p}C + (1 + \tilde{p}pz)S)\text{sh } pz]\varepsilon, \quad (19)$$

$$2\mu\omega F \cdot W(\xi, z) = [-\omega pz S \text{ch } pz + (S + \omega\tilde{p}C)\text{sh } pz]\alpha + \\ + [(S + \tilde{p}C + \omega\tilde{p}pzS)\text{ch } pz + \\ + (-\omega\tilde{p}pzC - (\omega pz + \tilde{\omega}\tilde{p})S)\text{sh } pz]\beta + \\ + \alpha_T\mu(\tilde{p}C + S)\text{sh } pz\eta + \\ + \alpha_T\mu[-\omega\tilde{p}pzS \text{ch } pz + \\ + (\omega\tilde{p}pzC + (\omega pz + \tilde{\omega}\tilde{p})S)\text{sh } pz]\varepsilon, \quad (20)$$

$$F \cdot \bar{\sigma}_z(\xi, z) = [(\tilde{p}C + S)\text{ch } pz - pz S \text{sh } pz]\alpha + \\ + [(-\tilde{p}pzC - pzS)\text{ch } pz + \\ + (\tilde{p}C + (1 + \tilde{p}pz)S)\text{sh } pz]\beta + \\ + \alpha_T\mu[(\tilde{p}pzC + pzS)\text{ch } pz - \\ - ((1 + \tilde{p}pz)S + \tilde{p}C)\text{sh } pz]\varepsilon, \quad (21)$$

$$F \cdot \left(-\frac{i\xi}{p}\bar{\tau}_{xz}(\xi, z)\right) = [pz S \text{ch } pz - \tilde{p}C \text{sh } pz]\alpha + \\ + [(\tilde{p}pzC + (pz - \tilde{p})S)\text{sh } pz - \\ - \tilde{p}pzS \text{ch } pz]\beta + \alpha_T\mu[\tilde{p}pzS \text{ch } pz + \\ + (-\tilde{p}pzC + (\tilde{p} - pz)S)\text{sh } pz]\varepsilon, \quad (22)$$

де $\tilde{p} = ph$, $C = \text{ch } \tilde{p}$, $S = \text{sh } \tilde{p}$, $F = S + \tilde{p}C$.

Отже, знаючи допоміжні функції шару, можна визначити компоненти термо-напружено-деформованого стану шару.

Побудуємо рекурентні співвідношення між допоміжними функціями сусідніх шарів. У [15] доведено, що

$$\eta_{j+1} = (C_j - r_j S_j)\eta_j, \quad (23)$$

$$\varepsilon_j = -r_j \eta_j, \quad (24)$$

$$r_j = \frac{r_{j+1}C_j + \Delta_j S_j}{r_{j+1}S_j + \Delta_j C_j}, \quad r_n = \text{cthp}_n, \quad (25)$$

$$\text{де } p_j = ph_j, \quad S_j = \text{sh } p_j, \quad C_j = \text{ch } p_j, \quad \Delta_j = \frac{k_{Tj}}{k_{Tj+1}}.$$

Застосуємо до умов (3) та (4) інтегральне перетворення Фур'є (9), тоді в просторі транс-формант Фур'є вони приймають вигляд:

$$\bar{\sigma}_{zj+1}(\xi, 0) = \bar{\sigma}_{zj}(\xi, h_j), \\ 2\mu_{j+1}\omega_{j+1}W_{j+1}(\xi, 0) = 2\mu_{j+1}\omega_{j+1}W_j(\xi, h_j).$$

Застосувавши формули (17) до лівих частин останніх співвідношень, а формули (20) та (21) при $z = h_j$ до їх правих частин, отримаємо рекурентні співвідношення між допоміжними функціями сусідніх шарів:

$$2F_j \alpha_{j+1} = (2p_j + \text{sh } 2p_j)\alpha_j + (\text{ch } 2p_j - 1 - 2p_j^2)\beta_j - \\ - \alpha_{Tj}\mu_j r_j (2p_j^2 - \text{ch } 2p_j + 1)\eta_j, \quad (26)$$

$$2F_j \beta_{j+1} = d_j ((\text{ch } 2p_j - 1)\alpha_j + (\text{sh } 2p_j + 2p_j)\beta_j + \\ + \alpha_{Tj}\mu_j (p_j \text{sh } 2p_j + (1 - p_j r_j)(\text{ch } 2p_j - 1))\eta_j), \quad (27)$$

$$\text{де } d_j = \frac{\mu_{j+1}\omega_{j+1}}{\mu_j\omega_j}, \quad F_j = S_j + p_j C_j.$$

Покажемо що функції α_j , β_j та η_j є залежними. Оскільки шар з номером $n+1$ є абсолютно жорсткою півплощиною, то $\beta_{n+1} = 0$. З рівності (27) при $j = n$ отримаємо:

$$(\text{ch } 2p_n - 1)\alpha_n + (\text{sh } 2p_n + 2p_n)\beta_n + \\ + \alpha_{Tn}\mu_n (p_n \text{sh } 2p_n + (1 - p_n r_n)(\text{ch } 2p_n - 1))\eta_n = 0,$$

$$\beta_n = -\frac{\text{ch } 2p_n - 1}{\text{sh } 2p_n + 2p_n}\alpha_n - \\ - \frac{\alpha_{Tn}\mu_n (p_n \text{sh } 2p_n + (1 - p_n r_n)(\text{ch } 2p_n - 1))}{\text{sh } 2p_n + 2p_n}\eta_n. \quad (28)$$

Поклавши у формулах (23), (26) та (27) $j = n-1$, отримаємо представлення для α_n , β_n та η_n через α_{n-1} , β_{n-1} та η_{n-1} . Підставивши отримані вирази в (28), можна виразити β_{n-1} через α_{n-1} та η_{n-1} . Використовуючи формули (23), (26), (27) при $j = n-2$ та представлення β_{n-1} через α_{n-1} та η_{n-1} , можна показати, що β_{n-2} є лінійною комбінацією α_{n-2} та η_{n-2} . Діючи аналогічно, можна представити β_j у вигляді лінійної комбінації α_j та η_j . Отже, для шару з номером j мають місце співвідношення:

$$\beta_j = -A_j \alpha_j - B_j \eta_j. \quad (29)$$

Функції A_j та B_j називатимемо функціями податливості термopружної основи з гладким контактом між шарами. Поклавши в останньому співвідношенні $j = n$ та порівнявши з рівністю (28), отримаємо:

$$A_n = \frac{\text{ch } 2p_n - 1}{\text{sh } 2p_n + 2p_n}, \\ B_n = \frac{\alpha_{Tn}\mu_n (p_n \text{sh } 2p_n + (1 - p_n r_n)(\text{ch } 2p_n - 1))}{\text{sh } 2p_n + 2p_n}. \quad (30)$$

Побудуємо формули для обчислення функцій податливості шарів, що лежать вище n -го. Запишемо співвідношення (29) для шару з номером $j+1$:

$$\beta_{j+1} = -A_{j+1} \alpha_{j+1} - B_{j+1} \eta_{j+1}.$$

Застосовуючи формули (23) та (26) до попередньої рівності, матимемо:

$$\begin{aligned} \beta_{j+1} = & -\frac{A_{j+1}}{2F_j} (2p_j + \text{sh } 2p_j - \\ & - (\text{ch } 2p_j - 1 - 2p_j^2) A_j) \alpha_j + \\ & + \left(\frac{A_{j+1}}{2F_j} ((\text{ch } 2p_j - 1 - 2p_j^2) B_j + \right. \\ & + \alpha_{Tj} \mu_j r_j (2p_j^2 - \text{ch } 2p_j + 1)) - \\ & \left. - B_{j+1} (C_j - r_j S_j) \right) \eta_j. \end{aligned} \quad (31)$$

З іншого боку, використовуючи формули (27) та (29), одержимо:

$$\begin{aligned} \beta_{j+1} = & d_j ((\text{ch } 2p_j - 1 - A_j (\text{sh } 2p_j + 2p_j)) \alpha_j + \\ & + (- (\text{sh } 2p_j + 2p_j) B_j + \alpha_{Tj} \mu_j (p_j \text{sh } 2p_j + \\ & + (1 - p_j r_j) (\text{ch } 2p_j - 1)) \eta_j). \end{aligned} \quad (32)$$

Прирівнявши коефіцієнти при α_j та η_j в рівностях (31) та (32) та виразивши A_j через A_{j+1} , а B_j через B_{j+1} , отримаємо:

$$\begin{aligned} A_j = & \frac{d_j (\text{ch } 2p_j - 1) + (\text{sh } 2p_j + 2p_j) A_{j+1}}{d_j (\text{sh } 2p_j + 2p_j) + (\text{ch } 2p_j - 1 - 2p_j^2) A_{j+1}}, \quad (33) \\ B_j = & \frac{\alpha_{Tj} \mu_j d_j (p_j \text{sh } 2p_j + (1 - p_j r_j) (\text{ch } 2p_j - 1))}{d_j (\text{sh } 2p_j + 2p_j) + (\text{ch } 2p_j - 1 - 2p_j^2) A_{j+1}} - \\ & - \frac{\alpha_{Tj} \mu_j A_{j+1} r_j (2p_j^2 - \text{ch } 2p_j + 1)}{d_j (\text{sh } 2p_j + 2p_j) + (\text{ch } 2p_j - 1 - 2p_j^2) A_{j+1}} + \\ & + \frac{2F_j B_{j+1} (C_j - r_j S_j)}{d_j (\text{sh } 2p_j + 2p_j) + (\text{ch } 2p_j - 1 - 2p_j^2) A_{j+1}}. \end{aligned} \quad (34)$$

Зазначимо, що при відсутності теплових полів отримані формули з точністю до позначень співпадають з формулами методу функцій податливості для пружних багатошарових основ, що знаходяться лише під дією механічних навантажень.

Результати досліджень

Чисельні результати проведено для двошарової основи. Крайові умови: $T_1(x, 0) = \begin{cases} T_0, & |x| \leq 1 \text{ м}, \\ 0, & |x| > 1 \text{ м}, \end{cases}$
 $T_0 = 470 \text{ К}$, $\sigma_{z1}(x, 0) = 0$, $\tau_{xz1}(x, 0) = 0$, $T_2(x, h_2) = 0$, $\tau_{xz2}(x, h_2) = 0$. На рис. 2 та рис. 3 зображено графіки розподілів нормальних напружень $\tilde{\sigma}_{z1}(x, z) = \sigma_{z1}(x, z) / \mu_1 \alpha_{T1} T_0$ при $z = h_1/2$ та $z = h_1$ для двошарових основ, шари яких виготовлені зі сталі та бетону, при фіксованій товщині сталевго шару 0,2 м. Характеристики бетону: $E_1 = 30 \cdot 10^9 \text{ Па}$, $\nu_1 = 0,2$, $k_{T1} = 1,2 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$, $\tilde{\alpha}_{T1} = 12 \cdot 10^{-6} \text{ К}^{-1}$; характеристики сталі: $E_2 = 200 \cdot 10^9 \text{ Па}$, $\nu_2 = 0,3$, $k_{T1} = 50 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$, $\tilde{\alpha}_{T1} = 13 \cdot 10^{-6} \text{ К}^{-1}$. На рис. 4 зображено графіки розподілів нормальних напружень $\tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1/2)$ та $\tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1)$ в точках двошарової основи, яка складається з двох шарів бетону товщиною по 0,5 м. А на рис. 5 зображено розподіли $\tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1/4)$ та $\tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1/2)$ для бетонного шару товщини 1 м, що лежить на абсолютно жорсткій півплощині, за крайових умов $T_1(x, 0) = \begin{cases} T_0, & |x| \leq 1 \text{ м}, \\ 0, & |x| > 1 \text{ м}, \end{cases}$ $T_0 = 470 \text{ К}$, $\sigma_{z1}(x, 0) = 0$, $\tau_{xz1}(x, 0) = 0$, $T_1(x, h_1) = 0$, $\tau_{xz1}(x, h_1) = 0$.

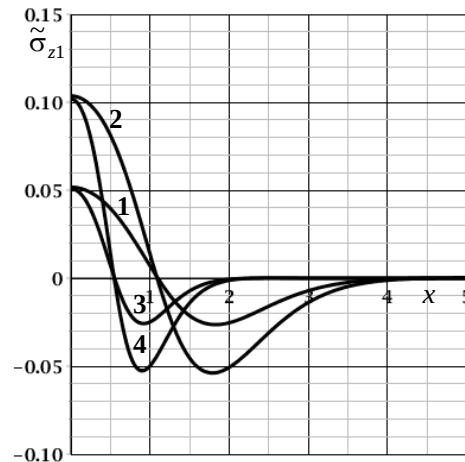


Рисунок 2. Розподіли нормальних напружень в двошаровій основі бетон-сталь:

1 – $\tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1/2)$, $h_1 = 1 \text{ м}$, $h_2 = 0,2 \text{ м}$;

2 – $\tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1)$, $h_1 = 1 \text{ м}$, $h_2 = 0,2 \text{ м}$;

3 – $\tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1/2)$, $h_1 = 0,5 \text{ м}$, $h_2 = 0,2 \text{ м}$;

4 – $\tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1)$, $h_1 = 0,5 \text{ м}$, $h_2 = 0,2 \text{ м}$

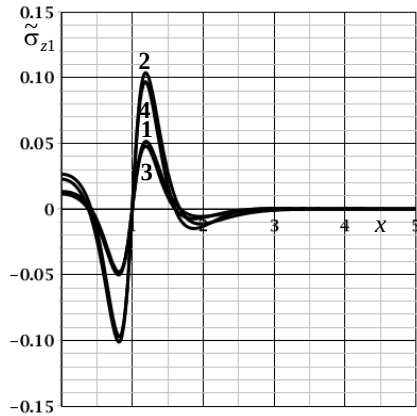


Рисунок 3. Розподіли нормальних напружень в двошаровій основі сталь-бетон:

$$1 - \tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1/2), h_1 = 0,2 \text{ м}, h_2 = 1 \text{ м};$$

$$2 - \tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1), h_1 = 0,2 \text{ м}, h_2 = 1 \text{ м};$$

$$3 - \tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1/2), h_1 = 0,2 \text{ м}, h_2 = 0,5 \text{ м};$$

$$4 - \tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1), h_1 = 0,2 \text{ м}, h_2 = 0,5 \text{ м}$$

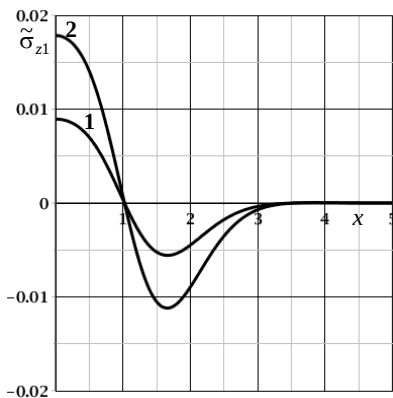


Рисунок 4. Розподіли нормальних напружень в двошаровій основі бетон-бетон:

$$1 - \tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1/2), h_1 = 0,5 \text{ м}, h_2 = 0,5 \text{ м};$$

$$2 - \tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1), h_1 = 0,5 \text{ м}, h_2 = 0,5 \text{ м}$$

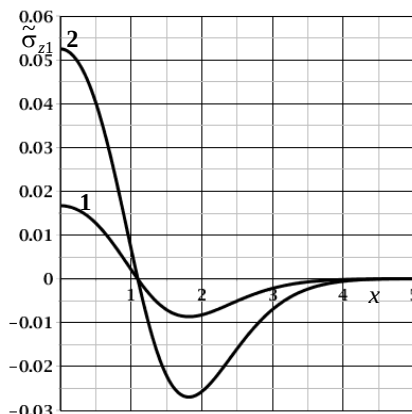


Рисунок 5. Розподіли нормальних напружень в точках од-ношарової основи:

$$1 - \tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1/4), h_1 = 1 \text{ м}; 2 - \tilde{\sigma}_{z1}(x, h_1/2), h_1 = 1 \text{ м}$$

Обговорення

Для розглянутих типів основ спостерігається зростання нормальних напружень з ростом z . Для композиту бетон-сталь зменшення товщини верхнього шару призводить до зменшення нормальних напружень в точках, що знаходяться під областю дії теплового навантаження, при віддаленні від цих точок спостерігається зворотня картина. Аналізуючи рис. 3, приходимо до висновку, що зміна товщини нижнього шару, що виготовлений з бетону, майже не впливає на розподіл напружень в точках верхнього шару. Порівняння розподілів нормальних напружень, що зображені на рис. 4 та рис. 5, дозволяє зробити такий висновок: заміна двошарової основи, шари якої виготовлені з однакових матеріалів (бетон), з гладким контактом між шарами на одношарову основу, виготовлену з такого ж матеріалу, суттєво впливає на розподіли нормальних напружень, зокрема така заміна призводить до значного збільшення нормальних напружень.

Із аналізу отриманих розподілів видно, що при віддаленні від зони дії теплового навантаження напруження прагнуть до нуля, що узгоджується з фізичним сенсом.

Висновки

Запропоновано аналітичний підхід розв'язання двовимірної задачі термопружності для однорідної багатошарової основи з гладким контактом між шарами. Аналітичний розв'язок задачі отримано у вигляді інтегралів Фур'є.

Термо-напружено-деформований стан шару подано через систему допоміжних функцій, що забезпечує ефективну математичну модель для подальших досліджень. Побудовано рекурентні співвідношення між зазначеними допоміжними функціями сусідніх шарів, що дало змогу узагальнити алгоритм на істотно багатошарові основи. Встановлено, що допоміжні функції одного шару не є незалежними, а пов'язані лінійними залежностями, коефіцієнти яких – функції податливості. Отримано рекурентні співвідношення між цими функціями у випадку гладкого контакту між шарами.

Робота методу продемонстрована на прикладі двошарової конструкції зі сталевим та бетонним шарами, яка лежить на абсолютно жорсткій півплощині. Визначено розподіли нормальних напружень у верхньому шарі та оцінено вплив теплового навантаження. Чисельні приклади підтвердили, що врахування термопружних властивостей матеріалів суттєво впливає на характер формування напружень у шарах конструкції.

Список літератури

1. Блажевський С. Г. Термопружний стан багатошарових симетричних тіл / С. Г. Блажевський, М. П. Ленюк. – К. : Ін-т математики НАН України, 2000. – 130 с.
2. Процюк Б. В. Тривимірні статичні та квазістатичні задачі термопружності для шаруватих тіл з плоскостями паралельними границями / Б. В. Процюк // Математичні методи та фізико-механічні поля. – 2003. – Т. 46, № 2. – С. 96–106.

3. Процюк Б. В. Визначення статичного термopужного стану шаруватих термочутливих плити, циліндра і кулі / Б. В. Процюк // Математичні методи та фізико-механічні поля. – 2021. – Т. 64, № 1. – С. 87–106. DOI: <http://doi.org/10.15407/mmpmf2021.64.1.87-106>.
4. Кушнір Р. М. Аналітично-числове визначення статичного термopужного стану плоских багатошарових термочутливих структур / Р. М. Кушнір, І. М. Махоркін, М. І. Махоркін // Математичні методи та фізико-механічні поля. – 2019. – Т. 62, № 4. – С. 131–140.
5. Abdoun F. Nonlinear thermal analysis of multilayered composite and FGM plates with temperature-dependent properties based on an asymptotic numerical method / F. Abdoun, L. Azrar // Archive of Applied Mechanics. – 2021. – Vol. 91. – P. 4361–4387. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00419-021-01999-x>
6. Lee J. An asymptotic method-based composite plate model considering imperfect interfaces / J. Lee, J. S. Kim, M. Cho // International Journal of Solids and Structures. – 2020. – Vol. 190. – P. 258–270. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2019.11.012>
7. Pan E. Thermoelastic deformation of a transversely isotropic and layered half-space by surface loads and internal sources / E. Pan // Physics of the Earth and Planetary Interiors. – 1990. – Vol. 60, No 1–4. – P. 254–264. DOI: [https://doi.org/10.1016/0031-9201\(90\)90266-Z](https://doi.org/10.1016/0031-9201(90)90266-Z)
8. Термopружне деформування шаруватого покриття на внутрішній ділянці дороги / В. В. Гайдайчук, О. О. Густелєв, А. В. Радкевич та ін. // Опір матеріалів і теорія споруд. – 2019. – Вип. 102. – С. 180–190.
9. Козуб Г. О. Моделювання теплових процесів у шаруватих тілах / Г. О. Козуб, Ю. Г. Козуб // Геотехнічна механіка. – 2020. – № 151. – С. 234–244. DOI: <https://doi.org/10.15407/geotm2020.151.234>
10. Finite element analysis of composite laminated plate subjected to mechanical-thermal loadings using refined high-order theory / X. Liu, J. Ji, L. Liu et al. // Chinese Quarterly of Mechanics. – 2021. – Vol. 42, No 1. – P. 27–36.
11. Guo S. Thermal-elastic analysis of laminated plates based on the incompatible generalized partial mixed method / S. Guo, S. Gao, Y. Wang // Heliyon. – 2023. – Vol. 9, No 4. – e14882. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.heliyon.2023.e14882>
12. Semi-analytical solution for mixed supported and multilayered two-dimensional thermo-elastic quasicrystal plates with interfacial imperfections / X. Feng, L. Zhang, H. Zhang, Y. Gao // Journal of Thermal Stresses. – 2023. – Vol. 46, No 2. – P. 91–116. DOI: <https://doi.org/10.1080/01495739.2022.2149645>
13. New analytical model for multi-layered composite plates with imperfect interfaces under thermomechanical loading / M. Shaat, X. L. Gao, A. Battentier, N. Masuè // Acta Mechanica. – 2024. – Vol. 35. – P. 7083–7120. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00707-024-04028-4>
14. Marchuk A. V. Analytical Solution of the Problem on the Thermally Stressed State of Composite Plates with Rigid and Sliding Contacts Between Layers Based on the 3D Elasticity Theory / A. V. Marchuk, Y. K. Putvin-skayte // Mechanics of Composite Materials. – 2019. – Vol. 55. – P. 155–170. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11029-019-09801-4>
15. Величко І. Г. Плоска термopружна деформація багатошарової основи / І. Г. Величко, І. Г. Ткаченко // Вісник Дніпропетровського університету. Механіка. – 2004. – Вип. 8. – Т. 1. – С. 154–161.
16. Antonenko N. Plane Thermoelastic Deformation of a Multilayer Foundation with Non-Ideal Thermal Contact between its Layers / N. Antonenko, I. Tkachenko // Materials Science Forum. – 2019. – Vol. 968. – P. 486–495. DOI: [10.4028/www.scientific.net/MSF.968.4861](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.968.4861).

Одержано 10.05.2025

TWO-DIMENSIONAL THERMOELASTIC PROBLEM FOR A MULTILAYERED FOUNDATION WITH SMOOTH CONTACT BETWEEN LAYERS

Nina Antonenko

Candidate of Physical and Mathematical Sciences, Associate Professor of the Department of Mathematics, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: antonenkonina.ua@gmail.com, ORCID: 0000-0002-0427-6499

Iryna Tkachenko

Candidate of Physical and Mathematical Sciences, Associate Professor of the Department of Fundamental and Applied Mathematics, Zaporizhzhia National University, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: tig.phd81@gmail.com, ORCID: 0000-0002-4232-2484

Purpose. To obtain analytical expressions describing the thermo-stress-strain state of a layered plate with smooth interlayer contact, resting on a perfectly rigid half-plane, and to illustrate the influence of thermal loads on the stress distribution at its points.

Research methods. The Fourier integral transform and the compliance function method are used to solve the problem.

Results. An analytical solution is presented for the two-dimensional thermoelastic problem of a single homogeneous layer with boundaries free of shear stresses. The solution is constructed using the Fourier integral transform, which reduces the order of the problem and converts the governing partial differential equations into ordinary differential equations. The components of the thermo-stress-strain state of the layer are represented as combinations of auxiliary functions: normal stresses, vertical displacements, temperature, and heat flux at the upper boundary of the layer. Recurrent relations are obtained between the auxiliary functions of adjacent layers in a multilayered thermoelastic foundation.

It is shown that the auxiliary functions of an individual layer are related to each other by linear dependencies, the coefficients of which are referred to as compliance functions. Based on the derived recurrence relations, compliance functions are obtained for the multilayered foundation under the assumption of smooth contact between the layers. As an example of practical application of the proposed method, a two-layer foundation consisting of concrete and steel layers resting on a perfectly rigid half-plane is considered. For this model, the distributions of normal stresses in the upper layer are determined, and the influence of thermal loading on their variation is analyzed. The results demonstrate that accounting for the thermoelastic properties of materials significantly affects the stress formation within the layers of the foundation. The obtained findings may be used in the design of multilayer structures, particularly the foundations of transport infrastructure and buildings subjected to variable thermal fields.

Scientific novelty. The compliance function method is extended to the two-dimensional thermoelastic problem of a layered foundation with smooth contact between layers.

Practical value. The derived formulas can be used for the strength analysis of building foundations, industrial floor slabs, as well as airfield and pavement structures subjected to high-temperature conditions. The results may also serve as benchmark solutions for validating the proposed problem when solved using alternative methods.

Key words: multilayer foundation, temperature, stress, Fourier integral transform, compliance functions.

References

1. Blazhevs'kyj, S. G., & Lenjuk, M. P. (2000). Termoprzhnyj stan bagatosharovyh symetrychnyh til. Kyiv: In-t matematyky NAN Ukrainy.
2. Procjuk, B. V. (2003). Tryvymirmi statychni ta kvazistatychni zadachi termoprzhnosti dlja sharuvatyh til z ploskoparalelnymy granycjamy. Matematychni metody ta fizyko-mehanichni polja, 46(2), 96–106.
3. Procjuk, B. V. (2021). Vyznachennja statychnogo termoprzhnogo stanu sharuvatyh termochutlyvyh plyty, cylindra i kuli. Matematychni metody ta fizyko-mehanichni polja, 64(1), 87–106. <https://doi.org/10.15407/mmpmf2021.64.1.87-106>
4. Kushnir, R. M., Mahorkin, I. M., & Mahorkin, M. I. (2019). Analitychno-chyslove vyznachennja statychnogo termoprzhnogo stanu ploskyh bagatosharovyh termochutlyvyh struktur. Matematychni metody ta fizyko-mehanichni polja, 62(4), 131–140.
5. Abdoun, F., & Azrar, L. (2021). Nonlinear thermal analysis of multilayered composite and FGM plates with temperature-dependent properties based on an asymptotic numerical method. Archive of Applied Mechanics, 91, 4361–4387. <https://doi.org/10.1007/s00419-021-01999-x>
6. Lee, J., Kim, J. S., & Cho, M. (2020). An asymptotic method-based composite plate model considering imperfect interfaces. International Journal of Solids and Structures, 190, 258–270. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2019.11.012>
7. Pan, E. (1990). Thermoelastic deformation of a transversely isotropic and layered half-space by surface loads and internal sources. Physics of the Earth and Planetary Interiors, 60(1–4), 254–264. [https://doi.org/10.1016/0031-9201\(90\)90266-Z](https://doi.org/10.1016/0031-9201(90)90266-Z)
8. Gajdajchuk, V. V., Gustjeljev, O. O., Radkevych, A. V., Shevchuk, L. V., & Shljun', N. V. (2019). Termoprzhne deformuvannja sharuvatogo pokryttja na vgnutij diljanci dorogy. Opir materialiv i teorija sporud, 102, 180–190.
9. Kozub, G. O., & Kozub, Ju. G. (2020). Modeljuvannja teplovyh procesiv u sharuvatyh tilah. Geotekhnichna mehanika, (151), 234–244. <https://doi.org/10.15407/geotm2020.151.234>
10. Liu, X., Ji, J., Liu, L., Wang, Q., Zhou, Y., & Guo, L. (2021). Finite element analysis of composite laminated plate subjected to mechanical-thermal loadings using refined high-order theory. Chinese Quarterly of Mechanics, 42(1), 27–36.
11. Guo, S., Gao, S., & Wang, Y. (2023). Thermal-elastic analysis of laminated plates based on the incompatible generalized partial mixed method. Heliyon, 9(4), e14882. <https://doi.org/10.1016/j.heliyon.2023.e14882>
12. Feng, X., Zhang, L., Zhang, H., & Gao, Y. (2023). Semi-analytical solution for mixed supported and multilayered two-dimensional thermo-elastic quasicrystal plates with interfacial imperfections. Journal of Thermal Stresses, 46(2), 91–116. <https://doi.org/10.1080/01495739.2022.2149645>
13. Shaat, M., Gao, X. L., Battentier, A., & Massué, N. (2024). New analytical model for multi-layered composite plates with imperfect interfaces under thermomechanical loading. Acta Mechanica, 35, 7083–7120. <https://doi.org/10.1007/s00707-024-04028-4>
14. Marchuk, A. V., & Putvinskayte, Y. K. (2019). Analytical solution of the problem on the thermally stressed state of composite plates with rigid and sliding contacts between layers based on the 3D elasticity theory. Mechanics of Composite Materials, 55, 155–170. <https://doi.org/10.1007/s11029-019-09801-4>
15. Velychko, I. G., & Tkachenko, I. G. (2004). Ploska termoprzhna deformacija bagatosharovoi osnovy. Visnyk Dnipropetrovs'kogo universytetu. Mehanika, 8(1), 154–161.
16. Antonenko, N., & Tkachenko, I. (2019). Plane thermoelastic deformation of a multilayer foundation with non-ideal thermal contact between its layers. Materials Science Forum, 968, 486–495. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.968.4861>

УДК 621.87

- Михайло Сидоренко канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри деталей машин і підйомно-транспортних механізмів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: sidorenko.mik@gmail.com, ORCID: 0000-0002-9097-9739
- Віталій Кононов канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри деталей машин і підйомно-транспортних механізмів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, ORCID: 0000-0002-0479-1386
- Євген Кравченко аспірант кафедри деталей машин і підйомно-транспортних механізмів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, ORCID: 0009-0006-2218-7621

КОНСТРУКТИВНІ СПОСОБИ ПІДВИЩЕННЯ НЕСУЧОЇ ЗДАТНОСТІ ВУЗЛІВ З'ЄДНАННЯ ГОЛОВНИХ І КІНЦЕВИХ БАЛОК МОСТОВИХ КРАНІВ

Мета роботи. Підвищити несучу здатність вузлів з'єднання головних і кінцевих балок мостових кранів шляхом вдосконалення методик їхнього діагностування та розроблення конструктивних способів підсилення при ремонті.

Методи дослідження. Напружений стан вузлів з'єднання досліджували методом кінцевих елементів з адаптацією методу hot spot stress до прийнятих в Україні норм. Розрахунок напружено-деформованого стану поверхової конструкції проводили з використанням підмоделей. Коефіцієнти інтенсивності напружень визначали методом переміщень.

Отримані результати. На основі аналізу статистичних даних розроблено логіт-модель ймовірності пошкодження вузлів з'єднання залежно від параметрів мостових кранів. Встановлено, що для стикової конструкції найбільш значущими факторами є інтенсивність експлуатації та строк експлуатації, тоді як для поверхової конструкції домінуючим є інтенсивність експлуатації. Розроблено моделі напруженого стану вузлів при дії вертикального й поперечного навантажень. Виявлено, що збільшення катету косинця не має очікуваного впливу на величину напружень через перерозподіл навантажень між елементами кінцевої балки. Встановлено, що підсилення стінок кінцевих балок дозволяє зменшити напруження у верхньому поясі в 1,8 раза. Запропоновано конструктивні способи підвищення несучої здатності вузлів з'єднання стикової та поверхової конструкцій. Експериментально підтверджено, що при використанні комплексного підходу (косинець, накладка та виріз) для поверхової конструкції максимальні ефективні напруження в зоні вирізу становлять 60 МПа.

Наукова новизна. Отримано нові дані щодо закономірностей впливу конструктивних параметрів вузлів з'єднання головних і кінцевих балок мостових кранів на їхню несучу здатність. Встановлено залежності між довжиною тріщини та параметрами тріщиностійкості, що дозволяє прогнозувати залишковий ресурс вузлів з'єднання.

Практична цінність. Розроблені конструктивні способи підвищення несучої здатності вузлів з'єднання дозволяють забезпечити достатній запас міцності за опором багатоциклової втоми та підвищити безпеку експлуатації мостових кранів.

Ключові слова: мостові крани, вузли з'єднання, напружений стан, конструктивні способи підвищення несучої здатності, метод кінцевих елементів, коефіцієнти інтенсивності напружень, тріщиностійкість.

Вступ

Процес природного старіння парку мостових кранів спричиняє необхідність роботи металоконструкцій в умовах, близьких до граничного стану. Одним із вузлів, які лімітують несучу здатність металоконструкцій мостових кранів, є вузол з'єднання головних і кінцевих балок. Аналіз результатів обстеження кранів, які відпрацювали нормативний строк експлуатації, показує, що більшість пошкоджень вузлів з'єднання має характер втоми. Тому підвищення несучої здатності вузлів з'єднання є важливою та актуальною проблемою.

Більшість мостових кранів, що експлуатуються на підприємствах України, мають вузли з'єднання головних і кінцевих балок стикової й поверхової конструкції. Відсутність науково-обґрунтованої методики розрахунку вузлів з'єднання найчастіше зумовлює прийняття таких рішень, наслідками яких є зниження запасів міцності за опором багатоциклової втоми. Це, поряд з високим навантаженням вузлів вертикальними і горизонтальними поперечними (далі поперечними) силами, призводить до їхнього руйнування. Наявні методи оцінювання стану та залишкового ресурсу мета

локонструкцій не дозволяють об'єктивно оцінити несучу здатність вузлів після напрацювання, а також визначити їх залишкову довговічність. Крім того, відсутнє також обґрунтування способів підвищення несучої здатності вузлів з'єднання, тому ремонт проводиться на підставі лише якісного оцінювання, що нерідко призводить до повторної появи тріщин.

Отже розроблення сучасного, науково-обґрунтованого підходу до комплексного забезпечення несучої здатності вузлів з'єднання головних і кінцевих балок на етапах діагностування та ремонту є важливою науково-технічною задачею.

Аналіз досліджень та публікацій

Аналіз досліджень з питань пошкодження вузлів металоконструкцій мостових кранів [1–6] виявив їх суттєвий недолік – відсутність диференційованого підходу до класифікації кранів. Ймовірність пошкодження розглядається узагальнено, без врахування конструктивних особливостей вузлів з'єднання та режимів експлуатації обладнання. Існуючі залежності ймовірності пошкодження від часу експлуатації мають протиріччя та значні розбіжності в результатах. Це унеможливило їх використання для прогнозування технічного стану металоконструкцій.

Так, в роботі [7] аналізується вплив різних конфігурацій зварних з'єднань та експлуатаційних навантажень на втомну міцність сталевих конструкцій, пропонує ймовірнісні моделі для оцінки їх довговічності. В роботі [8] автори досліджують вплив випадкових транспортних навантажень на надійність сталевих мостів, з акцентом на часові залежності та прогнозування технічного стану. Комплексний підхід до прогнозування втомних пошкоджень у сталевих конструкціях, враховуючи змінну амплітуду навантаження та конструктивні деталі, що впливають на точність оцінки пошкодження розглянуто в роботі [9].

Огляд літератури свідчить про значну варіативність підходів до оцінки ймовірності пошкоджень вантажопідіймальних кранів залежно від режиму їх експлуатації. У дослідженні Волянюка та Горбатюка [10] розглядається комплексний метод розрахунку механізмів вантажо-підіймальних машин, що враховує вплив динамічних навантажень на вузли конструкції. Автори акцентують увагу на тому, що підхід до оцінки довговічності кранів повинен базуватися не лише на емпіричних залежностях, але й на чисельних методах аналізу. У дослідженні Шведа Ю. В. [11] вказується на значну розбіжність у прогнозах пошкоджуваності мостових кранів залежно від застосованої математичної моделі. Автор підкреслює необхідність врахування реальних умов експлуатації, включаючи циклічні навантаження та конструктивні особливості з'єднань.

Аналіз сучасних досліджень у галузі прогнозування пошкоджуваності мостових кранів свідчить про важливість комплексного підходу, що враховує як циклічні навантаження, так і конструктивні особливості з'єднань. Автори роботи [12] акцентують увагу на

впливі змінних амплітудних навантажень на втомну міцність зварних конструкцій, підкреслюючи необхідність моделювання реальних умов експлуатації для точного прогнозування довговічності. Н. Guo, X. Tong [13] розробили модель довговічності підкранових балок із врахуванням умов експлуатації. Вони встановили, що температурний фактор та перевантаження навіть в 10 % суттєво впливають на розвиток втомних тріщин у балках підкранових шляхів. Во Wu із співавторами [14] застосовують ймовірнісну механіку руйнування для оцінки надійності конструкцій під циклічними навантаженнями, що дозволяє врахувати статистичні характеристики навантажень та властивостей матеріалу. Загалом, ці дослідження підкреслюють необхідність інтеграції детального аналізу конструктивних особливостей та реальних експлуатаційних умов для підвищення точності прогнозування пошкоджуваності та забезпечення надійності мостових кранів.

Узагальнюючи аналіз зазначених джерел, можна зробити висновок про те, що для адекватного прогнозування технічного стану кранів необхідно поєднувати статистичні моделі з фізичними характеристиками матеріалу та умовами експлуатації, що дозволить підвищити точність оцінки їх залишкового ресурсу. Таким чином, проблема забезпечення несучої здатності вузлів з'єднання головних і кінцевих балок мостових кранів залишається невирішеною, що обумовлює необхідність розробки нових підходів до їх діагностування та підсилення.

Мета роботи

Метою роботи було підвищення несучої здатності вузлів з'єднання головних і кінцевих балок мостових кранів шляхом вдосконалення методик їхнього діагностування та розроблення конструктивних способів підсилення при ремонті, що дозволить збільшити запас міцності за опором багатоцикловій втомі та підвищити безпеку експлуатації вантажопідіймального обладнання. Для досягнення мети вирішено такі завдання: встановлено вплив параметрів мостових кранів на ймовірність пошкодження вузлів з'єднання; досліджено напружений стан при різних навантаженнях і створено його моделі; вивчено вплив конструктивних параметрів на несучу здатність з'єднань; проаналізовано залежність параметрів тріщиностійкості від характеристик тріщин; розроблено способи підвищення міцності вузлів стикових і поверхових конструкцій; експериментально перевірено запропоновані конструктивні рішення.

Об'єктом дослідження були вузли з'єднання головних і кінцевих балок мостових кранів стикової та поверхової конструкції, процеси зародження та розвитку тріщин під дією циклічних навантажень і пружні динамічні поля, які вони спричиняють при цьому в деформівному твердому тілі. Предметом дослідження були закономірності впливу конструктивних параметрів вузлів з'єднання головних і кінцевих балок мостових кранів на їхню несучу здатність.

Матеріал і методика досліджень

Для розрахунку вузлів на опір втомі з кутовими швами методом кінцевих елементів був адаптований метод hot spot stress до прийнятих на Україні норм. Результатом розрахунків є максимальні ефективні напруження, які можна подати як добуток діючих напружень σ_i на ефективний коефіцієнт концентрації напружень K . При симетричних циклах коефіцієнт запасу міцності

$$n = \frac{\sigma_{-1}}{K \cdot \sigma_i} = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{max}}, \quad (1)$$

де σ_{max} – ефективні напруження, σ_{-1} – границя витривалості.

Розрахунок напружено-деформованого стану поперкової конструкції проводили з використанням підмоделей. Коефіцієнти інтенсивності напружень визначали, використовуючи метод переміщень.

Для виконання експериментальної частини була розроблена система збирання аналогової інформації від восьми різних джерел, що дозволяє записувати й обробляти дані на персональному комп'ютері.

Для моделювання умов навантаження металоконструкцій застосовані стандартні методики випробувань на втому і тріщинозійкість. Для визначення початку макроруйнування при експлуатаційному навантаженні використано метод АЕ, за критерій обрана сума амплітуд сигналів.

Математичне оброблення результатів експериментів здійснювали з використанням стандартних математичних методів і сучасних пакетів математичних програм.

Результати досліджень

Руйнування вузлів з'єднання в експлуатації має характер втоми і відбувається внаслідок недостатнього запасу міцності матеріалу за опором багаточисловій втомі.

За результатами складання розподілів пошкоджень встановлено, що їх розгляд без розділення в одній сукупності дає лише узагальнену оцінку. Кількість пошкоджень інтенсивно працюючих кранів значно перевищує узагальнену оцінку. Для ймовірності пошкодження запропоновано використовувати логіт-модель:

$$y = \frac{e^A}{1 + e^A}, \quad (2)$$

де $A = b_0 + b_1 \cdot X_1 + b_2 \cdot X_2 + b_3 \cdot X_3 + b_4 \cdot X_4$;

$X_1 = (Q-5)/45$ – вантажопідйомність; $X_2 = (L-16)/32$ – проліт; $X_3 = (INT-1)/3$ – інтенсивність експлуатації; $X_4 = (T-12)/36$ – строк експлуатації на момент обстеження в кодованому масштабі.

Оброблення даних пасивного експерименту дозволило встановити закономірності впливу статистично значущих параметрів мостових кранів на ймовірність пошкодження. Рівняння полінома має вигляд:

- для стикової конструкції

$$A = -4,57 - 0,855 \cdot X_1 + 4 \cdot X_3 + 2,05 \cdot X_4;$$

- для поперкової конструкції

$$A = -3,25 + 6,12 \cdot X_3.$$

Після проведення підтверджувального експерименту було отримано значення критерію R^2 : для стикової конструкції $R^2 = 0,92$; для поперкової – $R^2 = 0,90$.

Розрахунок напружено-деформованого стану вузла стикової конструкції при дії поперечного навантаження підтвердив наявність трьох максимумів напружень (рис. 1): на нижній крайці поясу кінцевої балки – розрахункова зона 1, верхній крайці – 3 і в місці закінчення шва – 2. Максимуми напружень 1 та 3 розрахункових зон (σ_1 і σ_3) зв'язані співвідношенням $\sigma_3 \approx 0,9 \cdot \sigma_1$, тому далі розглядаємо розрахункові зони 1 і 2.

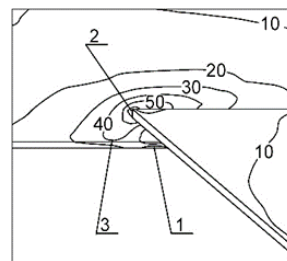


Рисунок 1. Ізолінії еквівалентних напружень (σ_{eqv} , МПа) при дії на вузол з'єднання поперечного навантаження $N=60$ кН: 1, 2, 3 – розрахункові зони

Для встановлення впливу конструктивних параметрів на несучу здатність вузла з'єднання стикової конструкції розроблена модель напруженого стану, що враховує дію поперечного навантаження. Максимальні ефективні напруження:

$$\sigma_{max i} = K_i \cdot \varphi \cdot \sigma_i, \quad (3)$$

де $K_i = \alpha_i + \alpha_i^{u3} \cdot c_i$ – коефіцієнт впливу сумарних напружень розтягання-стискування й місцевого згинання в i -й розрахунковій зоні;

α_i, α_i^{u3} (приймаємо $\alpha_i = \alpha_i^{u3}$) – теоретичні коефіцієнти концентрації напружень у розрахунковій зоні при розтяганні й місцевому згині;

c_i – коефіцієнт місцевого згину елемента;

$\varphi = \varphi_B \cdot \varphi_1 \cdot \varphi_2$ – коефіцієнт розподілення силових факторів між елементами балки; φ_B – частина навантаження, що припадає на верхній пояс без врахування косинця; φ_1 – коефіцієнт, який залежить від катета косинця; φ_2 – коефіцієнт, який залежить від товщини стінки кінцевої балки (за наявності підсилення);

σ_i – напруження, які отримано при розв'язанні плоскої задачі про дію сили $N_{II} = \varphi_B \cdot N$ на клин або прямокутну пластину;

N – поперечне навантаження, що діє на реборду ходового колеса.

Результати розрахунку вузла методом кінцевих елементів для крана $Q = 10$ тон вказують (табл. 1), що катет косинця не має очікуваного впливу на величину напружень.

Таблиця 1 – Результати розрахунків параметрів моделі вузла з'єднання стикової конструкції

Катет косинця, мм	300	430	600
c_1	0,38	0,45	0,46
φ_1	1,17	1,31	1,66
α_1	1,28		
$K_1 \cdot \varphi_1$	2,03	2,43	3,1
K_2	7,8	8	8,6

Це пояснюється перерозподілом навантажень між елементами кінцевої балки. Вирішальний вплив має наявність у зоні дії максимальних напружень кутового шва напускного з'єднання. Підсилення стінок кінцевих балок дозволяє зменшити напруження у верхньому поясі в 1,8 раза (при підсиленні стінки товщиною 6 мм листом 14 мм).

$$\varphi_2 = 0,056 \cdot \left(\frac{\delta_{yc}}{\delta} \right)^2 - 0,43 \cdot \frac{\delta_{yc}}{\delta} + 1,37, \quad (4)$$

де δ , δ_{yc} – товщина стінки до та після підсилення відповідно.

Адекватність моделі перевірена при тензометруванні крана ($Q = 10$ т, $L = 32$ м, режим роботи – важкий) на БАТ «Запорізький абразивний комбінат».

Розрахунок поверхової конструкції (рис. 2) виявив наявність великих напружень від дії поперечного навантаження ($N = 81$ кН) на початку шва, що з'єднує стінку головної балки з поясом кінцевої (розрахункова зона РЗ-1) (рис. 4): $\sigma_{max1} = 3,1 / \delta$, МПа; і в зоні радіусного переходу (РЗ-2): $\sigma_{max2} = 28,4 / \delta^{0,397}$, МПа. Від дії вертикального навантаження ($P = 270$ кН) напруження для зазначених зон склали відповідно:

$$\sigma_{max3} = 6,34 / \delta^{0,813}; \quad \sigma_{max4} = 42,6 / \delta^{0,085}, \quad (5)$$

де δ – товщина стінки, м.

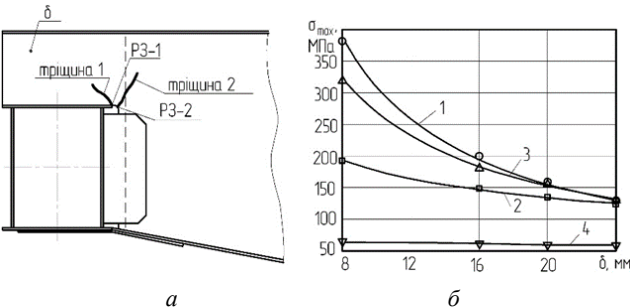


Рисунок 2. Модель напруженого стану поверхової конструкції: а – розрахункові зони; б – залежність максимальних ефективних напружень від товщини стінки головної балки при дії поперечного навантаження (1, 2 для РЗ-1 та РЗ-2 відповідно) та вертикального навантаження (3, 4 для РЗ-1 та РЗ-2 відповідно)

Обговорення

За результатами моделювання встановлено, що для стикової конструкції коефіцієнти інтенсивності напружень не є постійними за товщиною поясу, що пов'язано з місцевим згином. Інтерес становить максимальне значення еквівалентного коефіцієнта інтенсивності напружень $K_{ЭКВ}$ (1, 2 рис. 3), тому що воно визначає момент початку розвитку тріщини, а також значення, що відповідає середній швидкості зростання тріщини $\bar{K}$ (3, 4 рис. 3), що так само відповідає дійсному об'єму зони пластичного деформування.

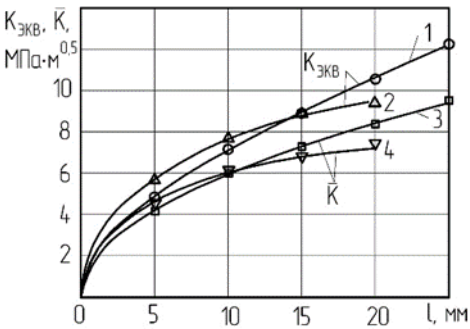


Рисунок 3. Залежність еквівалентних і середніх коефіцієнтів інтенсивності напружень від довжини тріщини при дії поперечного навантаження: 1, 3 – розрахункова зона 3; 2, 4 – розрахункова зона 1

Запропоновано конструктивні способи підвищення несучої здатності вузлів з'єднання стикової конструкції (рис. 3).

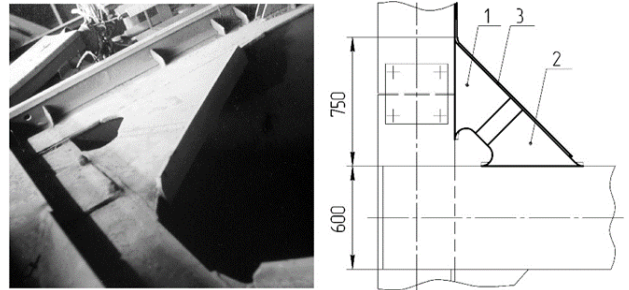


Рисунок 3. Запропонована конструкція вузла з'єднання головних і кінцевих балок: 1, 2 – косинці; 3 – обичайка

Запропоновані конструктивні способи підвищення несучої здатності, які включають наступні вимоги: кутові шви з'єднання косинця з поясами замінити стиковими, спряження косинців з поясами виконати по радіусу та збільшити катет косинця. Для цього деталі 1 і 2 приварюють до поясів балок стиковими швами, а потім між собою напускними. При цьому не потрібна підгонка до поясів, і не виникають значні напруження від усадки в стикових швах. Встановлено, що максимальні напруження з урахуванням концентрації складають: для випадку непідкріпленого косинця – 65 МПа; косинця, підкріпленого обичайкою – 80 МПа.

Для поверхової конструкції встановлено, що збільшення товщини стінки не завжди дозволяє знизити напруження до рівня границі витривалості. Отримано залежність напружень на початку таврового шва, що з'єднує компенсаторну накладку зі стінкою кінцевої балки, від довжини тріщини (l , мм) при дії поперечного навантаження: $\sigma_{max5} = 1,28 \cdot l + 180$. Поява тріщин у шві компенсаторної накладки спостерігалася при несвоєчасному ремонті вузла на багатьох кранах.

Розрахунки показують, що в діапазоні $0,002 < l < 0,045$ м: K_I мало залежить від довжини тріщини; монотонно зростає тільки K_{II} при дії вертикального навантаження; інші коефіцієнти інтенсивності напружень, досягаючи максимуму, в кінці діапазону спа-

дають (рис. 5). Такий характер залежності можна пояснити тим, що при наявності високого градієнта напружень зона впливу концентратора буде невеликою.

Таким чином, на підставі аналізу було запропоновано конструктивні способи підвищення несучої здатності вузлів з'єднання поверхової конструкції (рис. 6). Пояси балок необхідно з'єднати косинцем у формі трапеції, встановлення нової компенсаторної накладки, що приварена до поясів головної балки, виконати виріз у місцях перетину поясу кінцевої головної балки зі стінкою.

Встановлено, що при використанні косинця, накладки та вирізу разом максимальні ефективні напруження в зоні вирізу становлять $\sigma_{max} = 60$ МПа (рис. 7).

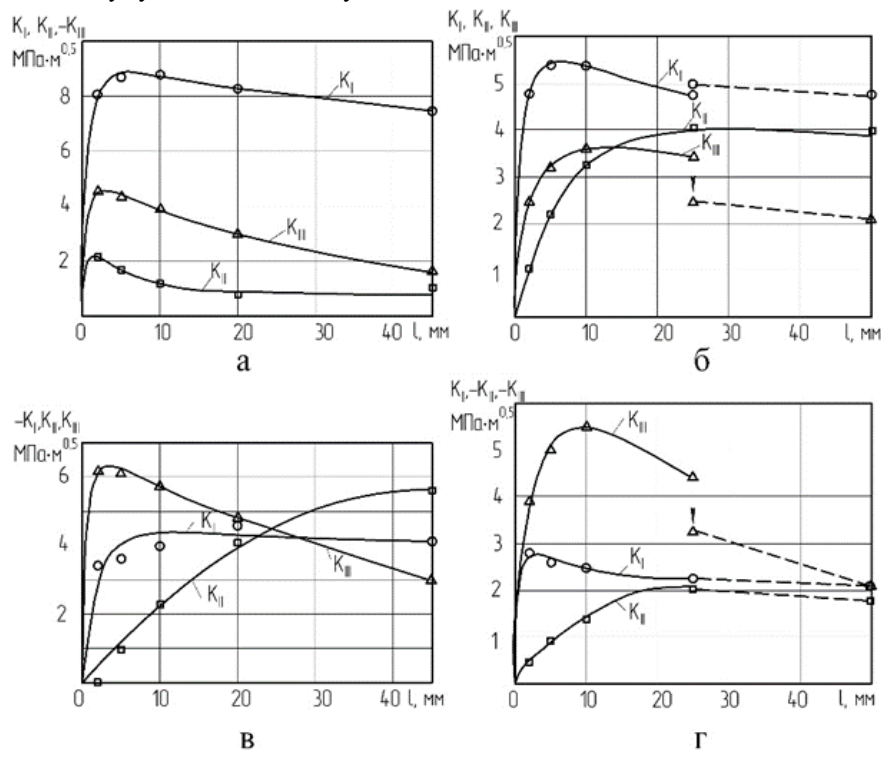


Рисунок 5. Залежності коефіцієнтів інтенсивності напружень від довжини тріщини (пунктиром показано значення при від-
риві діафрагми від стінки): а, б – поперечне навантаження, тріщини 1 і 2 відповідно; в, г – вертикальне навантаження, трі-
щини 1 і 2 відповідно

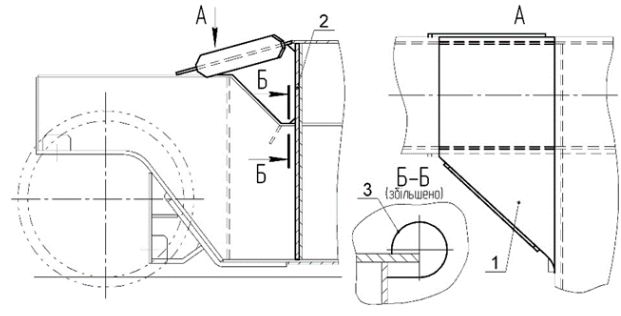


Рисунок 6. Конструктивні способи підвищення несучої здатності вузла з'єднання головних і кінцевих балок поверхової
конструкції: 1 – косинець; 2 – нова компенсаторна накладка; 3 – виріз

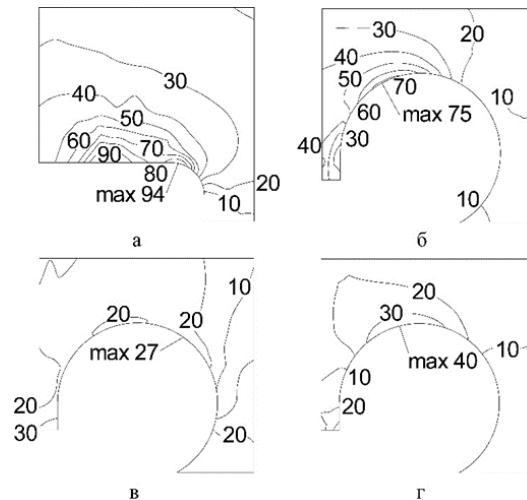


Рисунок 7. Ізолінії еквівалентних напружень ($\sigma_{екв}$, МПа) при дії на вузол з'єднання поперечного $N=81$ кН:(а, б, г) та вертикального $P=210$ кН (в) навантажень: а – підсилення косинця; б – виріз; в, г – косинець, накладка та виріз

При дії вертикального навантаження виріз дозволяє суттєво знизити напруження. Крім того, максимуми напружень у цьому випадку при дії поперечного та вертикального навантажень знаходяться в різних місцях (рис. 7в, г).

Висновки

На підставі аналізу статистичних даних щодо пошкодження вузлів з'єднання головних і кінцевих балок мостових кранів розроблено логіт-модель ймовірності пошкодження залежно від вантажопідйомності, прольоту, інтенсивності та строку експлуатації. Встановлено, що для стикової конструкції найбільш значущими факторами є інтенсивність експлуатації та строк експлуатації, тоді як для поверхової конструкції домінуючим є лише інтенсивність.

Розроблено моделі напруженого стану вузлів з'єднання головних і кінцевих балок стикової та поверхової конструкцій при дії вертикального й поперечного навантажень. Виявлено наявність трьох розрахункових зон у стиковій конструкції з максимальними значеннями ефективних напружень. Доведено, що катет косинця не має очікуваного впливу на величину напружень через перерозподіл навантажень між елементами кінцевої балки.

Встановлено, що підсилення стінок кінцевих балок дозволяє зменшити напруження у верхньому поясі в 1,8 раза, при підсиленні стінки товщиною 6 мм листом 14 мм. Отримано математичну залежність коефіцієнта підсилення φ_2 від товщини стінки до та після підсилення, що дозволяє оптимізувати конструктивні параметри вузлів з'єднання.

Досліджено вплив довжини й положення тріщини на параметри тріщиностійкості та напружений стан конструкції. Виявлено, що коефіцієнти інтенсивності напружень не є постійними за товщиною поясу внаслідок місцевого згину. Встановлено, що в діапазоні довжин тріщин 0,002...0,045 м коефіцієнт інтенсивності

напружень K_I мало залежить від довжини тріщини, а монотонно зростає лише K_{II} при дії вертикального навантаження.

Розроблено та обґрунтовано конструктивні способи підвищення несучої здатності вузлів з'єднання головних і кінцевих балок мостових кранів. Для стикової конструкції запропоновано замінити кутові шви з'єднання косинця з поясами на стикові, для поверхової конструкції – використання косинця у формі трапеції, встановлення нової компенсаторної накладки та виконання вирізу в місцях перетину поясу кінцевої зі стінкою головної балки.

Експериментально підтверджено ефективність запропонованих конструктивних рішень. При використанні комплексного підходу (косинець, накладка та виріз) для поверхової конструкції максимальні ефективні напруження в зоні вирізу становлять 60 МПа, що забезпечує достатній запас міцності за опором багатоциклової втомі. Крім того, максимумами напружень при дії поперечного та вертикального навантажень знаходяться в різних місцях, що знижує ймовірність одночасного критичного навантаження обох зон.

Список літератури

1. Стрельбіцький В. В. Експериментальне дослідження впливу напрацювання на тріщиностійкість сталей мостових кранів / В. В. Стрельбіцький // Вісник Хмельницького національного університету. Технічні науки. – 2020. – № 4, Т. 1. – С. 138–142.
2. Немчук О. О. Особливості діагностування технічного стану сталей портового перевантажувального обладнання / О. О. Немчук // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2017. – № 6, Т. 53. – С. 116–118.
3. Prediction of Remaining Fatigue Life of In-Service Bridge Cranes / Y. Li, A. Jin, Y. Dai and others // Applied Sciences. – 2023. – № 13 (22): 12250. <https://doi.org/10.3390/app132212250>.

4. Przybyłek G. Method of assessing the technical condition and failure of overhead cranes designed to work in difficult conditions / G. Przybyłek, J. Więckowski // Case Studies in Construction Materials. – 2022. – Vol. 16: e00811. <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2021.e00811>.
5. Failure probability analysis of overhead crane bridge girders within uncertain design parameters / T.V. Hai, N.H. Thu, H.D. Tuan and others // Journal of Science and Technology in Civil Engineering. – 2020. – Vol. 14 (3). – P. 125–135. [https://doi.org/10.31814/stce.nuce2020-14\(3\)-11](https://doi.org/10.31814/stce.nuce2020-14(3)-11).
6. Mei X. Bi-Probability Fatigue Life Prediction for Bridge Crane Structures / X. Mei, D.S. Dong, Y.Y. Teng // Advanced Materials Research. – 2012. – Vol. 482–484. – P. 736–740. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.482-484.736>.
7. Kumar S. Probabilistic assessment of fatigue life in welded steel structures considering joint configurations and operational loads / S. Kumar, R. Singh // International Journal of Structural Integrity. – 2022. – Vol. 13 (4). – P. 567–583. DOI: 10.1108/IJSI-07-2022-0057.
8. Zhang M. Fatigue Reliability Assessment of Bridges Under Heavy Traffic Loading Scenario / M. Zhang, X. Wang, Y. Li // Infrastructures. – 2024. – Vol. 9 (12): 238. <https://doi.org/10.3390/infrastructures9120238>.
9. Fatigue life prediction under variable amplitude loading using a microplasticity-based constitutive model / F. Mozafari, P. Thamburaja, A. Srinivasa and others // International Journal of Fatigue. – 2020. – Vol. 134 (7): 105477. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105477>.
10. Волянюк В.О. Розрахунок механізмів вантажопідіймальних машин / В.О. Волянюк, Є.В. Горбатьок. – Київ: КНУБА, 2021. – 164 с.
11. Швед Я.Л. Міцність і деформовність зварної прямокутної ферми при дії силових і температурних впливів: дис. ... доктора філософії: спец. 131 – Прикладна механіка; Тернопільський національний технічний університет. – Тернопіль, 2024. – 177 с. https://m.tntu.edu.ua/storage/pages/00001038/dissertation_shved_y.pdf.
12. Overload and variable amplitude load effects on the fatigue strength of welded joints / K. Grönlund, A. Ahola, J. Riski and others // Welding in the World. – 2024. – Vol. 68. – P. 411–425. <http://dx.doi.org/10.1007/s40194-023-01642-z>.
13. Guo H. Fatigue Prognosis Analysis on the Cracked Steel Crane Runway Girders Under High Temperature / H. Guo, X. Tong // International Journal of Steel Structures. – 2021. – Vol. 21. – P. 1022–1031. <http://dx.doi.org/10.1007/s13296-021-00487-w>.
14. A reliability assessment method for structural metallic component with inherent flaws based on finite element analysis and probabilistic fracture mechanics model / B. Wu, A. Brückner-Foit, Q. Li and others // International Journal of Fatigue. – 2009. – Vol. 31(11–12). – P. 1882–1888. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2009.02.013>.

Одержано 19.05.2025

CONSTRUCTIVE METHODS FOR INCREASING THE LOAD-BEARING CAPACITY OF CONNECTION JOINTS BETWEEN MAIN AND END GIRDERS OF BRIDGE CRANES

- | | |
|--------------------|--|
| Mykhailo Sydorenko | Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Machine Elements and Hoisting and Transport Mechanisms, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: sidorenko.mik@gmail.com , ORCID: 0000-0002-9097-9739 |
| Vitaliy Kononov | Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Machine Elements and Hoisting and Transport Mechanisms, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, ORCID: 0000-0002-0479-1386 |
| Evhen Kravchenko | Postgraduate student of the Department of Machine Elements and Hoisting and Transport Mechanisms, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, ORCID: 0009-0006-2218-7621 |

Purpose. To enhance the load-bearing capacity of the junction nodes between main and end beams of overhead cranes by improving diagnostic methodologies and developing structural reinforcement techniques for repair applications.

Research methods. The stress state of junction nodes was investigated using the finite element method with adaptation of the hot spot stress approach to Ukrainian standards. Stress-strain analysis of the overlapping structure was conducted using sub-modeling techniques. Stress intensity factors were determined through the displacement method.

Results. Based on statistical data analysis, a logit model was developed to determine the probability of junction

node damage depending on overhead crane parameters. It was established that for butt joint structures, the most significant factors are operation intensity (coefficient 4.0) and service life (coefficient 2.05), whereas for overlapping structures, operation intensity is the dominant factor (coefficient 6.12). Stress state models were developed for nodes under vertical and transverse loads. It was discovered that increasing the gusset plate leg length does not have the expected effect on stress magnitude due to load redistribution between end beam elements. It was determined that reinforcing end beam webs can reduce stresses in the upper flange by a factor of 1.8. Structural methods for enhancing the load-bearing capacity of butt joint and overlapping structures were proposed. Experimental verification confirmed that when using an integrated approach (gusset plate, overlay, and cut-out) for overlapping structures, the maximum effective stresses in the cut-out zone are 60 MPa.

Scientific novelty. New data were obtained regarding the influence patterns of structural parameters of junction nodes between main and end beams of overhead cranes on their load-bearing capacity. Relationships between crack length and fracture toughness parameters were established, enabling prediction of the residual service life of junction nodes.

Practical value. The developed structural methods for enhancing the load-bearing capacity of junction nodes provide sufficient safety margins against high-cycle fatigue and improve the operational safety of overhead cranes.

Key words: overhead cranes, junction nodes, stress state, structural methods for load-bearing capacity enhancement, finite element method, stress intensity factors, fracture toughness.

References

1. Strelbitskiy, V.V. (2020). Eksperymentalne doslidzhennia vplyvu napratsuivannia na trishchynostiikist stalei mostovykh kraniv [Experimental Study of the Effect of Service Life on the Fracture Toughness of Bridge Crane Steels]. *Visnyk Khmelnytskoho natsionalnoho universytetu. Tekhnichni nauky*, 4 (1), 138–142.
2. Nemchuk, O.O. (2017). Osoblyvosti diahnostuvannia tekhnichnoho stanu stalei portovoho perevantazhuvannia [Peculiarities of Diagnosing the Technical Condition of Steels Used in Port Handling Equipment]. *Fizyko-khimichna mekhanika materialiv*, 6 (53), 116–118.
3. Li, Y., Jin, A., Dai, Y., Yang, D., Zheng, B. (2023). Prediction of Remaining Fatigue Life of In-Service Bridge Cranes. *Applied Sciences*, 13, 12250. <https://doi.org/10.3390/app132212250>.
4. Przybyłek, G., Więckowski, J. (2022). Method of assessing the technical condition and failure of overhead cranes designed to work in difficult conditions. *Case Studies in Construction Materials*, 16, e00811. <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2021.e00811>.
5. Hai, T.V., Thu, N.H., Tuan, H.D., Hiu, P.V. (2020). Failure probability analysis of overhead crane bridge girders within uncertain design parameters. *Journal of Science and Technology in Civil Engineering*, 14(3), 125–135. [https://doi.org/10.31814/stce.nuce2020-14\(3\)-11](https://doi.org/10.31814/stce.nuce2020-14(3)-11).
6. Mei, X., Dong, D. S., Teng, Y. Y. (2012). Bi-Probability Fatigue Life Prediction for Bridge Crane Structures. *Advanced Materials Research*, 482–484, 736–740. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.482-484.736>.
7. Kumar, S., Singh, R. (2022). Probabilistic assessment of fatigue life in welded steel structures considering joint configurations and operational loads. *International Journal of Structural Integrity*, 13(4), 567–583. <https://doi.org/10.1108/IJSI-07-2022-0057>.
8. Zhang, M., Wang, X., Li, Y. (2024). Fatigue Reliability Assessment of Bridges Under Heavy Traffic Loading Scenario. *Infrastructures*, 9(12), 238. <https://doi.org/10.3390/infrastructures9120238>.
9. Mozafari, F., Thamburaja, P., Srinivasa, A., Abdullah, S. (2020). Fatigue life prediction under variable amplitude loading using a microplasticity-based constitutive model. *International Journal of Fatigue*, 134(7), 105477. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105477>.
10. Volianiuk, V. O., Horbatiuk, Ye. V. (2021). Rozrakhunok mekhanizmiv vantazhopidiimalnykh mashyn [Calculation of Hoisting Machinery Mechanisms]. Kyiv: KNUBA. 164 p.
11. Shved, Y.V. (2019). Strength and Deformability of a Welded Rectangular Truss under Mechanical and Thermal Loads. Ternopil. 177 p. https://m.tntu.edu.ua/storage/pages/00001038/dissertation_shved_y.pdf.
12. Grönlund, K., Ahola, A., Riski, J., Pesonen, T., Lipiäinen, K., Björk, T. (2024). Overload and variable amplitude load effects on the fatigue strength of welded joints. *Welding in the World*, 68, 411–425. <http://dx.doi.org/10.1007/s40194-023-01642-z>.
13. Guo, H., Tong, X. (2021). Fatigue Prognosis Analysis on the Cracked Steel Crane Runway Girders Under High Temperature. *International Journal of Steel Structures*, 21, 1022–1031. <https://doi.org/10.1007/s13296-021-00487-w>.
14. Wu, B., Brückner-Foit, A., Li, Q., Chen, L., Fu, J., Zhang, C. (2009). A reliability assessment method for structural metallic component with inherent flaws based on finite element analysis and probabilistic fracture mechanics model. *International Journal of Fatigue*, 31(11–12), 1882–1888. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2009.02.013>.

UDC 621.941.08

- Pavlo Tryshyn Ph. D., Associate Professor of the Department of Mechanical Engineering Technology, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: trishin@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-3301-5124
- Olena Kozlova Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Mechanical Engineering Technology, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: kozlova@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-3478-5913
- Alina Kazurova Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Electric Drive and Commercial Plant Automation Department, National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, e-mail: kazurova@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0001-7382-5204

RESEARCH OF NATURAL FREQUENCIES OF THE CUTTER-OSCILLATOR DURING TURNING

Purpose. To investigate the main methods for determining the natural frequency of the cutter-oscillator X and to analyze the influence of its geometric and inertial parameters on the dynamic characteristics during the study of the physical foundations of cutting process dynamics in turning conditions.

Research methods. The experimental study was carried out using the impact hammer test, in which the additional mass and the tool overhang were varied. During each test, oscillation oscillograms were recorded, allowing for the determination of the corresponding natural frequencies. The analytical approach involved deriving formulas for estimating the natural frequency based on the geometric and mass-inertial characteristics of the structure. The SolidWorks software system with the Simulation module was used for the numerical simulation of the spatial oscillations of the cutter-oscillator X , which provides frequency analysis and model creation considering real geometric parameters.

Results. Comparison of the analytical, experimental, and numerical methods for determining the natural frequency of the cutter-oscillator X showed high consistency of the results, confirming their reliability and practical applicability. The influence of geometric and inertial parameters on the dynamic characteristics of the cutter-oscillator X was determined. In particular, when increasing the overhang from 60 mm to 140 mm, the natural frequency decreased by 3.6...4.1 times, and when increasing the mass of the concentrated load from 0.2 kg to 0.52 kg – by 1.4...1.6 times. Frequency analysis in SolidWorks Simulation demonstrated sufficient accuracy (error of 2...3%), high efficiency, and cost-effectiveness, especially when designing complex structures. Numerical simulation proved to be a convenient tool for optimizing structures and reducing costs at the development stage.

Scientific novelty. For the first time, a comprehensive comparison of analytical, experimental, and numerical methods for determining the natural frequency of the cutter-oscillator X was carried out. The influence of geometric and inertial parameters on its dynamic characteristics was analyzed. The effectiveness of using frequency analysis in CAD systems for studying the dynamics of the turning process was demonstrated, which is relevant for optimizing complex structures.

Practical value. The computer simulation method demonstrated high accuracy and repeatability of results in determining the natural frequency of the cutter-oscillator X , confirming its suitability for vibration analysis of lathe cutting tools. Using frequency analysis in SolidWorks Simulation simplifies design, reduces costs, and is especially effective for complex structures.

Key words: regenerative self-oscillations, cutter-oscillator, oscillogram, natural frequency, overhang, concentrated mass.

Introduction

The cutting process is the main operational process that exerts a force influence on the technological system "machine-device-tool-workpiece" [1]. In studies of cutting dynamics, the machine and devices are considered absolutely rigid, and the influence of other processes is disregarded. To simplify the research, the workpiece must be rigid, and the lathe cutting tool serves as an oscillator. The oscillations of the cutting edge of the lathe cutting tool within the cutting allowance volume are considered as the result of elastic displacements of the oscillator under the

action of all types of forces arising during the cutting process.

During turning, the lathe cutting tool has a decisive influence on the efficiency of the process, which largely depends on its static and dynamic characteristics [2]. Under unfavorable machining parameters, vibrations may occur, which deteriorate the accuracy, worsen the machining quality and reduce the wear resistance of the tool [3, 4]. The most undesirable vibrations are regenerative self-oscillations, which are self-excited and arise due to variations in the thickness of the cut allowance, caused by waves on the cutting surface [5].

Understanding the physical causes of regenerative self-oscillations allows reducing its intensity. The most effective way to study such oscillations is to use a cutter-oscillator with a single degree of freedom [6, 7], the direction of oscillation of which coincides with the direction of cutting thickness variation (along the X-axis) – i.e., the cutter-oscillator X.

Since regenerative self-oscillations occur in resonance mode, when the natural frequency (NF) of the cutter-oscillator X coincides with the self-oscillation frequency, it is important to be able to accurately determine and predict changes in the NF depending on the geometric and inertial parameters of the cutter-oscillator X.

Analysis of Research and Publications

Three main methods are used to study the dynamic characteristics of oscillators: analytical [8], simulation [9], and experimental [10]. For the analytical calculation of the NF of oscillators, approximate methods are applied, such as the Rayleigh-Ritz method, Grammel's method, Dunkerley's formula, the method of successive approximations, and others.

The dynamic models of cutter-oscillators are usually studied using Euler-Bernoulli beam theory [4] and verified through finite element modeling (FEM). The frequency response functions (FRF), obtained through the impact hammer tests, are used to evaluate the modal parameters of cutter-oscillators. These modal parameters are then used to construct semi-analytical stability lobe diagrams (SLD), which are employed to assess machining stability (absence of vibrations) during turning. Additionally, the oscillations of the cutter-oscillator can be simulated as a mass-spring-damper system [11].

Computer simulation is the most efficient method for evaluating the dynamic characteristics of oscillators [12]. For example, in study [9], a 3D model of a cutter-oscillator with three degrees of freedom is used to simulate the turning process under both stable conditions and the presence of vibrations. In work [13], a combination of FEM and experimental verification is used to analyze the machining mechanisms of a copper workpiece, with a detailed study of the vibrating tool behavior. Compared to experimental results, computer simulation allows for more accurate estimation of modal parameters and better prediction of vibrations.

For experimental investigation of the NF of cutter-oscillator, the impact hammer method is often used, involving a special hammer equipped with a piezoelectric force transducer [14, 15]. The resulting vibrations are then measured using displacement sensors [16, 5] or accelerometers [17, 18, 19].

Each of the above-mentioned methods for studying the NF of cutter-oscillators has its own advantages and limitations, which justifies the combined use of these methods to obtain the most reliable results.

Purpose of the Work

The purpose of the work is to investigate the main methods for determining the NF of the cutter-oscillator X

and to analyze the influence of its geometric and inertial parameters on the dynamic characteristics during the study of the physical foundations of cutting process dynamics in turning conditions.

Research Material and Methodology

The research methodology includes both analytical, numerical simulation, and experimental investigation.

The cutter-oscillator X (Fig. 1) consists of a rectangular cross-section holder and a head on which a cutting insert is mounted, with the possibility of attaching additional masses. The cutter-oscillator X has one degree of freedom in the direction of cutting thickness variation [7]. To ensure this, the holder was structurally designed to provide maximum stiffness relative to the z and y axes and minimum stiffness relative to the x axis [6]. To eliminate torsional vibrations, the cutting edge had a principal approach angle of 90° and was positioned along the y-axis – the symmetry axis of the holder.

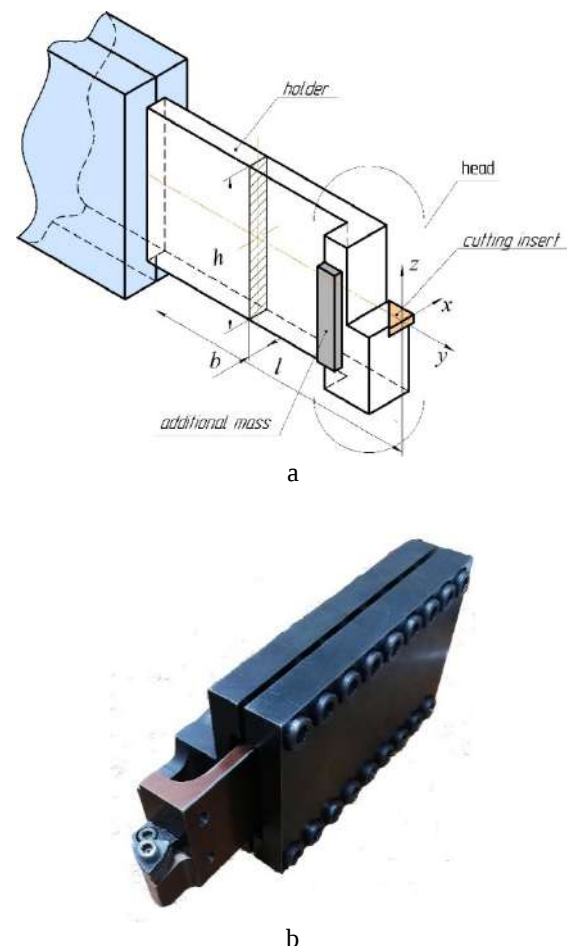


Figure 1. Design of the cutter-oscillator X (a) and photo of the cutter-oscillator X mounted in a device for installation on a lathe (b)

For the experimental studies, the cutter-oscillator X was manufactured from steel 65G (steel 66Mn4) ($\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$), with holder dimensions of $b \times h = 0.008 \text{ m} \times 0.06 \text{ m}$

and the possibility to vary the overhang l during clamping from 0.08 m to 0.14 m. To determine the mass of the head (concentrated mass) of the cutter-oscillator X, the mass of the holder was subtracted from the total weight. The holder mass was calculated based on its geometric dimensions and material density. The resulting head mass was $m_{s1} = 0.2$ kg. During the study, the mass of the head was varied from 0.2 kg to 0.52 kg by attaching additional weights of 0.1 kg and 0.32 kg. These parameters were used for the analytical determination of the NF and for computer simulation.

The analytical method for determining the NF of the cutter-oscillator X, which is a cantilever beam with a concentrated mass at its free end, is based on the derivation of calculation formulas.

For 3D computer simulation of the cutter-oscillator X, the SolidWorks software with the Simulation module was used.

Analytical Method for Determining the NF of Cutter-Oscillator X

The following assumptions were made for the analytical calculation of the NF of the cutter-oscillator X:

1. The bending deformations of the holder during oscillations are small compared to its thickness, and elastic deformations obey Hooke's law.
2. The cutter-oscillator X has a constant cross-section of the holder.
3. The material of the cutter-oscillator X is homogeneous and isotropic.

To simplify the analytical calculation of the NF, the cutter-oscillator X is replaced by an equivalent model of a cantilever beam. In this model, the rectangular cross-section holder of the cutter-oscillator X is considered as a beam with uniformly distributed load of linear mass density m_0 , with one end rigidly fixed and the other end free. The head of the cutter-oscillator X is modeled as a concentrated mass m_s (see Fig. 2).

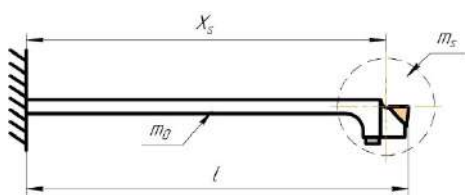


Figure 2. Diagram for determining the NF of the cutter-oscillator X

The NF of the equivalent model of the cutter-oscillator X (Fig. 2) can be determined using the well-known formula [20]:

$$f_n = \frac{\varphi}{l^2} \sqrt{\frac{EJ}{m}}, \text{ Hz}, \quad (1)$$

where φ is the dimensionless frequency coefficient (Fig. 3a);
 m is the equivalent linear mass density, which accounts for both the distributed and concentrated masses and is determined by the formula [20]:

$$m = m_0 + \frac{1}{l} \sum_{s=1}^{s_0} k_s m_s, \frac{\text{kg}}{\text{m}}, \quad (2)$$

where m_s is the concentrated mass, kg;

s is the index of the mass;

s_0 is the total number of concentrated masses;

k_s is the coefficient for converting the concentrated mass to an equivalent uniformly distributed mass;

m_0 is the uniformly distributed linear mass density, calculated by the formula:

$$m_0 = \rho \cdot b \cdot h, \frac{\text{kg}}{\text{m}}, \quad (3)$$

where ρ is the density of the cutter-oscillator X holder material, kg/m³;

b is the width of the cutter-oscillator X holder, m;

h is the height of the cutter-oscillator X holder, m.

To determine the frequency coefficient φ , according to the graph in Fig. 3a, the mass ratio for each overhang value of the cutter-oscillator X was calculated using the formula:

$$n = \frac{m_s}{m \cdot l}, \quad (4)$$

For the manufactured cutter-oscillator X, the uniformly distributed linear mass density was:

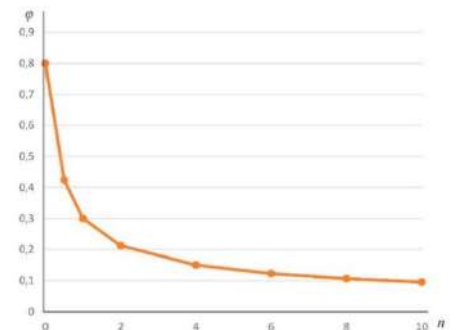
$$m_0 = 7850 \cdot 0,06 \cdot 0,008 = 3,768 \frac{\text{kg}}{\text{m}}.$$

The values of the coefficient k_s were determined from the graph in Fig. 3b. The relative abscissa of the concentrated mass is defined by the formula [20]:

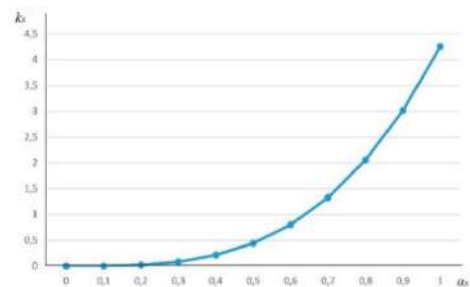
$$\alpha_s = \frac{x_s}{l}, \quad (5)$$

where x_s is the distance from the clamping point to the center of mass of the concentrated mass, m;

l is the overhang of the cutter-oscillator X, m.



a



b

Figure 3. Graphs for determining the coefficients φ (a) and k_s (b) [20]

The results of the analytical calculation of the coefficients k_s , n , φ , and the equivalent distributed linear mass density m are presented in Table 1.

Table 1 – Results of the calculation of coefficients k_s , n , φ , and the equivalent distributed linear mass density m

l, m	$m_{s1}=0,2 \text{ kg}$				$m_{s2}=0,3 \text{ kg}$				$m_{s3}=0,52 \text{ kg}$			
	$m, \text{ kg/m}$	n	φ	k_s	$m, \text{ kg/m}$	n	φ	k_s	$m, \text{ kg/m}$	n	φ	k_s
0,06	7,546	0,442	0,471	1,13	9,434	0,530	0,430	1,13	13,590	0,638	0,392	1,13
0,07	7,823	0,365	0,518	1,42	9,850	0,435	0,475	1,42	14,310	0,519	0,434	1,42
0,08	7,927	0,315	0,557	1,66	10,007	0,375	0,511	1,66	14,582	0,446	0,469	1,66
0,09	7,931	0,280	0,591	1,87	10,012	0,333	0,542	1,87	14,591	0,396	0,497	1,87
0,1	7,875	0,254	0,621	2,05	9,928	0,302	0,569	2,05	14,445	0,360	0,522	2,05
0,11	7,785	0,234	0,648	2,21	9,794	0,278	0,593	2,21	14,213	0,333	0,543	2,21
0,12	7,677	0,217	0,672	2,35	9,632	0,260	0,614	2,35	13,932	0,311	0,561	2,35
0,13	7,561	0,203	0,694	2,47	9,457	0,244	0,634	2,47	13,629	0,293	0,578	2,47
0,14	7,441	0,192	0,714	2,57	9,278	0,231	0,651	2,57	13,318	0,279	0,593	2,57

Determination of the NF of the Cutter-Oscillator X by Simulation

During the simulation in SolidWorks, solid models of the cutter-oscillator X (Fig. 4) were created with parameters corresponding to the real physical object. The materials, boundary conditions (rigid fixation), depending on the overhang length l of the cutter-oscillator X, and the load in the form of a concentrated mass m_s at the free end were specified.

A frequency analysis was performed using the Simulation module in SolidWorks, which allows visualization of NF and obtaining potential resonance modes.

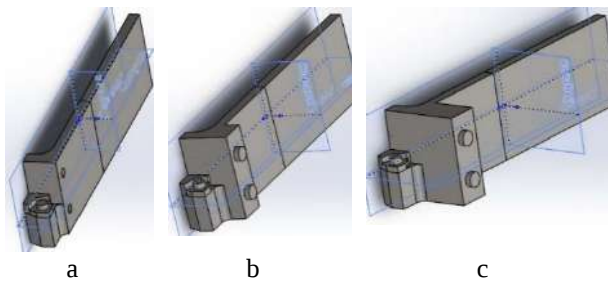


Figure 4. 3D models of the cutter-oscillators X: a – without additional mass ($m_{s1}=0,2 \text{ kg}$); b – with additional mass 0.1 kg ($m_{s2}=0,3 \text{ kg}$); c – with additional mass 0.32 kg ($m_{s3}=0,52 \text{ kg}$)

Experimental Method for Determining the NF of the Cutter-Oscillator X

The experimental investigation of the NF of the cutter-oscillator X was carried out using the impact hammer test [21], with variation of the additional mass and the overhang length. The cutter-oscillator X 2 was installed in the tool holder of the CNC lathe Zenitech WL 320 (Fig. 5). A non-contact displacement sensor 4 of model Schneider Electric XS4P12AB110 was connected via an analog-to-digital converter 5 of model L-Card E14-140-M to a personal computer 6. A steel ball 1 suspended on a thin thread 3 was used to strike the tip of the cutter-oscillator X 2. The vibration displacement of the lathe cutting tool was de-

tested by the sensor 4 and recorded on the personal computer 6 as oscillograms using the LGraph2 software.

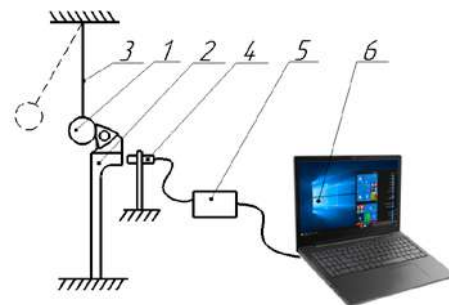


Figure 5. Experimental setup for investigating the NF of the cutter-oscillator X

The obtained oscillograms (Fig. 6) were analyzed using the PowerGraph Demo software. The Fast Fourier Transform (FFT) function was used to convert the data from the time domain to the frequency domain. As a result of the transformation, an amplitude spectrum graph was generated: the X-axis represented frequency, and the Y-axis represented amplitude. The peak of the spectrum corresponded to the dominant oscillation frequency.

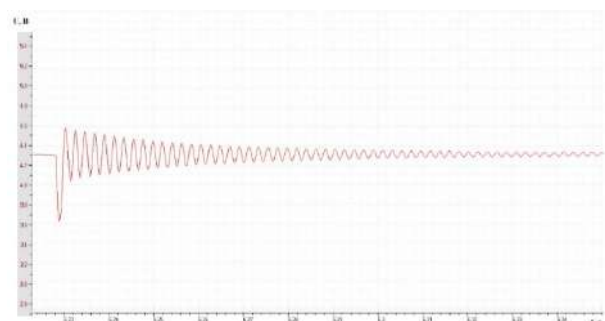


Figure 6. Fragment of the oscillation oscillogram of the cutter-oscillator X (overhang $l = 100 \text{ mm}$, without additional mass)

Research Results and Discussion

Table 2 presents the results of the analytical calculations and experimental measurements of the NF of the cutter-oscillator X, as well as the simulation results obtained using SolidWorks software.

During the simulation in SolidWorks, for each value of the overhang of the cutter-oscillator X and different additional masses, the visualization of the natural frequencies was obtained (Fig. 7).

The results of the study showed that increasing the overhang of the cutter-oscillator X from 60 mm to 140 mm led to a decrease in the NF by 3.6...4.1 times. Increasing the concentrated mass from 0.2 kg to 0.52 kg reduced the NF by 1.4...1.6 times.

Based on the obtained results (Table 2), graphs were

constructed showing the dependence of the NF on the overhang length l of the cutter-oscillator X and the concentrated mass m_s (Fig. 8).

Table 2 shows that the results of analytical calculations of the NF of the cutter-oscillators X deviate from the experimental data and the SolidWorks Simulation results by no more than 2...3 %. This confirms the high accuracy of frequency analysis in engineering CAD systems and demonstrates their advantages over manual calculations and experimental methods, which require expensive equipment and prototype manufacturing. This is especially relevant when analyzing complex structures. Using numerical simulation at the design stage of new or during the optimization of existing oscillators allows for a significant reduction in development time and cost.

Table 2 – Results of the NF study

l, m	$f_{n \text{ calc}}, \text{ Hz}$			$f_{n \text{ exp}}, \text{ Hz}$			$f_{n \text{ sim}}, \text{ Hz}$		
	m_{s1}	m_{s2}	m_{s3}	m_{s1}	m_{s2}	m_{s3}	m_{s1}	m_{s2}	m_{s3}
0,06	1117,2	912,2	692,9	1093,7	1003,7	789,1	1150,716	966,932	762,19
0,07	871	705	532	859,4	781,2	664	897,13	747,3	585,2
0,08	714	605	436	674,7	586,4	478,5	735,42	641,3	479,6
0,09	598	484	365	605,4	546,8	449,2	615,94	513,04	401,5
0,1	492	413	312	468,7	419,9	341,8	497,67	440,45	352,62
0,11	443	358	270	410,1	366,2	302,7	456,29	379,48	297
0,12	388	314	237	361,3	317,4	263,7	399,64	332,84	260,7
0,13	345	279	210	312,5	273,4	224,6	355,35	295,74	231
0,14	308	249	188	283,4	244,1	200,2	317,24	263,94	206,8

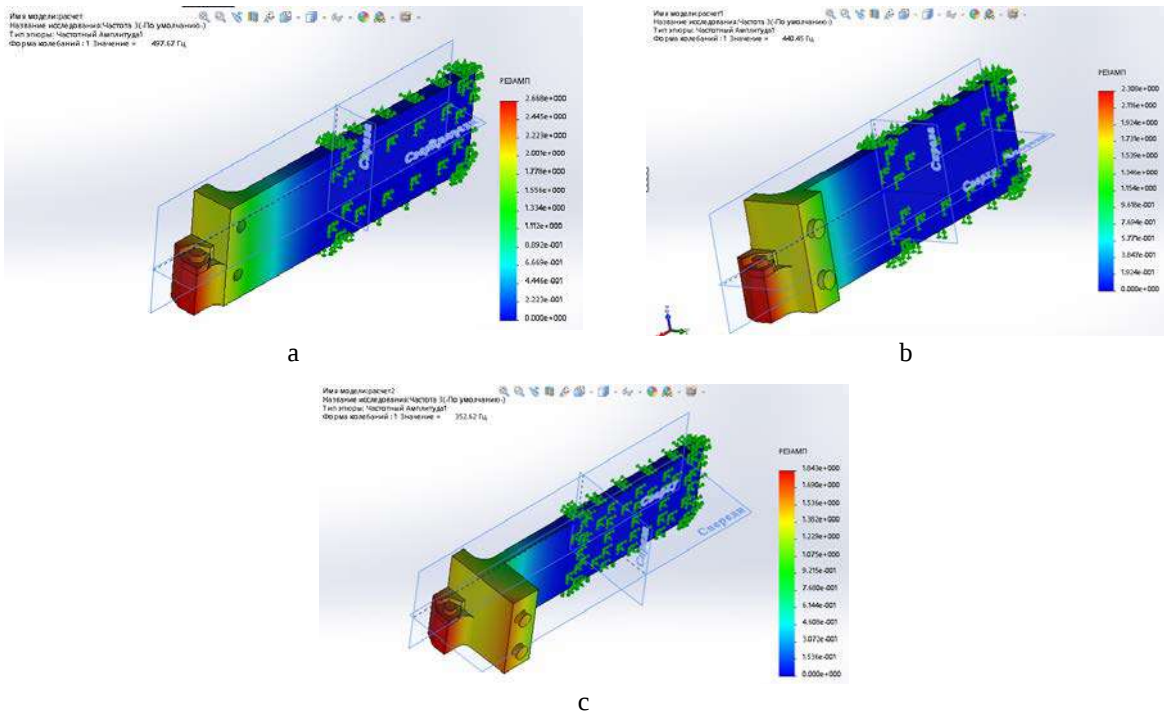


Figure 7. Calculation of the NF of cutter-oscillator X in SolidWorks:
a – without additional mass ($m_{s1} = 0.2 \text{ kg}$); b – with additional mass 0.1 kg ($m_{s2} = 0.3 \text{ kg}$);
c – with additional mass 0.32 kg ($m_{s3} = 0.52 \text{ kg}$)

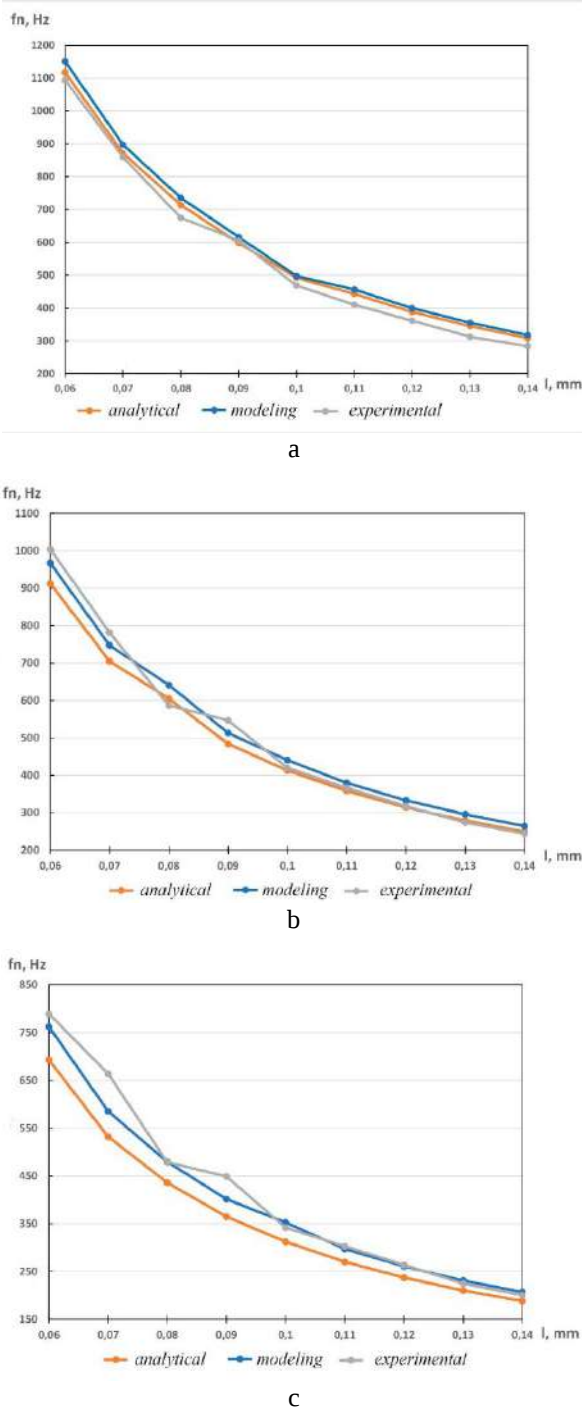


Figure 8. Dependence of the NF f_n on the overhang l of the lathe cutting tool for concentrated masses: $m_{s1} = 0.2$ kg (a), $m_{s2} = 0.3$ kg (b), and $m_{s3} = 0.52$ kg (c)

Conclusions

The determination of the NF of cutter-oscillators serves as a foundation for further calculations aimed at studying the dynamic characteristics of the turning process.

The comparison of three approaches – analytical, experimental and numerical simulation – showed a high level of consistency of the results. This confirms the reliability

of each method and their applicability in engineering analysis practice.

The study examined the influence of geometric and inertial parameters of oscillators on their dynamic behavior, which is crucial for understanding the physical foundations of the cutting process dynamics. The choice of a particular method may depend on the ease of its implementation and the availability of the necessary equipment.

The research results confirmed the effectiveness and accuracy of the computer simulation method in determining the NF of cutter-oscillator X. The analysis of the obtained data showed good repeatability of the results, making this approach promising for practical applications in vibration analysis of lathe cutting tools.

The use of frequency analysis within engineering CAD systems such as SolidWorks Simulation significantly simplifies and accelerates the design process while reducing costs compared to experimental methods and manual calculations. This is especially important when dealing with complex structures, where numerical simulation becomes an indispensable tool for optimization.

References

1. Zaloha, V. A., Nahornyi, V. V. (2013). Yssledovanye kolebany tokarnoho stanka. Chast 1. Yssledovanye zakonornosti yzmeneniya dynamyky obrabatyvaiushchei systemy v zavysymosti ot sostoiannya rezhushcheho ynstumenta. Visnyk Sumskoho derzhavnogo universytetu. Ser.: Tekhnichni nauky, (1), 125-136. http://nbuv.gov.ua/UJRN/VSU_tekh_2013_1_19
2. Jasiewicz, M., Miadlicki, K. (2019). Implementation of an algorithm to prevent chatter vibration in a CNC system. Materials, 12(19), 3193. <https://doi.org/10.3390/ma12193193>
3. Danylchenko, M. A., Petryshyn, A. I. (2016). Yssledovanye vliyaniya kontaktnoho vzaymodeistviya zahotovky y ynstumenta na dynamicheskoye kharakterystyky tokarnoho stanka. Visnyk Natsionalnoho tekhnichnoho universytetu Ukrainy "Kyivskiy politekhnichnyi instytut". Seriya : Mashynobuduvannia, 2(77), 140-146. http://nbuv.gov.ua/UJRN/VKPI_mash_2016_2_21
4. Yuvaraju, B. A. G., Nanda, B. K., Srinivas, J. (2021). Investigation of stability in internal turning using a boring bar with a passive constrained layer damping. FME Transactions, 49(2), 384–394. <https://doi.org/10.5937/fme2102384Y>
5. Ma, H., Wu, J., Xiong, Z. (2020). Active chatter control in turning processes with input constraint. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 108, 3737-3751. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05475-8>
6. Vnukov, Y., Tryshyn, P., Kozlova, O., Dyadya S. (2024). Cutter-oscillator with single-degree-of-freedom for the study of cutting vibrations. Strojnický časopis – Journal of Mechanical Engineering, 74(1), 169–180. <https://doi.org/10.2478/scj-me-2024-0017>
7. Pat. 157016 Ukraina: MPK(2024.01) V23V 27/00. Rizets-ostsyliator dlia doslidzhennia protsesu rizanniiaziavl [Tekst] / Yu.M. Vnukov, P.R. Tryshyn,

O.B. Kozlova, S.I. Diadia; vlasn. Tryshyn P.R. – № u2024 01426.18.03.2024; opubl. 28.08.24, Biul. № 35. 4 s.

8. En, X. N., Zhang, Y. M., Huang, X. Z. (2023). Reliability analysis of regenerative chatter stability in turning tool systems by modified control variate method. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 128(9), 4535–4550. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12228-w>

9. The Ho, Q. N., Do, T. T., Minh, P. S. (2023). Studying the factors affecting tool vibration and surface quality during turning through 3D cutting simulation and machine learning model. Micromachines, 14(5), 1025. <https://doi.org/10.3390/mi14051025>

10. Tryshyn, P.R., Kozlova, O.B. (2025). Rizets-ostsyliator dlia doslidzhennia avtokolyvan pry tochinni, yakyi vyklyuchaie reheneratyvnyi efekt. Vibratsii v tekhnitsi ta tekhnolohiiakh, № 1 (116), 23–31. DOI: 10.37128/2306-8744-2025-1-3. <http://vibrojournal.vsau.org/en/particles/cutter-oscillator-for-the-study-of-self-oscillations-in-turning-that-excludes-the-regenerative-effect>

11. Liang, C., Yu, S., Ma, Y., Li, C., Wei, J. (2021). Theoretical and experimental studies of chatter in turning and machining stainless steel workpiece. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 117, 3755–3776. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-06643-0>

12. Lu, K., Wang, Y., Gu, F., Pang, X., Ball, A. (2019). Dynamic modeling and chatter analysis of a spindle-workpiece-tailstock system for the turning of flexible parts. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 104, 3007–3015. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04224-w>

13. Zhang, H., Lu, S., Zhang, C., Li, G., Teng, F., Zhang, J., Sun, T. (2022). Finite element analysis and experimental investigation of tool chatter in ultra-precision diamond micro-milling process. Applied Sciences, 12(23), 11968. <https://doi.org/10.3390/app122311968>

14. Türkeş, E., Neşeli, S. (2014). A simple approach to analyze process damping in chatter vibration. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 70, 775–786. <https://doi.org/10.1007/s00170-013-5307-0>

15. Caixu, Y. U. E., Haining, G. A. O., Xianli, L. I. U., Steven, Y. L., Lihui, W. A. N. G. (2019). A review of chatter vibration research in milling. Chinese Journal of Aeronautics, 32(2), 215–242. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2018.11.007>

16. Zhang, C., Li, C., Xu, M., Yao, G., Liu, Z., Dai, W. (2022). Cutting force and nonlinear chatter stability of ball-end milling cutter. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 120(9), 5885–5908. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-09150-y>

17. Chang, L., Weiwei, X., Lei, G. (2020). Identification of milling chatter based on a novel frequency-domain search algorithm. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 109(9), 2393–2407. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05789-7>

18. Wang, X., Song, Q., Liu, Z. (2024). Chatter stability prediction for deep-cavity turning of a bent-blade cutter. Sensors, 24(2), 606. <https://doi.org/10.3390/s24020606>

19. Nakano, Y., Kishi, T., Takahara, H. (2021). Experimental study on application of tuned mass dampers for chatter in turning of a thin-walled cylinder. Applied sciences, 11(24), 12070. <https://doi.org/10.3390/app112412070>

20. Karpushyn V.B. (1971). Vybratsyy u udary v radioapparature. Yzd-vo “Sovetskoe radio”.

21. HOST ISO 7626-5-99. Vibratsiia ta udar. Eksperymentalne vyznachennia mekhanichnoi rukhlyvosti. Chastyna 5. Vymiriuvannia, shcho vykorystovuiut udarne zbudzhennia zbudnykom, shcho ne prykripluietsia do konstruksii. – Mynsk : Mezhhosudarstvennyi sovet po standartyzatsyy, metrolohiy y sertyfikatsyy. – Vved. 2001.01.01. – M. : Yzd-vo standartov, 2000. – 20 s.

Одержано 04.06.2025

ДОСЛІДЖЕННЯ ВЛАСНИХ КОЛИВАНЬ РІЗЦЯ-ОСЦИЛЯТОРА ПРИ ТОЧІННІ

Павло Тришин	д-р філософії, доцент кафедри технології машинобудування Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: trishin@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-3301-5124
Олена Козлова	канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри технології машинобудування Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: kozlova@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-3478-5913
Аліна Казурова	канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри електроприводу та автоматизації промислових установок, Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: kazurova@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0001-7382-5204

Мета роботи. Дослідити основні методи визначення частоти власних коливань різця-осцилятора X та проаналізувати вплив його геометричних і інерційних параметрів на динамічні характеристики під час вивчення фізичних основ динаміки процесу різання в умовах точіння.

Методи дослідження. Експериментальне дослідження здійснювалося методом ударного збудження, при якому змінювали додаткову масу та виліт різця. Під час кожного випробування фіксувалися осцилограми коливань, що дозволяло визначити відповідні частоти власних коливань. Аналітичний підхід передбачав виведення розрахункових формул для оцінки частоти власних коливань на основі геометричних і масо-інерційних характеристик конструкції. Для чисельного моделювання просторових коливань різця-осцилятора X використовувалась програмна система SolidWorks з модулем Simulation, що забезпечує проведення частотного аналізу та побудову моделей з урахуванням реальних геометричних параметрів.

Отримані результати. Порівняння аналітичного, експериментального та чисельного методів визначення частоти власних коливань різця-осцилятора X показало високу узгодженість результатів, що підтверджує їхню надійність і практичну застосовність. Встановлено вплив геометричних та інерційних параметрів на динамічні характеристики різця-осцилятора X . Зокрема, при збільшенні вильоту з 60 мм до 140 мм частота власних коливань зменшилась у 3,6...4,1 рази, а при збільшенні маси зосередженого вантажу з 0,2 кг до 0,52 кг — у 1,4...1,6 рази. Частотний аналіз у середовищі SolidWorks Simulation продемонстрував достатню точність (похибка 2...3%), високу ефективність та економічну доцільність, особливо при проектуванні складних конструкцій. Чисельне моделювання виявилось зручним інструментом для оптимізації конструкцій та скорочення витрат на етапі розробки.

Наукова новизна. Вперше проведено комплексне порівняння аналітичного, експериментального та чисельного методів визначення частоти власних коливань різця-осцилятора X . Проаналізовано вплив геометричних та інерційних параметрів на його динамічні характеристики. Показано ефективність використання частотного аналізу в САПР-системах для дослідження динаміки процесу точіння, що є актуальним для оптимізації складних конструкцій.

Практична цінність. Метод комп'ютерного моделювання продемонстрував високу точність і повторюваність результатів при визначенні частоти власних коливань різця-осцилятора X , що підтверджує його придатність для вібраційного аналізу ріжучих інструментів. Застосування частотного аналізу в SolidWorks Simulation спрощує проектування, скорочує витрати та є особливо ефективним для складних конструкцій.

Ключові слова: регенеративні автоколивання, різець-осцилятор, осцилограма, частота власних коливань, виліт, зосереджена маса.

Список літератури

1. Залога В. А. Исследование колебаний токарного станка. Часть 1. Исследование закономерностей изменения динамики обрабатывающей системы в зависимости от состояния режущего инструмента / В. А. Залога, В. В. Нагорный // Вісник Сумського державного університету. Сер.: Технічні науки. – 2013. – Т. 1. – С. 125–136. http://nbuv.gov.ua/UJRN/VSU_tekh_2013_1_19
2. Jasiewicz, M. Implementation of an algorithm to prevent chatter vibration in a CNC system / M. Jasiewicz, K. Miadlicki // Materials. – 2019. – Vol. 12(19). – 3193 p. <https://doi.org/10.3390/ma12193193>
3. Данильченко М.А. Исследование влияния контактного взаимодействия заготовки и инструмента на динамические характеристики токарного станка / М.А. Данильченко, А.И. Петришкин // Вісник НТУУ «КПІ». Машинобудування : збірник наукових праць. – 2016. – № 2(77). – С. 140–146. http://nbuv.gov.ua/UJRN/VKPI_mash_2016_2_21
4. Yuvaraju B. A. G. Investigation of stability in internal turning using a boring bar with a passive constrained layer damping / B.A.G. Yuvaraju, B.K. Nanda, J. Srinivas // FME Transactions. – 2021. – Vol. 49(2), – P. 384-394. <https://doi.org/10.5937/fme2102384Y>
5. Ma H. Active chatter control in turning processes with input constraint / H. Ma, J. Wu, Z. Xiong // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2020. – Vol. 108. – P. 3737–3751. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05475-8>
6. Vnukov Y. Cutter-oscillator with single-degree-of-freedom for the study of cutting vibrations / Y. Vnukov, P. Tryshyn, O. Kozlova, S. Dyadya // Strojnicky časopis – Journal of Mechanical Engineering. – 2024. – Vol. 74(1). P. 169-180. https://doi.org/10.2478/scj_me-2024-0017
7. Різець-осцилятор для дослідження процесу різання : пат. 157016 Україна: МПК(2024.01) B23B 27/00 / Ю. М. Внуков, П. Р. Тришин, С. І. Дядя, О. Б. Козлова. – № у 2024 01426 ; заявл. 18.03.2024; опубл. 28.08.24, Бюл. № 35. – 4 с.
8. En X. N. Reliability analysis of regenerative chatter stability in turning tool systems by modified control variate method / X. N. En, Y. M. Zhang, X. Z. Huang // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2023. – Vol. 128(9). – P. 4535-4550. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12228-w>
9. The Ho Q. N. Studying the factors affecting tool vibration and surface quality during turning through 3D cutting simulation and machine learning model / Q. N. The Ho, T. T. Do, P. S. Minh // Micromachines. – 2023. – Vol. 14(5). P. 1025. <https://doi.org/10.3390/mi14051025>
10. Тришин П.Р. Різець-осцилятор для дослідження автоколивань при точінні, який виключає регенеративний ефект / П.Р. Тришин, О.Б. Козлова // Вібрації в техніці та технологіях. 2025. – № 1 (116). – С. 23-31. DOI: 10.37128/2306-8744-2025-1-3. <http://vibrojournal.vsau.org/en/particles/cutter-oscillator-for-the-study-of-self-oscillations-in-turning-that-excludes-the-regenerative-effect>
11. Liang C. Theoretical and experimental studies of chatter in turning and machining stainless steel workpiece / C. Liang, S. Yu, Y. Ma, C. Li, J. Wei // The International

- Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2021. – Vol.117. – P. 3755–3776. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-06643-0>
12. Lu K. Dynamic modeling and chatter analysis of a spindle-workpiece-tailstock system for the turning of flexible parts / K. Lu, Y. Wang, F. Gu, X. Pang, A. Ball // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2019. – Vol. 104. – P. 3007–3015. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04224-w>
13. Zhang H. Finite element analysis and experimental investigation of tool chatter in ultra-precision diamond micro-milling process / H. Zhang, S. Lu, C. Zhang, G. Li, F. Teng, J. Zhang, T. Sun // Applied Sciences. – 2022. – Vol. 12(23). – 11968 p. <https://doi.org/10.3390/app122311968>
14. Türkeş E. A simple approach to analyze process damping in chatter vibration / E. Türkeş, S. Neşeli // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – (2014). – Vol. 70. – P. 775–786. <https://doi.org/10.1007/s00170-013-5307-0>
15. A review of chatter vibration research in milling / Y. U. E. Caixu, G. A. O. Haining, L. I. U. Xianli et al. Y. L. Steven, W. A. N. G. Lihui // Chinese Journal of Aeronautics. – 2019. – Vol. 32(2). P. 215–242. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2018.11.007>
16. Cutting force and nonlinear chatter stability of ball-end milling cutter / C. Zhang, C. Li, M. Xu et al. Dai // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2022. – Vol. 120(9). – P. 5885–5908. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-09150-y>
17. Chang L. Identification of milling chatter based on a novel frequency-domain search algorithm / L. Chang, X. Weiwei, G. Lei // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2020. – Vol. 109(9). – P. 2393–2407. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05789-7>
18. Wang X. Chatter stability prediction for deep-cavity turning of a bent-blade cutter / X. Wang, Q. Song, Z. Liu // Sensors. – 2024. – Vol. 24(2). – 606 p. <https://doi.org/10.3390/s24020606>
19. Nakano Y. Experimental study on application of tuned mass dampers for chatter in turning of a thin-walled cylinder / Y. Nakano, T. Kishi, H. Takahara // Applied sciences. – 2021. – Vol. 11(24). – 12070 p. <https://doi.org/10.3390/app112412070>
20. Карпушин В. Б. Вибрации и удары в радиоаппаратуре / В. Б. Карпушин. – М. : Советское радио, 1971. – 244 с.
21. ГОСТ ИСО 7626-5-99. ГОСТ ИСО 7626-5-99 Вибрация и удар. Экспериментальное определение механической подвижности. Часть 5. Измерения, использующие ударное возбуждение возбудителем, не приклеенным к конструкции. – [Чинний від 2001-01-01]. – М. : Изд-во стандартов, 2000. – 20 с.

МЕХАНІЗАЦІЯ, АВТОМАТИЗАЦІЯ ТА РОБОТИЗАЦІЯ

MECHANIZATION, AUTOMATION AND ROBOTICS

UDC 621.9.06-529.004:658.562

- | | |
|-----------------------|--|
| Mykhaylo Frolov | Candidate of Technical Sciences, Associate professor, head of the metal cutting machines and tools department of National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, <i>e-mail</i> : mfrolov@zp.edu.ua , ORCID: 0000-0002-1288-0223 |
| Sergiy Surkov | HSE manager, Konecranes Ukraine PJSC, Zaporizhzhia, Ukraine <i>e-mail</i> : sergey.surkov@konecranes.com , ORCID: 0009-0004-9177-2547 |
| Serhiy Tanchenko | Senior teacher of the metal cutting machines and tools department of National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, <i>e-mail</i> : sbazz077@gmail.com , ORCID: 0000-0002-1954-015X |
| Adam Barycki | CEO AMS International, Warsaw, Poland, <i>email</i> : adam.barycki@i-ams.com |
| Vasyl Solokha | Candidate of Technical Sciences, Associate professor, associate professor of the metal cutting machines and tools department of National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, <i>e-mail</i> : vassol@i.ua , ORCID: 0000-0002-5883-7028 |
| Viktoriia Shtankevych | Senior teacher of the metal cutting machines and tools department of National University Zaporizhzhia Polytechnic, Zaporizhzhia, Ukraine, <i>e-mail</i> : vitavs2007@gmail.com , ORCID: 0000-0002-9958-4063 |

USE OF SHEWHART CONTROL CHARTS TO ENSURE PRODUCT QUALITY AND OPTIMIZE THE MAINTENANCE SCHEDULE FOR CNC METAL-CUTTING MACHINES. CASE STUDIES

Purpose. On the example of a CNC machine DAEWOO PUMA 600M, using statistical methods of quality management, in particular, Shewhart charts, a scheme for maintenance and repair of machine tools in order to reduce operating costs was worked out.

Research methods. For the case under study, from each batch of 30 Wheel units, the quality control department monitored the deviation from the nominal value of the most critical accuracy parameter, the mounting diameter for the rolling bearing outer ring, for five random products. A total of 60 such samples were taken. The mounting surface diameter was monitored using three-point precision intalometer. Thus, for a total sample of 300 units, Shewhart control charts for the center and range positions were built and statistical analysis was performed the purpose of which is to identify special trends. In addition, the errors correction log entries were analysed in a similar way to determine whether a positioning error was present.

Results. It has been shown that the use of Shewhart's control charts allows assessing the actual state of the machine tool equipment. Based on this fact, a model of maintenance and repair of CNC machines using statistical data analysis is proposed. The application of the proposed model to the entire maintenance and repair cycle can significantly extend the inter-repair period for CNC machines. The number of repair activities was reduced by 35–50 %. At the same time, the cyclicity of operations provided by the manufacturer's technological routine for this type of machine tool remains unchanged, the equipment utilisation rate increases, and it is possible to reduce the required number of repair service personnel.

Scientific novelty. The relationship between the results of the cutting process, which are determined by Shewhart's control chart, and the state of equipment is established to formulate maintenance and repair measures.

Practical value. The proposed scheme for organizing the maintenance and repair of CNC machines based on statistical analysis using Shewhart charts provides a significant reduction in the cost for their operation.

Key words: range, control limits, special trend, variation, distribution, process capability index, actual state of equipment, inter-maintenance period.

Introduction

The condition of metal-cutting equipment, as shown in the works of Kusyi et al. [1] and Usubamatov et al. [2],

has the greatest impact on the quality of the products machined on it. Based on this, the maintenance and forecasting of the serviceable condition of equipment and other elements of the production system, according to Lee et al. [3]

has a direct impact on its productivity and other economic aspects. In today's economy, due to the development of Industry 4.0 technologies, industrial companies need approaches that will be able to predict the behavior of equipment and prevent the occurrence of emergencies through its maintenance.

Carrying out a set of works on maintenance and repair of machines (MR) is always associated with the need to stop the equipment, i.e., its exclusion from the production cycle. There are three main strategies for managing maintenance and repair [4]:

- Scheduled preventive maintenance (SPM);
- maintenance according to actual condition (MAC);
- event-driven repair/maintenance (EDRM).

The consequences of choosing one or the other approach, associated with an increase in the inter-maintenance period, will range from cost overruns for MR to sudden failures of critical elements of metal cutting equipment with damage to the workpiece at that moment. Both extreme approaches are costly for the budget and the company's image. Therefore, according to Guler et al. [5], there is a desire for companies to combine the benefits of all major MR strategies by using combined maintenance (CM), aimed at both reducing the overall amount of maintenance and maximizing equipment life and reducing the costs associated with increased inter-repair periods and reduced frequency of event-based repair/maintenance.

Analysis of research and publications

Modern systems of maintenance and repair of industrial equipment have been developing for a long time and have gone through a number of evolutionary stages [6]. At the beginning of the industrial era, equipment maintenance and repair were mainly performed by production managers or experienced workers without formalized systems. The lack of standardization and organization led to irregular maintenance and long downtimes.

In the 1950s and 1960s, with the development of technology and automation, the concept of predictive maintenance emerged. It involved regular preventive maintenance and inspections of equipment to prevent breakdowns and reduce the likelihood of failures.

In the 1970s and 1980s, computer systems for maintenance planning and control began to be actively used, which marked the beginning of programmatic maintenance and diagnostics. Programs allowed creating work schedules, monitoring equipment status, and providing data for diagnosing breakdowns. The introduction of electronics and sensors allowed for automatic monitoring of maintenance [7].

The concept of Total Productive Maintenance (TPM) originated in Japan in the late 1980s [8]. It involves the broad involvement of personnel at all levels in the maintenance and support of equipment, and emphasizes proactive maintenance and breakdown prevention.

With the development of technology in the context of Industry 4.0, industrial equipment maintenance and repair systems are becoming increasingly automated [7]. Sensors

and transducers monitor the condition of equipment in real time, and the data is transferred to cloud systems for analysis and decision-making. This makes it possible to predict breakdowns, plan maintenance and repairs based on actual data, which is one of the principles of ISO 9000 [9] quality management. Adherence to these principles can significantly increase the efficiency of industrial equipment operation.

Modern industrial maintenance and repair systems continue to evolve and integrate new technologies such as artificial intelligence, data analytics, and autonomous systems [7, 8, 10, 11]. The entire range of equipment maintenance and repair operations can be divided into two groups:

1. SPM, mainly related to the prevention of failures and damage;

2. work to identify and eliminate defects that caused failures and damage.

In practice, there may be different ratios between these groups of works, depending on the adopted optimization criterion and the chosen strategy of maintenance and repair. The cost of maintaining equipment in working condition in the cost of production reaches 6–20 %, so the main requirement for the operation process is to ensure the highest probability of maintaining the performance of the functional system (equipment, unit, assembly unit) within a certain period of time at limited costs [12, 13]. This approach is realized through the use of combined maintenance (CM).

The concept of such maintenance is that different technologies are used at each time horizon of MR planning: SPM or MAC. For example, on the long-term planning horizon, the indicators of the SPM are taken as a basis. On the operational planning horizons, the MAC is used, while the MR indicators are determined based on the statistical analysis of equipment condition measurement data, on the basis of which a financial reserve is formed [14]. In accordance with the CM, as the planning horizon is shortened, the planned MR indicators are consistently refined. The basis for such refinement is data on the actual condition of the equipment, its technological conditions, as well as the implementation of MR plans in previous periods.

The use of the CM allows to increase the equipment utilization rate without a significant increase in costs, helps to plan the corporate budget more correctly and should be based on the use of actual data in accordance with the principles of quality management set forth in ISO 9000 [9]. One of such means of collecting and analysing information is Shewhart control charts (SCC). As demonstrated by Malindzakova et al. [15], under conditions of stable and repeatable production, the above are an effective means of providing information on the variability and reliability of the production process that is the object of monitoring. They identify random variations and violations of control limits of quality indicators.

The data for analysing the system functioning can be both sensor data that are part of the equipment and data obtained during measurements of the equipment technological state or measurements of product parameters [16, 17].

The use of systems for data, obtained from various sources, analysis and the application of statistical methods for processing these data allow creating a subsystem with which to obtain control markers of mechanism state. The basis of such a subsystem, can be the above-mentioned SCC or process behaviour charts. A control chart is a special type of time diagram that enables to identify the points of the process that leave the steady state due to natural variability, for further determination of the causes of deviation and its elimination, determination of the process capabilities (controllability), identification of fluctuation points and process quality forecasting [18]. The use of charts assumes that the controlled characteristic obeys the normal Gaussian distribution. Deviations from the normal distribution indicate the presence of a powerful factor that determines the actual shape of the distribution, which is a separate subject of analysis [19, 20, 21]. A detailed technology of analysis using the SCC is contained in ISO 7870-2:2023 [22].

Objective of the study

On the example of a CNC machine DAEWOO PUMA 600M, using statistical methods of quality management, in particular, Shewhart control charts: identify the sources and methods of data collection; determine the existence of a correlation between deviations from the nominal of the machined part critical dimension, the positioning error of the machine tool and its physical condition for the integration of combined maintenance technology; to work out a rational scheme for machine tool maintenance and repair, based on its actual state, in order to reduce operating costs.

Research material and methods

The PUMA 600M model CNC machine, defined as the object of study, produced the identical product – the “Wheel” item throughout the entire research cycle (see Fig. 1).



Figure 1. Object of the study – Daewoo PUMA 600M CNC machine

During the study, using three-point precision intalometer with the dimensional resolution of 0.001 mm., the deviation from the nominal value of the most critical accuracy

parameter of the “Wheel” item - the mounting diameter of the outer ring of the rolling bearing $\varnothing 230M7_{(-0.045)}$ - was monitored (see Fig. 2). The material to be machined is 42CrMo4 steel of hardness HRC 45-55.

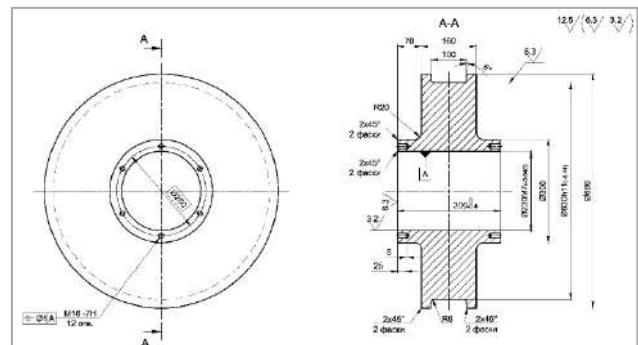


Figure 2. The “Wheel” item drawing

The following methods can be used to obtain accuracy data for the PUMA 600M metal cutting machine:

1. Geometric analysis.
2. Measurement of positioning error.
3. Monitoring of dynamic characteristics.
4. Statistical analysis.

For the selected type of equipment, a combination of methods 1, 2 and 4 is most suitable, which best meets the production requirements and goals of assessing the accuracy of the machine, taking into account the available resources, the type of measurements and their accuracy that must be achieved to complete the task. The data for analysis includes the results of the controlled dimension measurements from samples that are randomly taken by the quality control department on a daily basis (geometric analysis), as well as errors correction log entries, which indirectly indicate the physical condition of the machine in the context of positioning error.

For the case under study, the quality control department monitored the parameters of $n = 5$ random products from each 30-unit batch, and $m = 60$ such subgroups were taken. Thus, the total sample size is $N = 300$ products.

The dynamics of machine condition monitoring is set by the required data collection period, which is determined based on the technical characteristics of the machine and its operating mode. Based on the requirements of the operational documentation, for the purpose of this study, data were collected during 1120 hours of machine operation. Thus, the time for processing one group is about 18.65 hours. At the same period a total of 20 correction activities were made based on the machining of test parts from the results of three measurements.

According to the recommendations of ISO 7870-2:2023 [22], SCC for the centre position and for the range were selected. The lower (LCL) and upper (UCL) limits of the centre position are determined from equations (1) and (2) respectively:

$$LCL = \bar{\bar{X}} - A_2 R, \quad (1)$$

$$UCL = \bar{\bar{X}} + A_2 R. \quad (2)$$

Here, $\bar{\bar{X}}$ is the average value determined from m subgroups of n elements each according to Equation (3); R is the average range of groups determined by Equation (4).

$$\bar{\bar{X}} = \frac{1}{m \cdot n} \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n X_{ij}. \quad (3)$$

Where X_{ij} – measurement results; i - subgroup number; j - product (measurement) number in the subgroup.

$$R = \frac{1}{m} \sum_{k=1}^m (X_k^{\max} - X_k^{\min}). \quad (4)$$

Here, $X_k^{\max}$ and $X_k^{\min}$ are the maximum and minimum measurement results in subgroup k , respectively.

The lower and upper limits of the range are determined by equations (5) and (6), respectively:

$$R_{LCL} = D_3 R, \quad (5)$$

$$R_{UCL} = D_4 R. \quad (6)$$

The coefficients in equations (1), (2) and (5), (6) for the subgroup of volume $n = 5$ according to [22] are equal to $A_2 = 0.577$, $D_3 = 0$, $D_4 = 2.114$ and for the subgroup of volume $n = 3$ (error correction) - $A_2 = 1.023$, $D_3 = 0$, $D_4 = 2.574$.

It should be noted that the magnitude of R reveals an undesirable variation within the group, and the mean $\bar{\bar{X}}$ reflects the stability of the process as a whole, including variations between groups.

For the purposes of this study, the conformity of the obtained samples' distribution to the normal distribution law was checked using the Kolmogorov-Smirnov type criterion, taking into account the sample estimation of the theoretical distribution parameters [23]. This criterion is stronger than the traditional one. The verification is carried out on the basis of the inequality (7):

$$\sqrt{N} \cdot \sup(|F(t_i) - \hat{F}(t_i)|) \leq C(q). \quad (7)$$

Where $F(t_i)$ and $\hat{F}(t_i)$ - accordingly, the values of the theoretical and empirical integral distribution function; $C(q)$ - critical value of the criterion for confidence probability q .

For $q = 0.95$ - $C(q) = 0.895$

Research results

According to the existing regulations at the enterprise, every 350 hours of machine operating time, technical inspection (TI) is carried out to control the main parameters of the machine's units: vibration control, geometric parameters control, technological accuracy control, thermal imaging control, and output quality control. The complex of maintenance activities takes 1 shift and costs 12 man-hours. No adjustment or repair operations are performed during the maintenance.

Once every 3 years, based on the results of the TI, medium repairs are carried out with the replacement of parts with an expired service life. The machine is overhauled once every 10 years. The full repair cycle takes 10,000 hours.

To develop an optimal MR strategy, along with the performance of work according to the schedule, deviations of critical dimension were monitored and the data obtained were used to build control charts of mean absolute deviations (X-chart) as well as that of a range (R-chart), shown in Fig. 3. Control charts demonstrate whether the production process is stable. To control the variability of the machine state by the key parameters according to ISO 7870-2:2023 [22], it is proposed to use the criteria for identifying special trends of parameters.

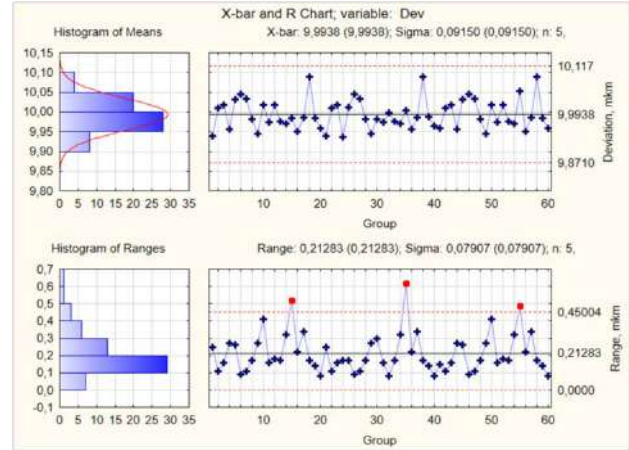


Figure 3. Shewhart control charts of Means and Ranges for “Wheel” item mounting diameter measurements

The SCC of the correction Means and Ranges, based on the error correction log entries, are shown in Fig. 4. The distribution of mean error corrections conforms to the normal distribution law.

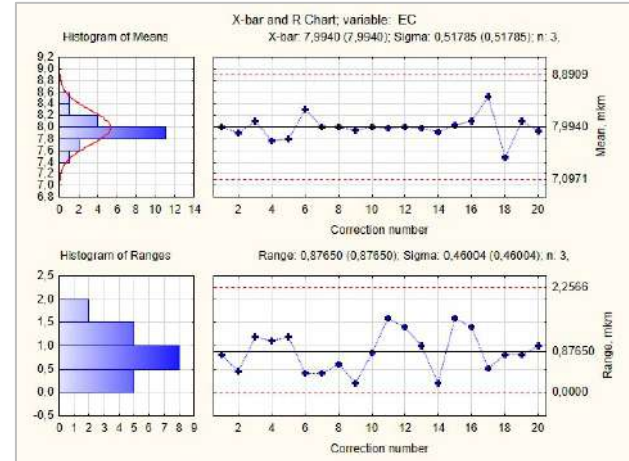


Figure 4. Shewhart control charts of Means and Ranges for error corrections

Additional geometric analysis tools that can also be performed as data is accumulated are the analysis of the controlled dimension deviation distribution and the analysis by the process capability index (PCI) - C_p calculated by the Eq. (8)

$$C_p = \frac{UAL - LAL}{6s}. \quad (8)$$

Where UAL and LAL are the upper and lower allowable limits of the controlled parameter, respectively; S is the standard deviation of the controlled dimension.

Fig. 5a shows the histogram of the controlled diameter deviation distribution, which corresponds to a normal one. Fig. 5b shows the location of the same histogram relative to the tolerance field. For the process under study, the calculated value of PCI is $C_p = 83.5$.

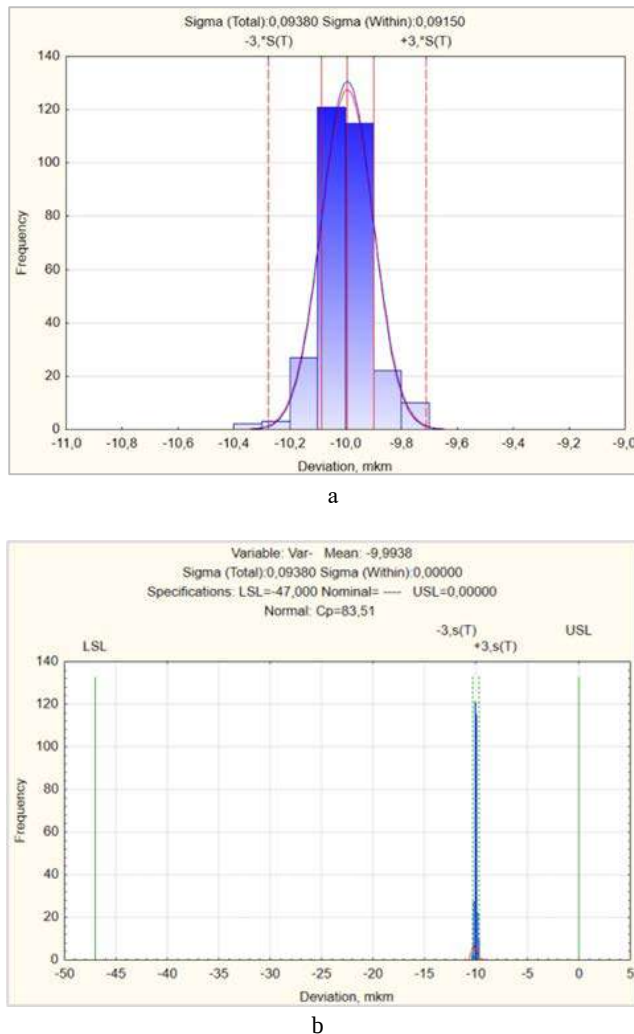


Figure 5. Illustration for the PCI analysis: a – distribution of the controlled diameter; b – distribution of the controlled diameter relative tolerance field

Discussions

Based on the data analysis, the process was stable during the entire observation period, no special trends such as: the data of 6 consecutive samples are increasing or decreasing, 9 samples on the same side of the center, 14 samples alternating up and down etc. [22] were observed. Based on the results shown in Fig. 4, all the data are within control limits and there are no special trends for the error corrections as well. In combination with the subjection of the corrections to the normal distribution law, it is very likely that positioning error is the subject to exclusively random variations and there are no significant changes in

the physical state of the machine tool. The same has been confirmed during scheduled technical inspections.

Thus, there were no fixed deviations in the state of the machine as well as error signals that would indicate that the correction system cannot compensate positioning errors and that repair compensation measures are necessary, which are correlated with the data obtained from the Shewhart charts. Three periodic single outliers of ranges beyond the control limits, observed in Fig. 3, are correlated with the time of technical inspection. Excluding these outliers from the analysed data set results in a pattern where the rest of the data are within the control limits (Fig. 6). This indicates the statistical controllability of the process [22].

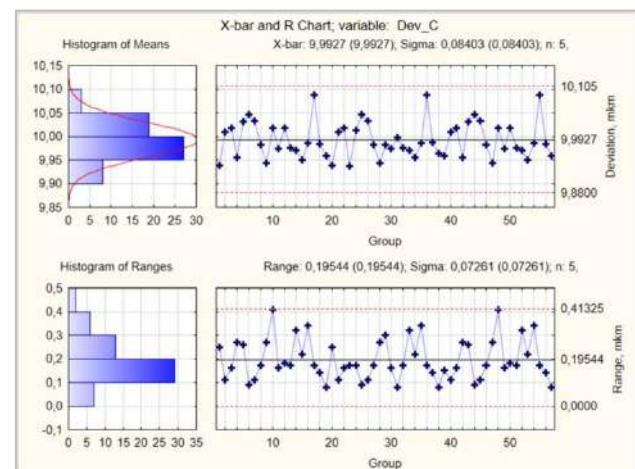


Figure 6. Illustration of the process statistical controllability

The above analysis of the SCC is complemented by that of the deviation distribution, which corresponds to the normal one, indicating that there is no single powerful factor that has a decisive influence on the process results [21]. The calculated value of the PCI - $C_p \gg 10$ indicates that there is no risk of defects and the control process can be simplified. Based on the location of the distribution centre shown in Fig. 5b, an adjustment was made to reduce the hole diameter by 0.012 mm, bringing the average deviation to the middle of the tolerance field.

Based on statistical analysis of the SCC data and the machine positioning error log data at the beginning of the shift and taking into account the fact that no adjustment or repair work is carried out during TI, it is possible to extend the time between inspections by reducing their quantity and performing them when the process begins to acquire characteristics that indicate a possible loss of stability. Skipping the scheduled TI will not cause the machine to lose its operability and will slightly increase the likelihood of failure.

At the same time, the cycle of operations provided under the manufacturer's technological regulations for this type of machine tool, will remain unchanged, and the equipment utilisation rate will increase, which will also reduce the number of repair service personnel. The organisation of this control process requires minimal investment. Data analysis is performed using software that is available at the enterprise and is already used for other processes.

Based on the results obtained, the production adopted a scheme for organising the repair service of machine tool equipment, shown in Fig. 7. The choice of repair measures is based on the results of statistical process control using the SCC and the corresponding assessment of the equipment condition.

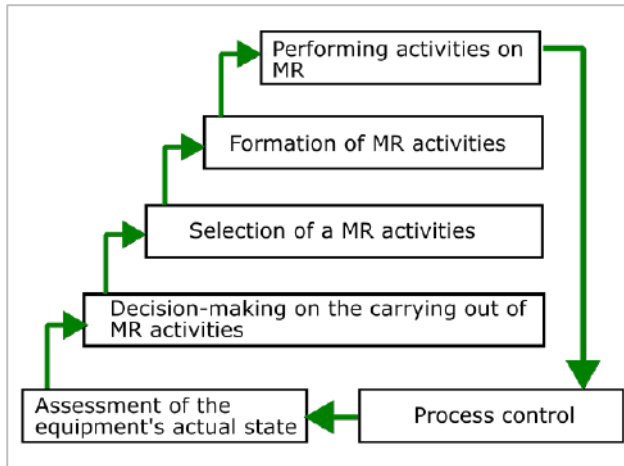


Figure 7. MR model based on the prediction of machine tool performance using Shewhart charts

Conclusions

The monitored characteristics follow a normal Gaussian distribution and it is reasonable to use these data to construct X- and R- Shewhart charts.

The geometric control of the critical dimension and the error correction log data, reflecting the machine positioning error, proposed as a source of data for constructing X- and R- charts, allows monitoring the process state and correlates with the state of the machine.

The frequency of maintenance and repair activities, specified in accordance with the operational regulations does not comply with the actual condition of the machine.

Determining the timing of maintenance operations based on the analysis of statistical data using X- and R- Shewhart charts will not lead to a significant decrease in equipment reliability.

The parallel analysis of the critical size deviation distribution along with the process capability index analysis adequately evaluate the need to reduce or enforce control measures to ensure compliance with the selected quality indicators.

The application of data and software used in parallel production processes does not require significant additional investments when implementing and using the proposed MRO system.

In the subsequent operation of CNC machines using the developed MR model for assessing the actual state of the equipment, the number of repair and maintenance activities was reduced by 35–50 %.

With the accumulation of practical expertise, it is possible to transfer the proposed principles of work to other operations of the repair cycle and to other machines, excluding the mandatory operations specified by the manufacturer for this type of machine.

References

1. Kusyi, Y., Stupnytskyi, V., Onysko, O., Dragašius, E., Baskutis, S., & Chatys, R. (2022). Optimization synthesis of technological parameters during manufacturing of the parts. *Eksplotacija I Niezawodnosc - Maintenance and Reliability*, 24(4), 655–667. <https://doi.org/10.17531/ein.2022.4.6>.
2. Usubamatov, R., Kurganova, D., & Kapayeva, S. (2024). Maximal productivity rate of threading machine operations. *International Journal of Mathematics for Industry*, 16(01). <https://doi.org/10.1142/s2661335224500199>.
3. Lee, J., Jeong, Y., & Park, J. K. (2024). Predicting Factory Equipment Lifespan Through Manufacturing Data Analysis using AI. *Journal of Machine and Computing*, 4(03), 693–701. <https://doi.org/10.53759/7669/jmc202404066>.
4. Hon, C. K., Chan, A. P., & Chan, D. W. (2011). Strategies for improving safety performance of repair, maintenance, minor alteration and addition (RMAA) works. *Facilities*, 29(13/14), 591–610. <https://doi.org/10.1108/02632771111178391>.
5. Guler, O., & Yucedag, I. (2018). Developing an CNC lathe augmented reality application for industrial maintenance training. 2018 2nd International Symposium on Multidisciplinary Studies and Innovative Technologies (ISMSIT), 1–6. <https://doi.org/10.1109/ismsit.2018.8567255>.
6. Achouch, M., Dimitrova, M., Ziane, K., Karganroudi, S. S., Dhoub, R., Ibrahim, H., & Adda, M. (2022). On Predictive Maintenance in Industry 4.0: Overview, Models, and Challenges. *Applied Sciences*, 12(16), 8081. <https://doi.org/10.3390/app12168081>.
7. Kaparthi, S., & Bumblauskas, D. (2020). Designing predictive maintenance systems using decision tree-based machine learning techniques. *International Journal of Quality & Reliability Management*, 37(4), 659–686. <https://doi.org/10.1108/ijqrm-04-2019-0131>.
8. Slavina, T., & Štefanić, N. (2024). Facing Challenges of Implementing Total Productive Management and Lean Tools in Manufacturing Enterprises. *Systems*, 12(2), 52. <https://doi.org/10.3390/systems12020052>.
9. ISO. (2015). Quality management systems — Fundamentals and vocabulary (ISO 9000: 2015).
10. Nikolopoulos, K., Metaxiotis, K., Lekatis, N., & Assimakopoulos, V. (2003). Integrating industrial maintenance strategy into ERP. *Industrial Management & Data Systems*, 103(3), 184–191. <https://doi.org/10.1108/02635570310465661>.
11. Pawlak, S. (2024). The impact of lean manufacturing on the number of failures in a metal industry production plant – case study. *Metalurgija*, 63(2), 290–292.
12. Patel, J. K. (2021). The importance of equipment maintenance forecasting. *International Journal of Mechanical Engineering*, 8(5), 7–11. <https://doi.org/10.14445/23488360/ijme-v8i5p102>.
13. Mullor, R., Mulero, J., & Trottini, M. (2018). A modelling approach to optimal imperfect maintenance of

repairable equipment with multiple failure modes. Computers & Industrial Engineering, 128, 24–31. <https://doi.org/10.1016/j.cie.2018.12.032>.

14. Tanchenko, S., Frolov, M., & Surkov, S. (2023). Optimization of the machine tool maintenance and repair system to increase the efficiency of equipment performance. On Science Week 2023. Faculty of Mechanical Engineering. Abstracts of the scientific and practical conference, Zaporizhzhia, April 24-28, 2023 [Electronic resource], 83. [In Ukrainian].

15. Malindzakova, M., Čulková, K., & Trpčevská, J. (2023). Shewhart Control Charts implementation for quality and production management. Processes, 11(4), 1246. <https://doi.org/10.3390/pr11041246>.

16. Bucay-Valdiviezo, J., Escudero-Villa, P., Paredes-Fierro, J., & Ayala-Chauvin, M. (2023). Leveraging Classical Statistical Methods for Sustainable Maintenance in Automotive Assembly Equipment. Sustainability, 15(21), 15604. <https://doi.org/10.3390/su152115604>.

17. Nogueira, K., Penatti, O. A., & Santos, J. a. D. (2016). Towards better exploiting convolutional neural networks for remote sensing scene classification. Pattern Recognition, 61, 539–556. <https://doi.org/10.1016/j.patcog.2016.07.001>.

18. Belim, M., Meireles, T., Gonçalves, G., & Pinto, R. (2024). Forecasting models analysis for predictive maintenance. Frontiers in Manufacturing Technology, 4. <https://doi.org/10.3389/fmtec.2024.1475078>.

19. Abhishek, A. (2022). Forecasting: the operating parameters of industrial equipment. International Journal for Research in Applied Science and Engineering Technology, 10(6), 5140–5145. <https://doi.org/10.22214/ijraset.2022.44649>.

20. Su, Z., Hua, Z., Hu, D., & Zhao, M. (2025). Research on equipment reliability modeling and periodic maintenance strategies in dynamic environment. Eksploatacja I Niezawodność - Maintenance and Reliability, 27(1), 192163. <https://doi.org/10.17531/ein/192163>.

21. Frolov, M. (2019). Variation coefficient and some distribution laws in the context of cutting tools and other technical objects reliability modeling. In Lecture notes in mechanical engineering, 13–22. https://doi.org/10.1007/978-3-319-93587-4_2.

22. ISO. (2023). Control charts. Part 2: Shewhart control charts (ISO 7870-2:2023).

23. Steele, M. & Chaseling, J. (2006, January). A comparison of the powers of the Chi-Square test statistic with the discrete Kolmogorov-Smirnov and Cramer-von Mises test statistics. researchgate.net. https://www.researchgate.net/publication/n/29462535_A_comparison_of_the_powers_of_the_Chi-Square_test_statistic_with_the_discrete_Kolmogorov-Smirnov_and_Cramer-von_Mises_test_statistics

Одержано 17.03.2025

ВИКОРИСТАННЯ КОНТРОЛЬНИХ КАРТ ШУХАРТА ДЛЯ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ПРОДУКЦІЇ ТА ОПТИМІЗАЦІЇ РЕГЛАМЕНТУ ОБСЛУГОВУВАННЯ МЕТАЛОРІЗАЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ З ЧПУ. ПРАКТИЧНИЙ ДОСВІД

Михайло Фролов

канд. техн. наук, доцент, завідувач кафедри металорізальних верстатів та інструментів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: mfrolov@zp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-1288-0223

Сергій Сурков

Керівник служби охорони праці, ПРАТ «Конекрейнс Україна», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: sergey.surkov@konecranes.com, ORCID 0009-0004-9177-2547

Сергій Танченко

ст. викладач кафедри металорізальних верстатів та інструментів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: sbazz077@gmail.com, ORCID: 0000-0002-1954-015X

Adam Barycki

CEO AMS International, Warsaw, Poland, email: adam.barycki@i-ams.com

Василь Солоха

канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри металорізальних верстатів та інструментів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: vassol@i.ua, ORCID: 0000-0002-5883-7028

Вікторія Штанкевич

ст. викладач кафедри металорізальних верстатів та інструментів Національного університету «Запорізька політехніка», м. Запоріжжя, Україна, e-mail: vitavs2007@gmail.com, ORCID: 0000-0002-9958-4063

Мета роботи. На прикладі верстата з ЧПУ DAEWOO PUMA 600M, з використанням статистичних методів управління якістю зокрема карт Шухарта, відпрацювати схему технічного обслуговування і ремонту верстатного обладнання з метою скорочення експлуатаційних витрат.

Методи дослідження. Для досліджуваного випадку з кожної партії виробів «Колесо» в 30 од. для п'яти випадкових виробів відділом контролю якості проводився контроль відхилення від номіналу найбільш критичного параметру точності – посадкового діаметру зовнішнього кільця підшипника кочення. Всього було взято 60 таких вибірок. Діаметр посадкового отвору контролювався за допомогою прецизійного триточкового нутроміра. Таким чином для загальної вибірки в 300 одиниць будувалися контрольні карти Шухарта для положення центру і розкиду та здійснювався статистичний аналіз, метою якого є ідентифікація спеціальних трендів. Крім цього, аналогічним чином аналізувалися записи журналу коригувань за якими визначається наявність помилки позиціонування.

Отримані результати. Встановлено, що використання контрольних карт Шухарта дозволяє оцінювати фактичний стан верстатного обладнання. Базуючись на цьому факті, запропоновано модель технічного обслуговування і ремонту верстатів з ЧПУ, що спирається на статистичний аналіз даних. Застосування запропонованої моделі до всього циклу обслуговування та ремонтів дозволяє значно подовжити міжремонтні терміни для верстатів з ЧПУ. Кількість ремонтних заходів була зменшена на 35–50%. При цьому циклічність операцій, передбачених технологічним регламентом виробника для даного виду верстатів, залишається без змін, підвищується коефіцієнт використання обладнання та є можливість скоротити необхідну чисельність персоналу ремонтної служби.

Наукова новизна. Встановлено зв'язок результатів процесу різання, що встановлюються за контрольними картами Шухарта, та стану обладнання для формування заходів технічного обслуговування і ремонту.

Практична цінність. Запропонована схема організації технічного обслуговування та ремонту верстатів з ЧПУ на основі статистичного аналізу з використанням карт Шухарта забезпечує суттєве скорочення витрат на їх експлуатацію.

Ключові слова: розкид, контрольні межі, спеціальний тренд, варіація, розподілення, індекс можливостей процесу, фактичний стан обладнання, міжремонтний період.

Список літератури

1. Kusi, Y. Optimization synthesis of technological parameters during manufacturing of the parts / Y. Kusi, V. Stupnytsky, O. Onysko, E. Dragašius, S. Baskutis, R. Chatys // Eksplotacija I Niezawodnosc - Maintenance and Reliability. – 2022. – No 24(4). – P. 655–667. <https://doi.org/10.17531/ein.2022.4.6>.
2. Usubamatov, R. Maximal productivity rate of threading machine operations / R. Usubamatov, D. Kurganova, S. Kapayeva. // International Journal of Mathematics for Industry. – 2024. – Vol. 16(01). <https://doi.org/10.1142/s2661335224500199>.
3. Lee, J. Predicting Factory Equipment Lifespan Through Manufacturing Data Analysis using AI / J. Lee, Y. Jeong, J. K. Park // Journal of Machine and Computing. – 2024. – Vol. 4(03). – P. 693–701. <https://doi.org/10.53759/7669/jmc202404066>.
4. Hon, C. K. Strategies for improving safety performance of repair, maintenance, minor alteration and addition (RMAA) works / C.K. Hon, A.P. Chan, D.W. Chan // Facilities. – 2011. – Vol.29(13/14). – P. 591–610. <https://doi.org/10.1108/02632771111178391>.
5. Guler, O. Developing an CNC lathe augmented reality application for industrial maintenance training / O. Guler, I. Yucedag // 2018 2nd International Symposium on Multidisciplinary Studies and Innovative Technologies (ISMSIT). – 2018. – P. 1–6. <https://doi.org/10.1109/ismsit.2018.8567255>.
6. Achouch, M. On Predictive Maintenance in Industry 4.0 / M. Achouch, M. Dimitrova, K. Ziane, S. Karganroudi, R. Dhoubi, H. Ibrahim, M. Adda // Overview, Models, and Challenges. Applied Sciences. – 2022. – Vol. 12(16). – P. 8081. <https://doi.org/10.3390/app12168081>.
7. Kaparathi, S., Designing predictive maintenance systems using decision tree-based machine learning techniques / S. Kaparathi, D. Bumblauskas // International Journal of Quality & Reliability Management. – 2020. – Vol. 37(4). – P. 659–686. <https://doi.org/10.1108/ijqrm-04-2019-0131>.
8. Slavina, T. Facing Challenges of Implementing Total Productive Management and Lean Tools in Manufacturing Enterprises / T. Slavina, N. Štefanić // Systems. 2024. – Vol. 12(2). – 52 p. <https://doi.org/10.3390/systems12020052>.
9. ДСТУ ISO 9000:2015. Системи управління якістю. Основні положення та словник термінів. – Чинний від 2016-07-01. – Вид. офіц. – К. : ДП «УкрНДНЦ», 2016. – 45 с.
10. Nikolopoulos, K. Integrating industrial maintenance strategy into ERP / K. Nikolopoulos, K. Metaxiotis, N. Lekatis, V. Assimakopoulos // Industrial Management & Data Systems. – 2003. – Vol. 103(3). – P. 184–191. <https://doi.org/10.1108/02635570310465661>.
11. Pawlak, S. The impact of lean manufacturing on the number of failures in a metal industry production plant – case study / S. Pawlak // Metalurgija. – 2024. – Vol. 63(2). – P. 290–292.
12. Patel, J. K. The importance of equipment maintenance forecasting / J.K. Patel // International Journal of Mechanical Engineering. – 2021. – Vol. 8(5). – P. 7–11. <https://doi.org/10.14445/23488360/ijme-v8i5p102>.
13. Mullor, R. A modelling approach to optimal imperfect maintenance of repairable equipment with multiple failure modes / R. Mullor, J. Mulero, M. Trottini // Computers & Industrial Engineering. – 2018. – No 128. – P. 24–31. <https://doi.org/10.1016/j.cie.2018.12.032>.
14. Танченко, С. Оптимізація системи технічного обслуговування та ремонту верстатів для підвищення

ефективності експлуатації обладнання / С. Танченко, М. Фролов, С. Сурков // Тиждень науки-2023. Машинобудівний факультет. Тези доповідей науково-практичної конференції, Запоріжжя, 24–28 квітня 2023 р. [Електронний ресурс] / Редкол. : Вадим ШАЛОМЄЄВ (відпов. ред.) Електрон. дані. – Запоріжжя : НУ «Запорізька політехніка», 2023. – 83 с.

15. Malindzakova, M. Shewhart Control Charts implementation for quality and production management / M. Malindzakova, K. Čulková, J. Trpčevská // Processes. – 2023. – Vol. 11(4). – 1246 p. <https://doi.org/10.3390/pr11041246>.

16. Bucay-Valdiviezo, J. Leveraging Classical Statistical Methods for Sustainable Maintenance in Automotive Assembly Equipment / J. Bucay-Valdiviezo, P. Escudero-Villa, J. Paredes-Fierro, M. Ayala-Chauvin // Sustainability. – 2023. – Vol. 15(21). – 15604 p. <https://doi.org/10.3390/su152115604>.

17. Nogueira, K. Towards better exploiting convolutional neural networks for remote sensing scene classification / K. Nogueira, O.A. Penatti, J. a D. Santos // Pattern Recognition. - 2016. – No 61. – P. 539–556. <https://doi.org/10.1016/j.patcog.2016.07.001>.

18. Belim, M. Forecasting models analysis for predictive maintenance / M. Belim, T. Meireles, G. Gonçalves, R. Pinto // Frontiers in Manufacturing Technology. – 2024. – No 4. <https://doi.org/10.3389/fmtec.2024.1475078>.

19. Abhishek, A. Forecasting: the operating parameters of industrial equipment / A. Abhishek //

International Journal for Research in Applied Science and Engineering Technology. – 2022. – Vol. 10(6). – P. 5140–5145. <https://doi.org/10.22214/ijraset.2022.44649>.

20. Su, Z., Hua, Z., Hu, D., & Zhao, M. Research on equipment reliability modeling and periodic maintenance strategies in dynamic environment / Z. Su, Z. Hua, D. Hu, M. Zhao, M // Eksploatacja I Niezawodnosc - Maintenance and Reliability. – 2025. – Vol. 27(1). – 192163 p. <https://doi.org/10.17531/ein/192163>.

21. Frolov, M. (2018). Variation coefficient and some distribution laws in the context of cutting tools and other technical objects reliability modeling / M. Frolov // Lecture notes in mechanical engineering. – 2019. – P.13–22. https://doi.org/10.1007/978-3-319-93587-4_2.

22. ДСТУ ISO 7870-2:2016. Статистичний контроль. Карти контрольні. Частина 2. Карти Шухарта . – Чинний від 2016-09-01. – Вид. офіц. – К. : ДП «Укр-НДНЦ», 2016. – 32 с.

23. Steele, M. A comparison of the powers of the Chi-Square test statistic with the discrete Kolmogorov-Smirnov and Cramer-von Mises test statistics [Електронний ресурс] / M. Steele, Chaseling J. // researchgate.net. – Режим доступу:

https://www.researchgate.net/publication/29462535_A_comparison_of_the_powers_of_the_Chi-Square_test_statistic_with_the_discrete_Kolmogorov-Smirnov_and_Cramer-von_Mises_test_statistics (дата звернення: 14.03.2025). – Назва з екрана.

Наукове видання

**Нові матеріали і технології
в металургії та машинобудуванні № 2/2025**

Науковий журнал

Головний редактор:

д-р техн. наук, професор Сергій Беліков

Заступники гол. редактора:

д-р техн. наук, професор Вадим Ольшанецький

д-р техн. наук, професор Валерій Наумик

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

Комп'ютерний дизайн та верстання:

Наталія Савчук

Реєстрація суб'єкта у сфері друкованих медіа:
Рішення Національної ради України з питань телебачення і радіомовлення
№ 3040 від 07.11.2024 року
Ідентифікатор медіа: R30-05583

Підписано до друку 04.06.2025. Формат 60×84/8
Папір офс. ризогр. Ум. др. арк. 11
Тираж 300 прим. Зам. № 500

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

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи
ДК № 6952 від 22.10.2019