МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

ДНІПРОВСЬКА ПОЛІТЕХНІКА 1899

ПІВДЕННЕ конструкторське бюро

МІЖНАРОДНИЙ НАУКОВО-ТЕХНІЧНИЙ СИМПОЗІУМ

СУЧАСНІ ПРОБЛЕМИ КОНСТРУЮВАННЯ СИСТЕМ СПЕЦІАЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ



SYMPOSIUM PROCEEDINGS

MPMSPS

27–28 жовтня 2026

м. Дніпро

Збірник матеріалів Міжнародного науково-технічного симпозіуму «Сучасні проблеми конструювання систем спеціального призначення», 27–28 жовтня 2026 р., Дніпро. — НТУ «Дніпровська політехніка», 2026.

Збірник містить матеріали доповідей учасників Міжнародного науково-технічного симпозіуму «Сучасні проблеми конструювання систем спеціального призначення».
Всю повноту відповідальності за зміст наданих матеріалів і сам факт їх публікації несуть автори. Редакція збірника праць може не поділяти думку авторів і не несе відповідальності за недостовірність інформації, що публікується. Редакція не несете ніякої відповідальності перед авторами і/або третіми особами і організаціями за можливі збитки, викликаний публікацією матеріалів.

Modern problems of mechanics in special purpose structures. Conference Proceedings. (2026)
Ukraine, Dnipro: DUT, 251 p.

The collection contains scientific and methodological works of both famous and young scientists, academicians, corresponding members, professors, candidates of sciences, associate professors, research fellows, postgraduate students.

Authors are notified, that it is the responsibility of the authors, not the publisher, to de-termine whether disclosure of their material requires the prior consent of other parties and, if so, to obtain it. Authors are also advised that it shall be acknowledged that statements and opinions given in work published by this collection are the expression of the authors. Respon-sibility for the content of published papers rests upon the authors, not the publisher.

Локальний організаційний комітет

Організатори конференції:

Національний технічний університет «Дніпровська політехніка»
Інститут механіки ім. С.П. Тимошенко НАН України

Голова оргкомітету:

Кубенко В.Д. академік НАН України, д.ф.-м.н., професор (м. Київ)

Співголови оргкомітету:

Півняк Г.Г. академік НАН України, д.т.н., професор (м. Дніпро)
Азюковский О.О. ректор НТУ «Дніпровська політехніка»

Заступники голови:

Грищак В.З. д.т.н., професор (м. Дніпро)
Дзюба А.П. д.т.н., професор (м. Дніпро)

Вчений секретар:

Колосов Д.Л. д.т.н., професор (м. Дніпро)

Члени оргкомітету:

Назаренко В.М. – академік НАН України, д.т.н., професор (м. Київ)
Булат А.Ф. – академік НАН України, д.т.н., професор (м. Дніпро)
Кушнір Р.М. – академік НАН України, д.ф.-м.н., професор (м. Львів);
Русанов А.В. – академік НАН України, д.т.н., професор (м. Харків)
Харченко В.П. – академік НАН України, д.т.н., професор (м. Київ)
Григоренко О.Я. – академік НАН України, д.ф.-м.н., професор (м. Київ)
Чирков О.Ю. – член-кореспондент НАН України, д.т.н., професор (м. Київ)
Грищак Д.В. – Генеральний директор КБ «Південне», к.т.н., почесний працівник космічної галузі (м.Дніпро)
Сухий К.М. – член-кореспондент НАН України, д.т.н., професор (м. Дніпро)
Данішевський В.В. – д.т.н., професор (м.Дніпро)
Бреславський Д.В. – д.т.н., професор (м. Харків)
Гоменюк С.І. – д.т.н., професор (м. Запоріжжя)

ЗМІСТ

ПЛЕНАРНЕ ЗАСІДАННЯ....10

В. П. Пошивалов. Прогнозування довговічності конструкційних матеріалів при ізотермічній повзучості 10

Д. В. Грищак, В. З. Грищак, Н. М. Д'яченко. ДО ВПЛИВУ ВЛАСТИВОСТЕЙ МАТЕРІАЛУ НА СТІЙКІСТЬ СКЛАДЕНОЇ НЕОДНОРІДНОЇ ОБОЛОНКОВОЇ СИСТЕМИ 13

Пілюгін Є. Д., Лаухін Д. В. Структурно-хімічні зміни міжфазних границь композитної арматури після високотемпературного нагрівання 17

Н. В. Сметанкіна, С. О. Моргун. ВПЛИВ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ТА КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ НА ДОВГОВІЧНІСТЬ РОТОРА СУДНОВОГО ГТД....21

О. С. Лимарченко, О. В. Константинов, Л. І. Слойка, П. О. Пляс. ОСОБЛИВОСТІ ФОРМУВАННЯ ПОВЕРХНЕВИХ ХВИЛЬ ПРИ РІЗНИХ РЕЖИМАХ ДИНАМІЧНОГО ЗБУДЖЕННЯ КОНСТРУКЦІЙ З РІДИНОЮ 25

Д. В. Бреславський, П. І. Паламарчук, В. О. Мєтєльов, О. А. Татарінова, Х. Альтенбах. МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТА ВИЗНАЧЕННЯ ДОВГОТРИВАЛОЇ МІЦНОСТІ ВНУТРІШНЬОКОРПУСНИХ ПРИСТРОЇВ ЯДЕРНИХ РЕАКТОРІВ 30

СЕКЦІЯ 1. АКТУАЛЬНІ ПРОБЛЕМИ І РЕЗУЛЬТАТИ РОЗВ'ЯЗКУ ЗАДАЧ МІЦНОСТІ ТА НАДІЙНОСТІ КОНСТРУКЦІЙ СПЕЦІАЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ34

А. П. Дзюба, В. П. Пошивалов, В. М. Сіренко. ПРОБЛЕМНІ ЗАДАЧІ ПІДВИЩЕННЯ ДОСТОВІРНОГСТІ ЧИСЛОВОГО ПРОГНОЗУВАННЯ КРИТИЧНИХ НАВАНТАЖЕНЬ СКЛАДНИХ КОНСТРУКЦІЙ....34

Є. О. Кондряков. ОЦІНКА МІЦНОСТІ ТА ЦІЛІСНОСТІ БЕТОННОГО УКРИТТЯ ПРИ ВНУТРІШНЬОМУ ВИБУХУ....36

А. В. Сокол, Г. І. Сокол. ТРАНСПОРТНО-ПУСКОВІ КОНТЕЙНЕРИ В СИСТЕМАХ ГАСІННЯ ПОЖЕЖ З РІДИННИМИ РАКЕТАМИ....40

С. О. Бугаєвський, Л. В. Гапонова, О. Ю. Сергєєва. МЕТОДОЛОГІЯ ФОРМУВАННЯ ВНУТРІШНЬОЇ ГЕОМЕТРІЇ ЛЕГКИХ КОНСТРУКЦІЙНО-АНІЗОТРОПНИХ ЗАЛІЗОБЕТОННИХ ОБОЛОНОК ТА ОЦІНКА ЇХ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ....44

Ю. О. Казимиренко, Д. В. Котляр, Соломонюк Н. С. ТЕНДЕНЦІЇ ПРОЄКТУВАННЯ КОРПУСІВ ОБ'ЄКТІВ МОРСЬКОЇ ТЕХНІКИ З ВИКОРИСТАННЯМ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ 48

В. В. Сатокін. АНАЛІЗ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ КОРПУСУ СОПЛА, КОРПУСІВ РАКЕТ КОСМІЧНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ І КОМПОЗИТНИХ ОБОЛОНОК 52

Болтасов С. В., Хричов В. В., Дейнеко Л. М., Назарова А. О., Дербаба В. А. НАСКРІЗНЕ ПРОЄКТУВАННЯ З ВИКОРИСТАННЯМ АНОТОВАНИХ 3D-МОДЕЛЕЙ 56

П. Г. Хорольський. ОБГРУНТУВАННЯ МІНІМАЛЬНОГО ОБСЯГУ КОНТРОЛЬНИХ ВИПРОБУВАНЬ ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ ТОЧНОСТІ ОСНОВНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕХНІЧНОЇ СИСТЕМИ 62

Б. І. Терьохін, Е. Л. Гарт. ВИБІР ПАРАМЕТРІВ НЕОДНОРІДНОСТІ МАТЕРІАЛУ ДЛЯ ЗНИЖЕННЯ КОНЦЕНТРАЦІЇ НАПРУЖЕНЬ ПОБЛИЗУ ЕЛІПТИЧНОГО ОТВОРУ В ФУНКЦІОНАЛЬНО-ГРАДІЄНТНИХ ПЛАСТИНАХ 66

N. Lalazarova, O. Afanasieva, H. Komarova. INFLUENCE OF ROUGHNESS PARAMETERS ON FRICTION AND WEAR CONDITIONS OF HIGH-STRENGTH CAST IRON COMPONENTS 70

В. І. Ліповський. ПРОЄКТУВАЛЬНІ РОЗРАХУНКИ КОЛОШНИКОВОГО ЗАВАНТАЖУВАЛЬНОГО ПРИСТРОЮ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ 73

Б. С. Хапко, Р. М. Мартиняк. ТЕМПЕРАТУРНЕ ПОЛЕ В ТОНКОМУ ПОКРИТТІ ЗА ЛОКАЛЬНОГО ПІДВИЩЕННЯ ТЕРМООПОРУ НА ІНТЕРФЕЙСІ ОСНОВА–ПОКРИТТЯ 77

Є. В. Калганков, О. В. Толстенко, О. А. Черній. ФУНКЦІОНАЛЬНИЙ КРИТЕРІЙ ПРАЦЕЗДАТНОСТІ ГУМОМЕТАЛЕВИХ ВІБРОІЗОЛЯТОРІВ З УРАХУВАННЯМ ЗМІНИ ЖОРСТКОСТІ 79

Є. В. Калганков, Г. М. Агальцов, А. В. Новікова. ДВОКРИТЕРІАЛЬНЕ ПРОГНОЗУВАННЯ ДОВГОВІЧНОСТІ ГУМОВИХ ФУТЕРІВОК КУЛЬОВИХ МЛИНІВ ДЛЯ ЇХ БЕЗПЕЧНОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ 83

М. А. Ткаченко, Ю. Л. Салій, І. Г. Пімонов, В. І. Мощенок, О. В. Ярижко. ІНТЕЛЕКТУАЛЬНО-АДАПТИВНЕ КЕРУВАННЯ ЕНЕРГЕТИЧНИМИ ТА ТЕПЛОВИМИ ПРОЦЕСАМИ ГІДРОПРИВОДІВ МОБІЛЬНИХ МАШИН ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ Й НАДІЙНОСТІ 87

Є. А. Жемчугов, Л. В. Разарьонов. Аналіз мобільних машин для обслуговування та ремонту будівельних і дорожніх машин та обґрунтування методу формування їх складу 96

СЕКЦІЯ 2. СУЧАСНІ МЕТОДИ І ТЕХНОЛОГІЇ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОБЛЕМ МАТЕРІАЛОЗНАВСТВА У СПОРІДНЕНИХ ГАЛУЗЯХ 100

Д. В. Лаухін, О. В. Бекетов, Л. М. Дадіверіна, В. А. Зіннер, А. А. Опонасенко, П. А. Тиквенко. Зернограничне конструювання зварних з’єднань труб із термозміцненої низьковуглецевої сталі з мартенситною структурою для систем спеціального призначення 100

О. В. Бекетов, Д. В. Лаухін, П. А. Тиквенко, В. М. Лакша. Дослідження кінетики розповсюдження пластичної деформації в низьковуглецевих низьколегованих сталях з ферито- бейнітною структурою 104

М. В. Краєв, С. В. Ковальов, В. С. Краєва. ПОРІВНЯННЯ МЕТОДІВ ВИМІРЮВАННЯ МІКРОТВЕРДОСТІ БАГАТОШАРОВИХ ХРОМОВИХ ПОКРИТТІВ..... 108

Т. О. Дергач, Д. А. Сухомлин. ЗАСТОСУВАННЯ ЗЕРНОГРАНИЧНОЇ ІНЖЕНЕРІЇ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОЇ НАДІЙНОСТІ ТРУБ ДЛЯ АТОМНОЇ ЕНЕРГЕТИКИ 112

О. М. Долгов, Ю. С. Слупська. ПРОЕКТУВАННЯ ПОРИСТОСТІ СКАФФОЛДІВ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ МЕДИЧНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ..... 116

Д. В. Лаухін, О. В. Бекетов, Л. М. Дадіверіна, Д. В. Мосейченко, В. М. Лакша, Д. І. Мамчур. Методика вибору режиму термічної обробки валів приводу механізмів із сталі Ст3сп за критеріями корозійної стійкості та технологічної ефективності з урахуванням зернограничного конструювання 120

Косолапов В. Б., Звєрєв А. В. ВПЛИВ МІЦНОСТІ ПЛІВКИ ПАР У ТРИБОСПОЛУЧЕННЯХ НА ЕКСПЛУАТАЦІЙНУ ЕФЕКТИВНІСТЬ ГІДРОПРИВОДУ ДОРОЖНЬО-БУДІВЕЛЬНИХ МАШИН 124

Р. О. Пустовий, В. І. Ліповський, С. Ш. Векілов, В. В. Слюсарєв. ОСОБЛИВОСТІ ВИБОРУ МАТЕРІАЛІВ ДЛЯ СПЕЦІАЛЬНИХ ЗАПАЛЮВАЧІВ, ПРАЦЮЮЧИХ НА НЕСАМОЗАЙМИСТИХ КОМПОНЕНТАХ ПАЛИВА 128

Н. О. Шаповал, Ю. О. Казимиренко. ДИСКРЕТНІСТЬ ЕНЕРГІЇ ТА ДИНАМІКА ФАЗОВИХ ПЕРЕХОДІВ ПЛАВЛЕННЯ МЕТАЛІВ І СПЛАВІВ 132

К. М. Брежнєв, З. В. Сазанішвілі. ПРОГНОЗУВАННЯ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ДЕФОРМІВНИХ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ НА ОСНОВІ ЗВ’ЯЗКУ 136

Д. І. Гузенко, Г. А. Кононенко. ВПЛИВ СПОСОБУ ФОРМОУТВОРЕННЯ ОПУКЛИХ ДНИЩ НА СТУПІНЬ ДЕФОРМАЦІЇ ТА НЕОБХІДНІСТЬ ПІСЛЯФОРМУВАЛЬНОЇ ТЕРМІЧНОЇ ОБРОБКИ ЕЛЕМЕНТІВ ЦИСТЕРН ДЛЯ БЕЗВОДНОГО АМІАКУ..... 140

Т. Є. Ліснича, Г. А. Кононенко. ВПЛИВ ДЕНДРИТНОЇ ЛІКВАЦІЇ НА ЛОКАЛЬНУ ТЕМПЕРАТУРУ ПОЧАТКУ МАРТЕНСИТНОГО ПЕРЕТВОРЕННЯ У ВИЛИВКАХ СТАЛІ 20Х13..... 144

Н. О. Ротт, О. М. Твердохліб. ВПЛИВ ПРУЖНИХ ВІБРАЦІЙНИХ КОЛИВАНЬ НА СТРУКТУРУ ТА МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ ЗВАРНИХ З’ЄДНАНЬ СТАЛІ 10Г2ФБ 148

СЕКЦІЯ 3. МАТЕМАТИЧНЕ ТА КОМП’ЮТЕРНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ВІДПОВІДАЛЬНИХ КОНСТРУКЦІЙ І СИСТЕМ..... 152

Д. В. Акімов, М. В. Родькіна, І. А. Василенко. ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ КОНТАКТНОЇ ВЗАЄМОДІЇ В СКЛАДЕНІЙ ЦИЛІНДРИЧНО-КОНІЧНІЙ ОБОЛОНКОВІЙ КОНСТРУКЦІЇ.....152

В. В. Бабуров, В. В. Гусєв, Д. В. Клименко, О. О. Слісаренко. АНАЛІЗ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТА МІЦНОСТІ УПОРУ КОНСОЛІ КРИЛА В УМОВАХ ДОДАТКОВОГО НЕРЕГЛАМЕНТОВАНОГО СИЛОВОГО НАВАНТАЖЕННЯ.....157

Ю. О. Кваша, Н. А. Зіневич. ПРО ПРЕДСТАВЛЕННЯ ЦІЛЬОВОЇ ФУНКЦІЇ ПРИ ОПТИМІЗАЦІЇ ТЕХНІЧНИХ СИСТЕМ 163

І. В. Андріанов, Г. А. Старушенко, Н. В. Хозяйкіна. Математичне моделювання та асимптотичний аналіз ефективної теплопровідності волокнистих композитів регулярної структури для конструкцій спеціального призначення 167

С. В. Чопоров, О. В. Чопорова. НЕЙРОНЕЯВНІ ПОВЕРХНІ ТРИВИМІРНИХ КОНСТРУКЦІЙ.....171

Dmytro Kolosov, Ivan Belmas, Serhii Onyshchenko, Kateryna Antonova. Analytical modeling of the stress-strain state of multilayer orthotropic composite structure.....175

Dmytro Kolosov, Serhii Onyshchenko, Olena Bilous, Hanna Tantsura. Modeling the interaction of reinforcing layers in composite stay rope under tensile loading 180

Д. В. Лаухін, К. А. Зіборов, Л. М. Дадіверіна, А. О. Пачковський, С. В. Кузнєцов. Управління якістю зварних металоконструкцій відповідального призначення на основі моделювання напружено- деформованого стану та зернограничного конструювання товстолистового прокату S355 184

О. В. Бекетов, Д. В. Лаухін, А. А. Опонасенко, Д. І. Мамчур, С. В. Кузнєцов. Фізико-математичне моделювання процесу розповсюдження пластичної деформації низьковуглецевої низьколегованої сталі.....189

М. М. Біляєв, П. В. Семененко, Ю. А. Мелета, Д. О. Назаренко. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕПЛОВОГО СТАНУ ПОВІТРЯ У ОБТИЧНИКУ РАКЕТИ-НОСІЯ.....193

Д. О. Журавель, Л. Б. Кабакова. Проєктування СИСТЕМИ ТЕРМОРЕГУЛЮВАННЯ СУПУТНИКА З ЛЕГКОЮ ВІДБИВАЮЧОЮ АНТЕННОЮ СИСТЕМОЮ.....197

О. І. Бабаченко, О. М. Мінай, Р. В. Подольський. визначення параметрів міцності при ударної взаємодії кулі з броньованою перешкодаю.....201

О. О. Коляда, О. М. Мінай. Вплив технологічної похибки кута установки серпоподібних стабілізаторів на кутову швидкість обертання літального апарату 206

І. Д. Башлій, О. Д. Ніколаєв. ЧИСЕЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ВЗАЄМОДІЇ АКУСТИЧНИХ ПРОСТОРОВИХ КОЛИВАНЬ ГАЗУ ТА КОНСТРУКЦІЇ КАМЕРИ ЗГОРЯННЯ ЕНЕРГЕТИЧНОЇ УСТАНОВКИ НА РІДКОМУ ПАЛИВІ 210

С. В. Красніков, І. В. Міщенко. МОДЕЛЮВАННЯ ТА АНАЛІЗ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ФУНДАМЕНТУ ЕНЕРГОБЛОКУ ПОТУЖНІСТЮ 200 МВТ 214

О. І. Іваненко, З. Р. Мусаєв. ВИКОРИСТАННЯ 3D-МОДЕЛІ ПРИ ДОСЛІДЖЕННІ СТІЙКОСТІ БАШТОВОГО КРАНА 218

А. В. Столярова, С. М. Гребенюк, Є. О. Неманежин. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ РЕОЛОГІЧНОЇ ПОВЕДІНКИ ДВОКОМПОНЕНТНОГО КОМПОЗИТУ, АРМОВАНОГО ПОРОЖНИСТИМИ ВОЛОКНАМИ, ПРИ ПОЗДОВЖНЬОМУ РОЗТЯГУ 222

Н. Ю. Філь, М. В. Тодоров. ЗАДАЧА ВИБОРУ КАМЕРИ МАШИННОГО ЗОРУ ДЛЯ КОНТРОЛЮ ЯКОСТІ МЕТАЛОПЛАСТИКОВИХ КОНСТРУКЦІЙ 227

Д. В. Горобець, М. Б. Соболевська. Розробка Математичних моделей для оцінки міцності елементів кульшового суглоба в експлуатації після ендопротезування ... 231

К. А. Чумак. МОДЕЛЬ ТЕРМІЧНОГО РЕГУЛЯРНОГО МЕТАІНТЕРФЕЙСУ НА ОСНОВІ ТЕРМОПРУЖНОГО КОНТАКТУ ТЕКСТУРОВАНОЇ ТА ПЛОСКОЇ ПОВЕРХОНЬ 235

С. А. Олєнчєнко, Ю. В. Бразалук. ТЕПЛОВІ ТА АЕРОДИНАМІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ОРЕБРЕНИХ ТРУБ КРІОГЕННОГО ВИПАРНИКА 239

І. В. Гавриш, О. В. Кудін. АНАЛІЗ МЕТОДІВ VR-ВІЗУАЛІЗАЦІЇ РЕЗУЛЬТАТІВ СКІНЧЕННО-ЕЛЕМЕНТНОГО АНАЛІЗУ 243

М. В. Пімахов, Г. А. Кононенко. ГІБРИДНЕ КАРТУВАННЯ ЛОКАЛЬНОЇ ТВЕРДОСТІ ТА МОДУЛЯ ПРУЖНОСТІ БЕТОНУ ЗА ДАНИМИ 3D-СКАНУВАННЯ ТА УЛЬТРАЗВУКОВОГО КОНТРОЛЮ ДЛЯ СКІНЧЕННО-ЕЛЕМЕНТНИХ МОДЕЛЕЙ ПОШКОДЖЕНИХ КОНСТРУКЦІЙ 247

Вельмишановні учасники, колеги і гості симпозіуму!

Велика честь і привілей вітати Вас на Міжнародному науково-технічному симпозіумі «Сучасні проблеми конструювання систем спеціального призначення». Від імені Організаційного, Програмного і Локального комітетів маємо приємну можливість подякувати Вам за бажання взяти участь у цій науковій події. Симпозіум організовують Національний технічний університет «Дніпровська політехніка» та Інститут механіки ім. С. П. Тимошенка НАН України за підтримки та участі вітчизняних і закордонних наукових установ, університетів та підприємств. Симпозіум проходить у гібридному форматі, що поєднує офлайн та онлайн участь.

Щиро вітаємо учасників симпозіуму та бажаємо успішної роботи й приємного спілкування.

Голова Оргкомітету симпозіуму — В. Д. Кубенко

Співголова Оргкомітету симпозіуму — Г. Г. Півняк

Заступник голови Оргкомітету — О. О. Азюковський

Голова Локального організаційного комітету — В. З. Грищак

ПЛЕНАРНЕ ЗАСІДАННЯ

УДК 539.376

ПРОГНОЗУВАННЯ ДОВГОВІЧНОСТІ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ ПРИ ІЗОТЕРМІЧНІЙ ПОВЗУЧОСТІ

В.П. Пошивалов

д.т.н., професор, e-mail: vposhivalov@gmail.com

Інститут технічної механіки НАН України і ДКА України , Дніпро, Україна

Анотація. У роботі розроблено стохастичну модель руйнування конструкційних матеріалів при повзучості без урахування температурної залежності та стадії зміцнення на основі трьох різних критеріїв руйнування. Проведене порівняння теоретичних розрахунків з результатами випробувань на тривалу міцність зразків з корозійностійкої сталі 12Х18Н10Т при температурі T = 850 °C для чотирьох рівнів напруження. Показано, що теоретичні розрахунки, проведені по двох моделях задовільно узгоджуються з результатами експериментів, як за часом до руйнування, так і за його середньоквадратичним відхиленням.

Ключові слова: *повзучість, пошкоджуваність, час до руйнування, середнє відхилення часу до руйнування, критерії руйнування.*

PREDICTION OF THE DURABILITY OF STRUCTURAL MATERIALS UNDER ISOTHERMAL CREEP

Volodymyr Poshyvalov

Doctor of Technical Sciences, Professor, e-mail: vposhivalov@gmail.com

Institute of Technical Mechanics of the National Academy of Sciences of Ukraine and the State Space Agency of Ukraine, Dnipro, Ukraine

Abstract. This study develops a stochastic model for the creep-induced failure of structural materials—excluding temperature dependence and the strain-hardening stage—based on three different failure criteria. Theoretical calculations are compared with the results of long-term strength tests performed on specimens of corrosion-resistant steel 12Kh18N10T at a temperature of 850°C across four stress levels. It is shown that the theoretical calculations based on two models align satisfactorily with the experimental results regarding both the time to failure and the standard deviation of this time.

Keywords: *creep, damage accumulation, time to failure, mean deviation of time to failure, failure criteria.*

Вступ. В теперішній час для обґрунтованого призначення терміну експлуатації конструкцій, що працюють в екстремальних умовах, особливу важливість представляє питання розробки методів прогнозування довготривалої міцності різних класів конструкційних матеріалів.

При цьому визначальні співвідношення, що застосовуються для описання процесу повзучості матеріалу, повинні бути з одного боку фізично обґрунтованими, а з іншого – досить простими та зручними для їх використання в інженерних розрахунках [1, 2].

Мета роботи. Метою роботи є побудова узагальненої стохастичної моделі руйнування при повзучості конструкційних матеріалів, що працюють при підвищених температурах і навантаженнях, яка дозволяє за заданими значеннями напруження і температури визначати імовірнісний розподіл часу до руйнування матеріалу за параметричним, деформаційним та змішаним критеріями руйнування.

Матеріал і результати досліджень. Для описання процесу повзучості матеріалу з плином часу розглянемо кінетичне рівняння стану у вигляді степеневої залежності від напруження σ

$$\dot{\varepsilon} = \frac{a\sigma^n}{(1-\omega)^n},$$

а кінетичне рівняння пошкоджуваності розглянемо у двох різних варіантах – степеневої залежності від напруження

$$\dot{\omega} = \frac{b\sigma^k}{(1-\omega)^k},$$

та експоненційної залежності від напруження

$$\dot{\omega} = \frac{b\exp(\sigma / c)}{(1-\omega)^n},$$

де a, b, n, k, c – сталі повзучості матеріалу.

Вважаємо параметри n, k, c детермінованими величинами, а параметри a та b – незалежними нормально розподіленими випадковими величинами [3-5].

Далі позначимо через $N(\mu_a, s_a^2)$, $N(\mu_b, s_b^2)$ розподіли випадкових величин a та b відповідно, де μ_a, μ_b – математичні сподівання, s_a^2, s_b^2 – дисперсії.

Реалізація стохастичної моделі здійснюється на прикладі параметричного, деформаційного та змішаного критерію руйнування.

Аналіз результатів. Для оцінки застосовності запропонованої стохастичної моделі руйнування проведемо порівняння теоретичних розрахунків з результатами випробувань на довготривалу міцність зразків з корозійностійкої сталі 12Х18Н10Т при температурі $T = 850\ ^\circ C$ для чотирьох різних рівнів напруження $\sigma = \{39,24\ ;\ 49,05\ ;\ 58,86\ ;\ 78,48\}$ МПа [6].

У таблицях 1, 2 представлені відповідно оцінки детермінованих параметрів моделі та розподіли випадкових величин a, b.

Таблиця 1 – Оцінки детермінованих параметрів моделі

Параметр моделі	Оцінка параметру моделі
n	3,02
k	3,1
C	17,8

Таблиця 2 – Розподіли випадкових величин a, b

Вид моделі	Розподіл випадкової величини a	Розподіл випадкової величини b
Степенева	$N(1,38\cdot10^{-8};\ 2,78\cdot10^{-9})$	$N(5,72\cdot10^{-8};1,3\cdot10^{-8})$
Експоненційна		$N(6\cdot10^{-4};1,4\cdot10^{-4})$

Апроксимуючі поліноми і середньоквадратичні похибки для кожної з моделей відповідно приймуть вигляд

$$P_{\text{I}}(x) = 1,03 - 0,74x + 1,46x^2 - 1,57x^3 + 0,18x^4,\ \delta = 1,7\cdot10^{-4},$$

$$P_{\text{II}}(x) = 0,97 - 0,02x - 0,39x^2 - 0,02x^3 - 0,1x^4,\ \delta = 3,4\cdot10^{-4}.$$

У таблиці 3 представлені основні ймовірнісні характеристики розподілу часу до руйнування t_p, виражені у годинах.

Таблиця 3 – Основні ймовірнісні характеристики розподілу часу до руйнування t_p, год

Напруження σ, МПа	Температура T, ºС	МС t_p ПКР	СВ t_p ПКР	МС t_p ДКР	СВ t_p ДКР	МС t_p ЗКР	СВ t_p ЗКР	ВС	ВСВ
39,24	850	47,51 53,89	12,96 14,64	39,1 44,23	10,21 11,18	36,28 41,14	6,23 7,06	53,83	14,93
49,05	850	24,49 31,19	5,05 7,8	17,39 22,11	4,7 4,79	16,56 21,25	2,99 3,35	23,5	4,22
58,86	850	11,04 16,22	5,9 8,07	6,95 7,77	2,2 2,56	6,83 7,69	1,72 2,19	15,37	5,01
78,48	850	3,4 5,19	4,15 4,12	4,53 5,56	1,06 1,06	4,24 5,02	0,84 0,93	6	0

У таблиці 3 використані наступні позначення: ПКР – параметричний критерій руйнування; ДКР – деформаційний критерій руйнування; ЗКР – змішаний критерій руйнування; МС – математичне сподівання; СВ – середньоквадратичне відхилення; ВС – вибіркове середнє; ВСВ – вибіркове середньоквадратичне відхилення.

Верхній рядок теоретичних розрахунків відповідає моделі, яка виражає степеневу залежність від напруження, нижній рядок – моделі, яка виражає експоненційну залежність від напруження.

Як бачимо, теоретичні результати добре узгоджуються з експериментальними даними як за часом до руйнування, так і за середньоквадратичним відхиленням для кожної із моделей. Модель, що виражає експоненційну залежність від напруження, більш точно прогнозує час до руйнування.

Висновки. Розроблено стохастичну модель руйнування конструкційних матеріалів при повзучості без урахування температурної залежності та стадії зміцнення на основі трьох різних критеріїв руйнування. Проведене порівняння теоретичних розрахунків з результатами випробувань на тривалу міцність зразків з корозійностійкої сталі 12Х18Н10Т при температурі Т = 850 °С для чотирьох рівнів напруження. Показано, що теоретичні розрахунки, проведені по двох моделях задовільно узгоджуються з результатами експериментів, як за часом до руйнування, так і за його середньоквадратичним відхиленням.

ЛІТЕРАТУРА

1. Работнов Ю. Н. Избранные труды. Проблемы механики деформируемого твердого тела. М. : Наука, 1991. 196 с.

2. Регель В. Р., Слуцкер А. И., Томашевский Э. Е. Кинетическая природа прочности твердых тел. *Успехи физических наук*. Том 106, вып. 2. 1972. 36 с.

3. Пошивалов В. П., Дояр И. А. Оценка времени до разрушения конструкционных материалов при ползучести. *Вісник Дніпропетровського університету*. Сер. механіка. 2014. Вип. 18, т. 2. С. 172 – 181.

4. Дояр И. А., Пошивалов В. П. Стохастическая модель разрушения конструкционных материалов при неизотермической ползучести. *Вестник Запорожского национального университета*. Математическое моделирование и прикладная механика: сборник научных трудов. 2015. № 1. С. 154 – 162.

5. Doyar I., Poshyvalov V. Development of a stochastic model of failure of structural materials in creep at hardening stage. *Восточно-Европейский журнал передовых технологий*. 2016. № 3 (5). С. 25–31.

6. Закономерности ползучести и длительной прочности: справочник / ред. С. А. Шестериков. М. : Машиностроение, 1983. 101 с.

УДК 004.92: 539.3: 624.04

ДО ВПЛИВУ ВЛАСТИВОСТЕЙ МАТЕРІАЛУ НА СТІЙКІСТЬ СКЛАДЕНОЇ НЕОДНОРІДНОЇ ОБОЛОНКОВОЇ СИСТЕМИ

Д.В. Грищак[1], В.З. Грищак[2], Н.М. Д'яченко[3]

[1] к.т.н, Конструкторське бюро "Південне" ім. М.К. Янгеля, Дніпро, Україна

[2] д.т.н., професор, e-mail: HRYSHCHAK.V.Z@mnu.one, Національний технічний університет "Дніпровська політехніка", Дніпро, Україна

[3] к.ф.-м.н., доцент, e-mail: dyachenkonata69@gmail.com, Запорізький національний університет, Запоріжжя, Україна

Анотація. На базі запропонованого аналітико-чисельного підходу до розв'язку прямої задачі пружної стійкості складеної ортогонально оребреної оболонкової системи із дискретними неоднорідними відсіками встановлюється вплив параметрів дискретності й ексцентричності розташування силового набору на критичні стани і характер біфуркаційних форм серединної поверхні при зовнішньому навантаженні. Подальшою метою є оцінка впливу характеристик матеріалу на критичний стан з закладенням теоретико-обчислювального базису для розв'язання оберненої задачі рівностійкості складеної конструкції мінімальних вагових характеристик, забезпеченням несучої здатності та потрібних властивостей матеріалу у відповідності до призначення досліджуваної системи. Для чисельного розв'язання диференціальних рівнянь стійкості застосовано метод скінченних різниць четвертого порядку точності. Для чотирисекційної конструкції визначено вплив пружних властивостей матеріалу обшивки на рівень критичного тиску; зокрема, врахування параметра густини виявляє необхідність пошуку компромісу між ваговими характеристиками системи та критичним комбінованим навантаженням, що, завдяки розв'язанню відповідної оберненої задачі, може слугувати основою для оптимізації складених неоднорідних оболонкових систем за критерієм стійкості.

Ключові слова: *складена оболонкова конструкція; ортогональна система силового набору; ексцентриситет; стійкість; форма біфуркації; дискретне спряження; пружні властивості матеріалу; метод скінченних різниць*.

ON THE INFLUENCE OF MATERIAL PROPERTIES ON THE STABILITY OF A COMPOUND NON-HOMOGENEOUS SHELL SYSTEM

D.V. Hryshchak[1], V.Z. Gristchak[2], N.M. Dyachenko[3]

[1] PhD, Design Bureau "Pivdenne" named after M.K. Yangel, Dnipro, Ukraine

[2] D.Sc., Professor, e-mail: HRYSHCHAK.V.Z@mnu.one, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine

[3] PhD, Associate Professor, e-mail: dyachenkonata69@gmail.com, Zaporizhzhia National University, Zaporizhzhia, Ukraine

Abstract. Based on the proposed analytical-numerical approach to solving the direct problem of elastic stability for a compound orthogonal stiffened shell system with discrete non-uniform compartments, the influence of discreteness parameters and the eccentricity of the stiffening framework's arrangement on critical states and the nature of bifurcation modes of the middle surface under external loading is determined. The ultimate aim is assessing the influence of material characteristics on the critical state, establishing a theoretical-computational basis for solving the inverse problem of achieving uniform structural strength and minimal weight, and ensuring load-bearing capacity and the required material properties in accordance with the intended purpose of the system under study. A fourth-order accurate finite-difference method was employed for the numerical solution of the stability differential equations. For a four-section structure, the influence of the skin material's elastic properties on the critical pressure level has been determined; specifically, accounting for the density parameter reveals the need to strike a balance between the system's weight characteristics and the critical combined load, which, through the solution of the corresponding inverse problem, can serve as a basis for optimizing compound non-homogeneous shell systems in terms of stability.

Keywords: *compound shell structure; orthogonal structural framework; eccentricity; stability; bifurcation mode; discrete connection; elastic material properties; finite difference method.*

Вступ. Оболонкові конструкції широко застосовуються в авіаційно-космічній техніці, машинобудуванні, будівництві та інших галузях, де поєднання малої матеріаломісткості з високою несучою здатністю потребує ефективного забезпечення локальної та загальної стійкості. Поряд із геометричними параметрами та конструктивною схемою силового набору важливим чинником є вибір матеріалу обшивки, оскільки його пружні властивості безпосередньо визначають жорсткість і критичні навантаження конструкції. Одним із

поширених способів підвищення стійкості тонкостінних оболонок є поздовжнє та кільцеве оребрення, а також дискретне підкріплення шпангоутами [1–3].

Для складених оболонок критичний стан може визначатися локальною втратою стійкості окремої секції або взаємодією кількох близьких за критичними параметрами мод. Особливого значення набуває комбіноване навантаження зовнішнім тиском та осьовим зусиллям, за якої можливе перемикання критичних мод [4–6]. Водночас підвищення жорсткості конструкції за рахунок силового набору або використання матеріалу з вищим модулем пружності може супроводжуватися збільшенням її вагових характеристик. Тому дослідження впливу пружних властивостей та густини матеріалу на критичні характеристики складених оребрених оболонок є актуальним з точки зору оцінки конструктивних рішень. У роботі авторів [1] для оболонкової системи «конус–циліндр» отримано розв'язувальні рівняння для ексцентрично оребрених секцій, реалізовано чисельний алгоритм розрахунку та надано аналіз візуалізованих форм біфуркації.

У даній роботі запропонований підхід розвинуто для багатосекційних конструкцій із кількома зонами дискретного спряження з дослідженням впливу параметрів підкріплення і пружних властивостей матеріалу обшивки на критичні характеристики досліджуваної системи

Мета роботи: розвиток аналітико-чисельного підходу дослідження стійкості складеної системи оребрених оболонкових конструкцій, а також встановлення впливу схеми розташування й ексцентриситету підкріплення з аналізом пружних властивостей матеріалу обшивки на критичні навантаження, хвильові числа і просторову структуру форм втрати стійкості.

Математична модель та чисельний метод. Розглядаються тонкостінні ексцентрично оребрені конструкції кругового перерізу, утворені конічними та циліндричними секціями, з'єднаними стикувальними шпангоутами (рис. 1). Передбачено також проміжні шпангоути. Силовий набір містить поздовжні та кільцеві ребра, розташовані з внутрішнього, зовнішнього або обох боків серединної поверхні. На конструкцію діють зовнішній тиск q та осьове зусилля T. Визначаються критичний тиск $q^* = q \cdot 10^{-5}$ [Па], окружне хвильове число n та форма біфуркації.

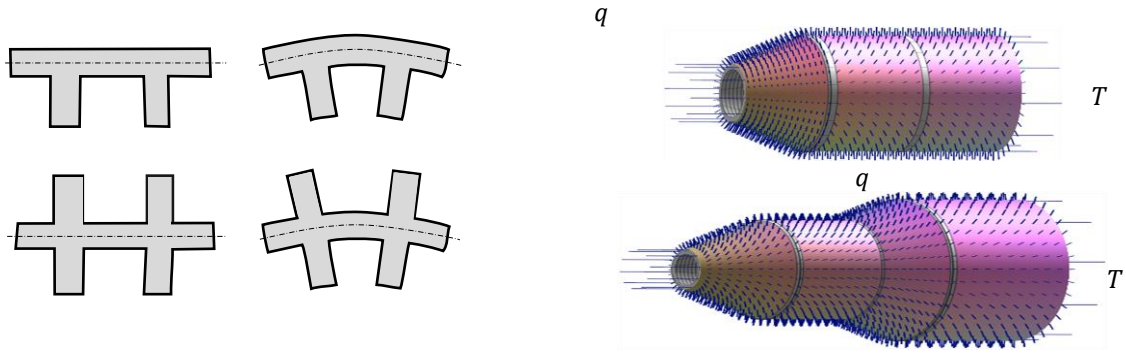


Рисунок 1 – Схема складеної підкріпленої оболонкової конструкції

Математичну основу моделі становлять диференціальні рівняння для конічних і циліндричних секцій, отримані з урахуванням ексцентричного оребрення [1]. Відповідні коефіцієнти визначаються геометричними, пружними та жорсткісними параметрами секцій.

На межах секцій задаються умови спряження переміщень і похідних з урахуванням жорсткості стикувальних та проміжних шпангоутів. Кількість систем умов спряження визначається структурою конструкції.

Для чисельного розв'язання застосовано метод скінченних різниць четвертого порядку з центральними та напіводнобічними схемами апроксимації похідних. Після дискретизації формується система лінійних однорідних алгебраїчних рівнянь, розмірність якої визначається кількістю секцій і зон спряження. Критичний стан визначається за умовою існування нетривіального розв'язку для послідовності допустимих n.

Результати чисельного дослідження. Вхідними даними для розрахунків є: $l_1 = 1.82$ м, $h = 3 \cdot 10^{-3}$ м, $\alpha = 75°$. На першому етапі досліджено дюралюмінієва обшивка оболонки $\nu = 0.32$, $E = 68.64655$ ГПА. Параметри одностороннього оребрення: висота ребер $4h$, ширина $2h$; двостороннє оребрення має рівну жорсткість до одностороннього.

Зазначено, що для відносно довгої циліндричної секції положення та жорсткість проміжного шпангоута можуть змінювати просторову структуру форми біфуркації при незначній зміні критичного тиску. Збільшення кількості кільцевих ребер на циліндричній секції перерозподіляє критичну форму між конічною та циліндричною секціями, тоді як зміна кількості стрингерів у дослідженому діапазоні переважно впливає на абсолютний рівень критичного тиску.

Для чотирисекційної конструкції «конус-циліндр-конус-циліндр» розглянуто внутрішнє, зовнішнє та двостороннє ексцентричне оребрення. Для заданої схеми навантаження зовнішнє оребрення забезпечує завищення критичного тиску до 25% порівняно з внутрішнім, а двостороннє (симетричне) оребрення – до 35%. При цьому встановлено ефект перемикання між конкуруючими критичними модами в залежності від осьового зусилля. Для окремих схем підкріплення зміна критичного режиму супроводжується відповідним хвильовим числом та переміщенням області максимальної амплітуди форм біфуркації між різними конічно-циліндричними частинами конструкції (рис. 2).

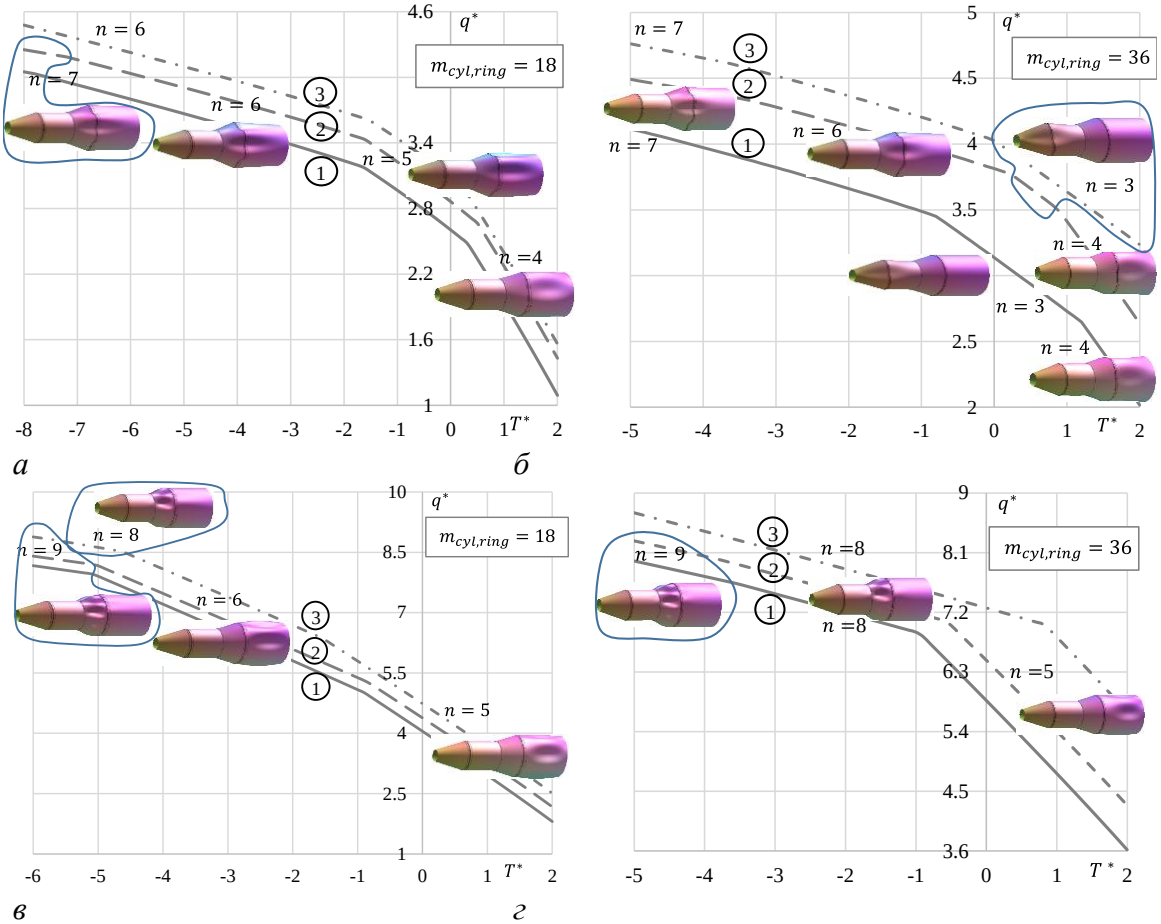


Рисунок 2 – Граничні криві та біфуркаційні форми складених ексцентрично оребрених конструкцій за різних схем оребрення (внутрішнє – суцільні лінії «1», зовнішнє – штрихові «2», двосторонні – штрих-пунктирні «3») та дискретного підкріплення (а, б – шпангоутами в зоні другого спряження; в, г – шпангоутами в усіх трьох зонах спряження), $T^* = T/Eh^2$.

Для оцінювання впливу пружних властивостей матеріалу обшивки розглянуто чотирисекційну конструкцію «конус–циліндр–конус–циліндр», підкріплену стикувальними шпангоутамиу зонах спряження.

Досліджено випадки матеріалу обшивки зі сталі 45 ($E = 215$ ГПа, $\nu = 0.26$, $\rho = 7850$ кг/м^3), мідь стану М ($E = 115$ ГПа, $\nu = 0.34$, $\rho = 8940$ кг/м^3) та дюралюміній ($E =$

68.7 ГПа, $\nu = 0.32, \rho = 2780$ кг/м^3). Для вказаних матеріалів просторові характер критичних мод відповідають формі на рис. 2, в, а тип матеріалу не спричиняє зміни хвильового числа та якісної картини поведінки досліджуваної системи. Зі зменшенням модуля пружності від 215 ГПа для сталі 45 до 115 ГПа для міді та 68.7 ГПа для дюралюмінію критичний тиск зменшується. Порівняно зі сталлю 45 його зниження для міді становить близько 42–48 %, а для дюралюмінію – 63–68 % залежно від режиму навантаження та схеми оребрення. При цьому у дослідженому діапазоні зберігаються хвильові числа та просторові форми критичних мод: при $T^* = -1$ для внутрішнього і зовнішнього оребрення реалізується $n = 6$, а при $T^* = 0$ і $T^* = 2 - n = 5$ для розглянутих випадків.

Висновки. Розвинуто обчислювальний підхід дослідження пружної стійкості складених ексцентрично оребрених оболонкових конструкцій із кількома зонами дискретного спряження. Збільшення кількості секцій та спряжень реалізується зміною структури глобальної дискретної алгебраїчної системи без зміни базових рівнянь окремих секцій.

Встановлено, що зміна параметрів проміжного шпангоута та густоти кільцевого підкріплення впливає на просторову структуру критичної форми, тоді як зміна кількості стрингерів у дослідженому діапазоні переважно визначає рівень критичного осьового тиску.

Для чотирисекційної конструкції показано залежність критичних параметрів від розташування та ексцентриситету підкріплення. Встановлено перемикання між конкуруючими критичними модами зі зміною осьового зусилля, що супроводжується зміною хвильового числа та, в окремих випадках, локалізацією форми біфуркації.

Показано, що пружні властивості матеріалу обшивки істотно впливають на рівень критичного навантаження, але в дослідженому діапазоні не змінюють характер просторової втрати стійкості. Урахування густини матеріалу для раціональної конструкції потребує компромісу між ваговими характеристиками та її несучою здатністю з точки зору локальної і загальної стійкості, що визначає напрям подальшого параметричного дослідження, зокрема розв’язку обернених задач стійкості складених неоднорідних оболонкових систем.

ЛІТЕРАТУРА

1. Hryshchak D. V., Gristchak V. Z., Dyachenko N. M., Kuprikov V. O. Stability and bifurcations of eccentrically reinforced compound shell structures by means of computer algebra. Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu. 2026. No. 4. P. 77–87.
2. Vol'mir A. S. Stability of Elastic Systems. Foreign Technology Division, Air Force Systems Command. Wright-Patterson Air Force Base, Ohio, AD628508, 1965. 1029 p.
3. Pasternak H., Li Z., Juozapaitis A., Daniūnas A. Ring Stiffened Cylindrical Shell Structures: State-of-the-Art Review. Applied Sciences. 2022. Vol. 12, No. 22. Art. 11665.
4. Ifayefunmi O., Ruan D. Buckling of Stiffened Cone–Cylinder Structures Under Axial Compression. International Journal of Applied Mechanics. 2022. Vol. 14, No. 7. 2250075.
5. Gristchak V. Z., Hryshchak D. V., Dyachenko N. M., Sanin A. F., Sukhyy K. M. Bifurcation state and rational design of three-layer reinforced compound cone–cylinder shell structure under combined loading. Space Science and Technology. 2023. Vol. 29, No. 6 (145). P. 26–41.
6. Грищак В. З., Грищак Д. В., Д’яченко Н. М., Купріков В. О. Біфуркаційні стани та візуалізація закритичної деформації тришарових складених конструкцій. Computer Science and Applied Mathematics. 2024. № 2. С. 39–53.

УДК 624.012.45:620.178.3:678.8:536.2

СТРУКТУРНО-ХІМІЧНІ ЗМІНИ МІЖФАЗНИХ ГРАНИЦЬ КОМПОЗИТНОЇ АРМАТУРИ ПІСЛЯ ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО НАГРІВАННЯ

Пілюгін Є.Д.[1], Лаухін Д.В.[2]

[1]доктор філософії, доцент, , e-mail: piliuhyn.y.d@nmu.one
[2]д.т.н., професор, e-mail: laukhin.d.v@nmu.one
[1,2,]кафедра конструювання, технічної естетики і дизайну, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна

Анотація. У роботі досліджено мікроструктурні та елементні зміни композитної скловолоконної арматури після високотемпературного нагрівання до 1000 °C за режимом, близьким до стандартної кривої пожежі ISO 834. Методами растрової електронної мікроскопії та енергодисперсійного рентгенівського аналізу встановлено, що армувальні волокна зберігають геометрію та хімічний склад, тоді як полімерна матриця зазнає незворотної карбонізації з утворенням пористості та руйнуванням міжфазного зв'язку «волокно–матриця». Отримані кількісні критерії деградації можуть застосовуватися для оцінки залишкового ресурсу GFRP-армованих конструкцій після пожежі.

Ключові слова: композитна арматура, GFRP, скловолокно, міжфазні границі, термічна деградація, електронна мікроскопія, EDX-аналіз, карбонізація матриці.

STRUCTURAL AND CHEMICAL CHANGES OF THE INTERFACIAL BOUNDARIES OF COMPOSITE REINFORCEMENT AFTER HIGH-TEMPERATURE HEATING

Yevhenii Piliuhin[1], Dmytro Laukhin[2]

[1]Ph.D., Associate Professor, e-mail: piliuhyn.y.d@nmu.one
[2]Dr. Sc. (Eng.), Professor, e-mail: laukhin.d.v@nmu.one
[1]Ph.D. (Eng.), Professor, e-mail: fedoriachenko.s.o@nmu.one
[1,2,3]Department of KTED, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper examines microstructural and elemental changes in glass-fiber composite (GFRP) reinforcement after heating to 1000 °C under a regime close to the standard ISO 834 fire curve. Scanning electron microscopy and energy-dispersive X-ray analysis revealed that the reinforcing fibers retain their geometry and chemical composition, while the polymer matrix undergoes irreversible carbonization accompanied by porosity formation and failure of the fiber–matrix interfacial bond. The obtained quantitative degradation criteria can be used to assess the residual capacity of GFRP-reinforced structures after fire exposure.

Keywords: composite reinforcement, GFRP, glass fiber, interfacial boundaries, thermal degradation, electron microscopy, EDX analysis, matrix carbonization.

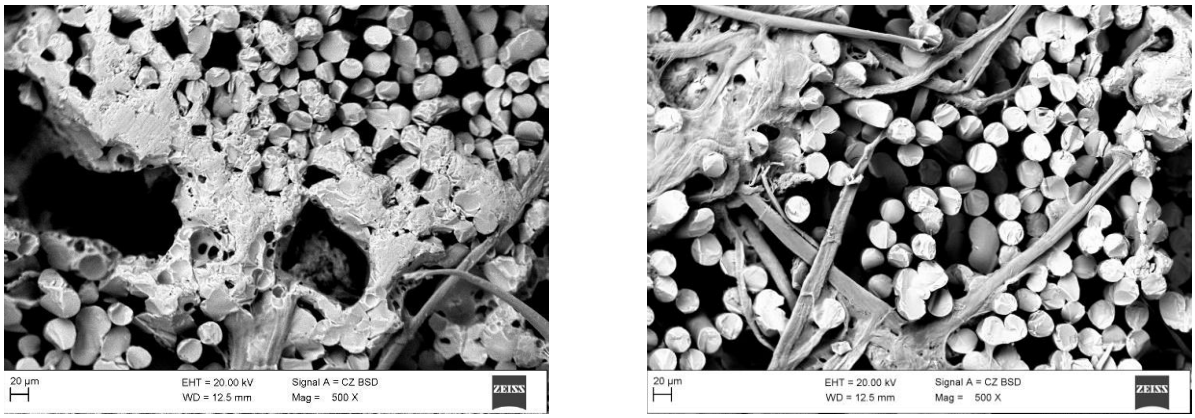
Вступ. Скловолоконна полімерна арматура (GFRP) дедалі активніше застосовується в залізобетонних конструкціях завдяки корозійній стійкості та малій питомій вазі [3], проте її головним обмеженням є низька термостійкість полімерної матриці. За результатами попереднього чисельного моделювання встановлено, що критична температура 460 °C на рівні арматури за кривою пожежі ISO 834 [2] досягається вже через 30 хв, залишаючи запас лише 15–20 хв до початку деградації матриці (Tg ≈ 120 °C) [1]. Більшість зарубіжних досліджень зосереджена на оцінці залишкової міцності GFRP-арматури після нагрівання [4, 5], тоді як мікромеханізм відмови на рівні контакту «волокно–матриця» описано переважно якісно.

Мета роботи. встановити характер мікроструктурних і елементних змін композитної скловолоконної арматури після високотемпературного нагрівання на основі аналізу стану волокон, полімерної матриці та їх міжфазної границі.

Матеріал і результати досліджень. Досліджувалася композитна арматура діаметром 14 мм [3] у складі бетонних кубів B30. Нагрівання здійснювалося в печі СНО 4/1100В4ПІД до 1000 °C за режимом, близьким до ISO 834 [2], з повільним охолодженням разом із піччю. Структуру вивчали методами РЕМ (20 кВ, SE/BSE, ×100–×500) та EDX (картографування, лінійне сканування, точковий аналіз), порівнюючи з контрольними зразками у стані поставки.

СЕМ-дослідження. виявили суттєве зростання пористості матеріалу з утворенням великих порожнин і каналів вигоряння полімерного сполучного (рис. 1); частина скловолокон оголена внаслідок відшарування матриці від їхньої поверхні. При цьому самі волокна

зберігають кругле поперечне січення та безперервність — ознак плавлення чи руйнування не виявлено.



а *б*

Рисунок 1 – СЕМ, ×500: оголені волокна в пористій матриці після нагрівання (а); зони точкового EDX-аналізу, спектри 10–15 (б)

Канали вигоряння матриці (рис. 1, а) переважно успадковують просторову орієнтацію армувального джгута: порожнини витягнуті вздовж напрямку волокон і з'єднуються між собою, формуючи наскрізну пористу сітку для виходу летких продуктів термодеструкції. На ділянках із більшим збільшенням (рис. 1, б) помітні поодинокі фрагменти обвугленого сполучного, що зберігаються на поверхні окремих волокон у вигляді тонкої плівки, — це свідчить про нерівномірність теплового впливу по перерізу стержня та про поступовий, а не миттєвий характер вигоряння матриці. Границя між оголеними та ще вкритими матрицею ділянками волокон є нерізкою, що узгоджується з поступовим просуванням фронту термодеструкції від периферії стержня до його осі.

EDX-аналіз. у зонах, показаних на рис. 1б (табл. 1), розділяє переріз на дві статистично відмінні зони. У волокнах (Si > 10 %) склад практично не відрізняється від стану поставки: Si 24,6 %, Ca 17,9 %, Al 6,3 %. У деградованій матриці (Si < 5 %) вміст C зростає до 61,4 %, O — до 36,5 % за одночасного зникнення Si і Ca — прямий доказ карбонізації полімерного сполучного.

Розподіл спектрів між двома зонами не є різким порогом, а відображає статистичний розкид: окремі точки з проміжними значеннями Si (5–10 %) відповідають перехідним ділянкам на межі «волокно–залишки матриці», де в межах збудженого об'єму електронного пучка (кілька мікрометрів) одночасно потрапляють сигнали від волокна і сусідньої пористої матриці. Співвідношення Ca/Si у зоні волокон (0,73) відповідає типовому хімічному складу лугостійкого (AR) скла і підтверджує, що навіть за екстремального теплового впливу силікатна фаза волокон не зазнає помітної зміни елементного стану, тоді як у зоні матриці це співвідношення фактично втрачає фізичний сенс через одночасне зникнення обох елементів.

Таблиця 1 – Точковий EDX-аналіз композитної арматури після нагрівання до 1000 °C, мас. %

Зона	n	C	O	Al	Si / Ca
Волокна (Si>10%)	10	26,5	31,8	6,3	24,6 / 17,9
Матриця (Si<5%)	5	61,4	36,5	0,4	0,3 / 1,1

Картографування (рис. 2) підтверджує локалізацію Si, Ca, Al, Mg виключно в межах волокон і концентрацію C у залишках матриці. Лінійне сканування (рис. 3, 150,5 мкм) показує зростання середньої інтенсивності Si до 97,2 імп. (проти 51,8–76,7 у стані поставки) та стандартного відхилення до 24,5 імп. (проти 10,1) — межа «волокно–матриця» після нагрівання стає різкою замість плавної.

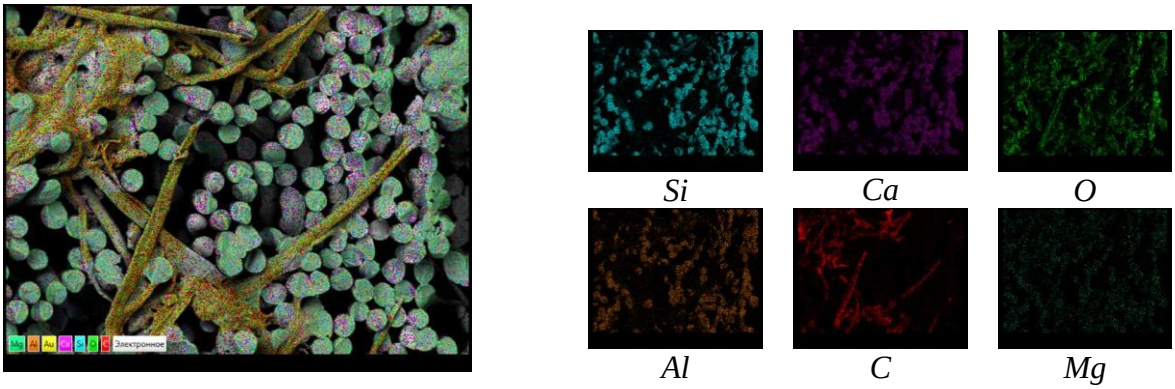
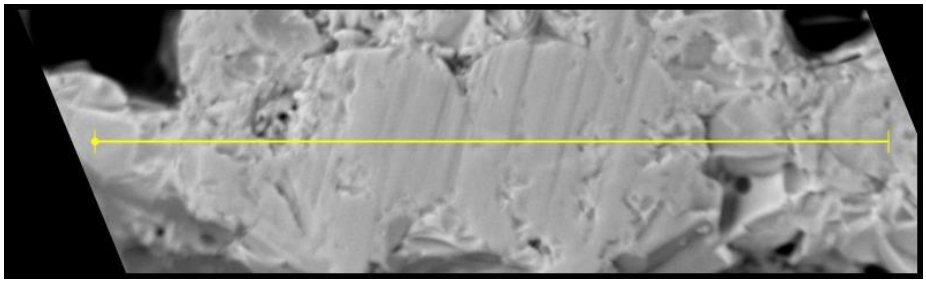


Рисунок 2 – Карта розподілу елементів у перерізі арматури після нагрівання до 1000 °C



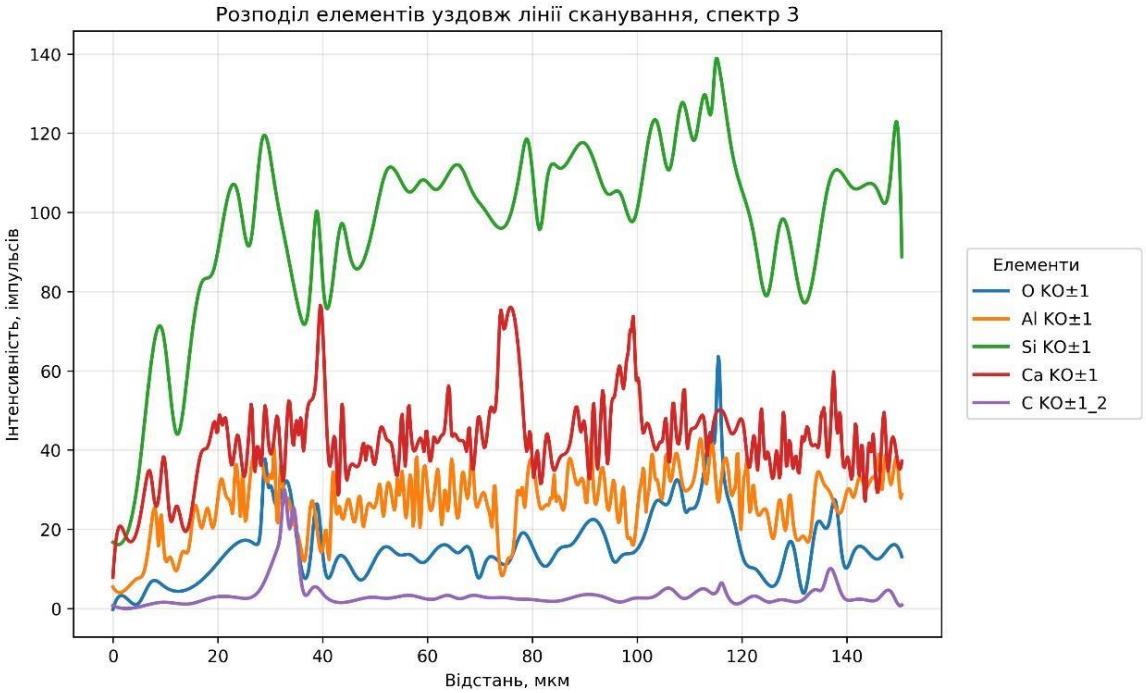


Рисунок 3 – Розташування лінії сканування (а) та розподіл інтенсивності Si, Ca, Al, O, C уздовж лінії сканування (б)

Порівняння отриманих карт з результатами EDX-аналізу зразків у стані поставки та після 28-добового тверднення в лужному середовищі бетону (без теплового впливу) показує, що розподіл Si, Ca та Al у волокнах в усіх трьох станах залишається практично ідентичним, а відмінності не перевищують похибки методу. Це підтверджує хімічну стійкість силікатного скла типу AR в умовах нормальної експлуатації та дозволяє віднести всі зафіксовані після нагрівання зміни виключно до дії високої температури, а не до хімічної взаємодії з цементним каменем. Карта розподілу Mg фіксує слідові концентрації елемента рівномірно в межах волоконної фази, що узгоджується з домішковим вмістом MgO в складі силікатного скла, і не виявляє ознак міграції чи локального накопичення після нагрівання. Натомість карта C демонструє характерний перехід від тонких ліній уздовж контуру волокон у стані поставки

(залишки просочувального шару) до суцільних плям у міжволоконному просторі після нагрівання — прямий відбиток карбонізованих залишків полімерного сполучного, що заповнюють утворені порожнини.

Періодичність піків Si уздовж лінії сканування (рис. 3) відповідає послідовному перетину окремих армувальних волокон діаметром 19–38 мкм, що узгоджується з даними оптичної мікроскопії. Ширина перехідних ділянок між сусідніми максимумами Si після нагрівання зросла приблизно вдвічі порівняно зі станом поставки, що кількісно відображає розширення зони руйнування міжфазного зв'язку «волокно–матриця» та утворення контактних порожнин навколо волокон.

Механізм деградації. Волокна зберігають геометрію, орієнтацію та хімічний склад; матриця зазнає незворотної карбонізації з руйнуванням адгезії на межі «волокно–матриця». Оскільки саме матриця забезпечує спільну роботу волокон, втрата її цілісності веде до фактичної втрати армувальної функції композиту навіть за збереження самих волокон — на відміну від сталі А500С, яка зберігає конструктивну цілісність і після фазових перетворень при нагріванні.

Висновки. Нагрівання композитної арматури до 1000 °С спричиняє незворотну карбонізацію полімерної матриці: вміст карбону в зоні матриці зростає до 61 %, кисню — до 36,5 % за практичного зникнення Si і Ca, тоді як армувальні волокна зберігають геометрію та хімічний склад, близький до вихідного (Si ≈ 24,6 %, Ca ≈ 17,9 %, Al ≈ 6,3 %). Основним механізмом деградації є вигоряння полімерного сполучного з утворенням пористості та відшаруванням матриці від поверхні волокон, що підтверджено електронно-мікроскопічно (рис. 1) та кількісно — зростанням неоднорідності сигналу Si за лінійним профілем (σ = 24,5 проти 10,1 імп. у стані поставки, рис. 3). Отримані структурні й хімічні критерії деградації можуть застосовуватися для оцінки залишкового ресурсу GFRP-армованих конструкцій після пожежі.

ЛІТЕРАТУРА

1. Пілюгін Є.Д., Ротт Н.О. Вплив температури на поведінку композито-бетону: чисельне моделювання. Вісник ХНАДУ. 2025. №110. С. 24–32.
2. ISO 834-1:1999. Fire-resistance tests — Elements of building construction — Part 1: General requirements. Geneva: ISO, 1999. 25 p.
3. ДСТУ 9065:2021. Арматура композитна для армування бетонних конструкцій. Загальні технічні умови. Київ: ДП «УкрНДНЦ», 2021. 34 с.
4. Hajiloo H., Green M. F., Gales J. Mechanical properties of GFRP reinforcing bars at high temperatures. Construction and Building Materials. 2018. Vol. 162. P. 142–154.
5. Nigro E., Cefarelli G., Bilotta A., Manfredi G., Cosenza E. Fire resistance of concrete slabs reinforced with FRP bars. Part I: experimental investigations on the mechanical behavior. Composites Part B: Engineering. 2011. Vol. 42, № 6. P. 1739–1750.

УДК 539.3

ВПЛИВ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ТА КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ НА ДОВГОВІЧНІСТЬ РОТОРА СУДНОВОГО ГТД

Н.В. Сметанкіна[1], С.О. Моргун[2]

[1]д-р техн. наук, професор, завідувачка відділом вібраційних та термоміцнісних досліджень, email: nsmetankina@ukr.net
Інститут енергетичних машин та систем НАН України, Харків, Україна
[2]канд. техн. наук, доцент, e-mail: serhii.morhun@nuos.edu.ua
[2]кафедра інженерної механіки та технології машинобудування, Національний університет кораблебудування імені адмірала Макарова, Миколаїв, Україна

Анотація. У роботі розглянуто проблему визначення довговічності лопаткових вінців ротора компактного суднового газотурбінного двигуна. Досліджено вплив на довговічність ротора експлуатаційних параметрів, зокрема температури та тиску турбулентного газового потоку, а також конструктивних особливостей самих лопаток, зокрема параметрів охолоджуючої порожнини пера лопатки. Отримані дані дозволяють розпочати процес оптимізації конструкції ротора.

Ключові слова: *довговічність, ротор суднового ГТД, турбулентний газовий потік, охолоджуюча порожнина лопаток, тиск та температура.*

INFLUENCE OF THE EXPLUATATION AND CONSTRUCTIONAL PARAMETERS ON THE MARINE GAS TURBINE ENGINE DURABILITY

Natalia Smetankina[1], Serhii Morhun[2]

[1]Dr. Sc., Professor, Head of the vibration and thermostability studies, email: nsmetankina@ukr.net
Anatolii Pidhornyi Institute of power machines and systems, National Academy of Sciences of Ukraine, Kharkiv, Ukraine
[2]Ph.D., Associate Professor, e-mail: serhii.morhun@nuos.edu.ua
[1,2]Department of Engineering Mechanics and Machinebuilding Technology, Admiral Makarov National university of Shipbuilding, Mykolaiv, Ukraine

Abstract. The paper is devoted to the problem of the compact marine gas turbine engine rotor blades durability. The influence of operational parameters such as temperature and pressure of the turbulent gas flow on the rotor durability, as well as the design features of the blades themselves, and the parameters of the blade airfoil cooling empty were studied. The obtained results give an opportunity to start the process of the rotor design optimization.

Keywords: *durability, gas turbine engine rotor, turbulent gas flow, cooling cavity, pressure and temperature.*

Вступ. Відповідно до статистичних даних аналізу відмов елементів турбомашин, які використову-ються в енергомашинобудуванні, встановлено, що причинами не менше 85% відмов стають руй-нування деталей, викликані їх втомою [1]. Більше того, відповідно до статистичних даних, втомне руйнування призводить до значно нижчого рівня довговічності, ніж той, що був розрахований [2]. З іншого боку, відомо, що однією з тенденцій ро-звитку сучасного енергомашинобудування є значне збільшення потужності турбомашин з од-ночасним підвищенням їх надійності та довговіч-ності [3]. Одним із напрямків цього процесу є підвищення температури робочого тіла при його виході з камери згоряння [4]. Існує два основних напрямки досліджень втомної міцності машино-будівних деталей. Перший полягає в розробці ме-тодів випробування втомної довговічності на натурних деталях [5]. Другий - це розробка методів розрахункової оцінки втомної довговічності деталей на основі використання результатів ви-пробувань втоми матеріалів стандартних зразків [6].

В процесі роботи ротор суднового га-зотурбінного двигуна знаходиться під одночас-ною дією декількох негативних факторів, спричинених впливом на нього високотемпературного потоку робочого тіла. В роботах [7, 8] негативні чинники, що виникають при роботі ротора, детально розглянуті та наведені поля тиску, темпе-ратури, механічних та температурних напружень на поверхні ротора. Значення цих параметрів і характер роботи ротора суднового ГТД свідчать про необхідність проведення досліджень щодо його термовтомної міцності. Але для реальних експериментів на лопатках та дисках суднових газотурбінних двигунів потрібна складна, високо-точна та високовартісна апаратура. Схеми прове-дення експериментів часто унікальні та інно-ваційні у кожному конкретному випадку. Експе-риментальні дослідження втомної міцності лопат-кового апарату суднових ГТД вкрай утруднені не тільки через високу

температуру і тиск, а й через обертання ротора під час роботи [9]. Також лопатки є конструктивно неоднорідними твердими тілами складної криволінійної геометричної фор-ми, що, в свою чергу, ускладнює розміщення тен-зодатчиків та термометричної апаратури [10].

Мета та задачі досліджень. Метою роботи є визначення максимальних еквівалентних напружень та довговічності лопаток ротора суднового газотурбінного двигуна під дією потоку робочого тіла.

Для досягнення мети дослідження необхідно вирішити наступні задачі дослідження:

- розробити високоточну математичну модель для розрахунку втомної міцності роторів судно-вих ГТД. Ця методика повинна достовірно опису-вати реальні умови експлуатації ротора, одночас-но забезпечуючи точність та достовірність отри-маних результатів;
- визначити вплив температури та тиску газового потоку на довговічність лопатки;
- визначити вплив конструкції охолоджуючої порожнини лопатки на рівень максимальних екві-валентних напружень в її пері.

Матеріал і результати досліджень. Відповідно до теорії Серенсена-Когаєва залежність розподілу ймовірності руйнування лопатки:

$$F(\sigma_{max}) = 1 - \exp\left(-\int_{\sigma_{max} f(X,Y,Z)>0} \left[\frac{\sigma_{max} f(X,Y,Z)}{\sigma_0}\right]^{\alpha_f} \frac{dV}{V_0}\right) \quad (1)$$

де V_0 – одиничний об'єм зразка матеріалу лопатки, м^3; σ_0 – границя міцності матеріалу лопатки, МПа; σ_{max} – напруження, що викликає руйнування лопатки, МПа; $0 \le f(X,Y,Z) \le 1$ – безрозмірна функція координат лопатки; α_f – параметр розподілу.

Математичне очікування напруження руйнування має наступний вигляд:

$$\overline{\overline{\sigma}}_{max} = \sigma_0 \left(\frac{V_0}{V^*}\right)^{1/\alpha_f} \Gamma\left(1 + \frac{1}{\alpha_f}\right) \quad (2)$$

де $V^* = \int_V [f(X,Y,Z)]^{\alpha_f} dV$ – приведений об'єм; Г – гамма-функція.

Відношення математичних очікувань для реальної лопатки та еталонного зразка матеріалу має наступний вигляд:

$$\frac{\overline{\overline{\sigma}}_{max1}}{\overline{\overline{\sigma}}_{max2}} = \left(\frac{V_2^*}{V_1^*}\right)^{1/\alpha_f} \quad (3)$$

де $\overline{\overline{\sigma}}_{max1}$ – це середнє значення границі витривалості (σ_{-1}) еталонного зразка матеріалу лопатки; де $\overline{\overline{\sigma}}_{max2}$ – це середнє значення границі витривалості (σ_{-1}) матеріалу реальної лопатки.

Для скінчено-елементної апроксимації елементів ротора використовується тривимірний криволінійний скінчений елемент гексагонального типу [7, 8]. Тоді приведений об'єм скінченого елемента визначається наступним чином:

$$V_e = \iiint_{-1}^{1} [f_e(X,Y,Z)]^{\alpha_f} \det[J(P\Gamma\Theta)] dP d\Gamma d\Theta \quad (4)$$

e = 1,…,j

де V_e – приведений об'єм скінченого елемента; J – якобіан.

Безрозмірна функція координат скінченого елемента визначається за допомогою наступної залежності:

$$f_e(X,Y,Z) = \sum_{i=1}^{n} N_i \frac{\sigma_i}{\sigma_{max}} \quad (5)$$

e = 1,…, j; i = 1,….,8

де $f_e(X,Y,Z)$ – функція координат скінченого елемента; N_i – функції форми в вузлах скінченого елемента; σ_i – напруження в i-ому вузлі скінченого елемента; $\overline{\sigma}_{max}$ – максимальне динамічне напруження в лопатці.

Під час проведення дослідження було визначено, що найбільш значний вплив на довговічність та втомну міцність лопаток мають високі темпера-тури та тиск турбулентного потоку робочого тіла. Вплив температури потоку робочого тіла наведено в табл. 1.

Таблиця 1 – Залежність максимальних еквівалентних напружень в лопатках першого лопаткового вінця та їх довговічності від температури на поверхні лопаток

Номер гармоніки моди вимушених коливань , *k*	**Частота вимушених коливань *f*, Гц**	**Максимальні еквівалентні напруження $\bar{\sigma}_{max}$, МПа**	**Довговічність *N*, циклів**
Температура на поверхні лопатки T = 300°C			
k = 2	1139,6	127,9	$0{,}154 \times 10^9$
k = 3	2574,2	196,4	
k = 4	2718,5	327,9	
Температура на поверхні лопатки T = 550°C			
k = 2	1065,9	267,4	$0{,}997 \times 10^8$
k = 3	2312,8	296,4	
k = 4	2456,9	327,9	
Температура на поверхні лопатки T = 800°C			
k = 2	992,6	384,2	$0{,}582 \times 10^8$
k = 3	2184,6	497,9	
k = 4	2275,3	520,4	

Аналіз діаграми, наведеної на рис. 1, свідчить, що зі зростанням тиску потоку робочого тіла довговічність лопаток значно зменшується. Також слід відзначити той факт, що тиск потоку на лопатках першого вінця у 800 кПа є робочим і він приз-водить до появи найбільших еквівалентних напружень та частот його вимушених коливань.

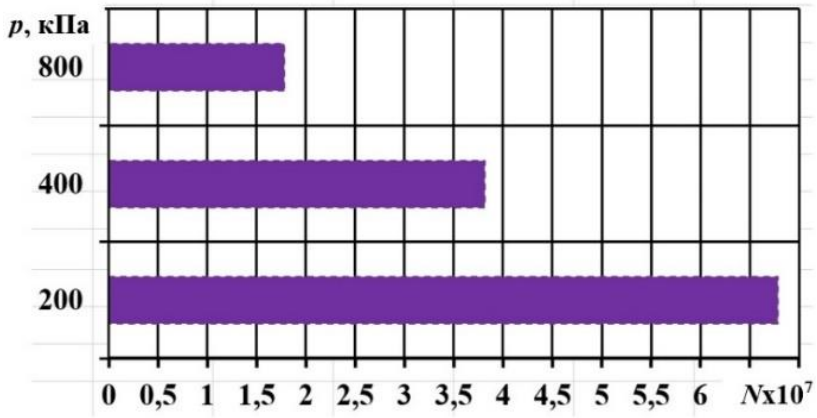


Рисунок 1 – Залежність довговічності лопаток вінців ротора суднового ГТД від тиску потоку на поверхні лопаток

Висновки. В роботі розглянуті питання втомної міцності та довговічності лопаток ротора з урахуванням комплексного впливу тиску та високої температури турбулентного газового потоку. Розроблена математична модель з використанням гіпотези накопичення втомних пошкоджень Серенсена – Когаєва та рівняння Багсі поєднує в собі високу точність отриманих результатів та простоту розрахункової методики. Також були проведені дослідження впливу геометричних параметрів пера лопатки та охолоджуючих каналів на її втомну міцність.

Отримані в роботі результати в подальшому можуть бути використані в якості вихідних даних під час досліджень довговічності лопаток, що знаходяться під дією деформації повзучості, та при розрахунках довговічності лопаток з тріщинами.

ЛІТЕРАТУРА

1. Duriagina, Z. A., Kulyk, V. V., Filimonov, O. S., Trostianchyn, A. M., Sokulska, N. B. The role of stress-strain state of gas turbine engine metal parts in predicting their safe life. Progress in Physics of Metals, 2021, vol. 22, is. 4, pp. 643−677. https://doi.org/10.15407/ufm.22.04.643.
2. Guz, A. N., Bogdanov, V. L., Nazarenko, V. M. Basic principles of fracture mechanics of materials loaded along cracks. Advanced Structured Materials, 2020, vol. 138, pp. 61-148. https://doi/10.1007/978-3-030-51814-1_2.
3. Guz, A. N. Nonclassical problems of fracture/failure mechanics: on the occasion of the 50th anniversary of the research. International Applied Mechanics, 2019, vol. 55, is. 4, pp. 343-415. https://doi.org/10.1007/s10778-019-00960-4
4. Bogdanov, V., Dovzhyk, M., Nazarenko, V. Analysis of the beam approximation applicability in problems on compression of bodies along closely spaced cracks. Advanced Structured Materials, 2024, vol. 204, pp. 59-80. https://doi.org/10.1007/978-3-031-54063-9_5
5 Maktouf, W., Ammar, K., Ben Naceur, I., Sai, K. Multiaxial high-cycle fatigue criteria and life pre-diction: application to gas turbine blade. International Journal of Fatigue, 2016, vol. 92, pp. 25–35. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.06.24
6 Valeev, S., Kondratyeva, N. Life test optimization for gas turbine engine based on life cycle information support and modeling. Energies, 2022, vol. 15, pp. 68 – 74. https://doi.org/10.3390/en15196874
7. Morhun, S., Vilkul, S. Gas dynamic analysis of the modern single shaft gas turbine engine flow path. International Journal of Turbo and Jet Engines, 2023, vol. 40, is s1, pp. s271-s278. https://doi.org/10.1515/tjj-2022-0019.
8. Morhun, S. Determination of the modern single shaft gas turbine rotor thermal stresses. Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2024, vol. 54, is. 1, pp. 46-60. https://doi.org/10.55787/jtams.24.54.1.046
9. Zagorodny, A., Bogdanov, V., Ermoliev, Yu., Kulyk, M. Development of top-down and bottom-up methodology using risk functions for systems with multiplicity of solutions. Studies in Systems, Decision and Control, 2023, vol. 454, pp. 3-23. https://doi.org/10.1007/978-3-031-22464-5_1.
10 Narasimbachary, S. B., Smith, K., Schinde, R. S., Amann, C., Kadau, K., Iyer, S.: Life assessment of large turbine blades. Proceedings of ASME Turbo Expo 2019: Turbomachinery Technical Conference and Exposition, 2019. https://doi.org/10.1115/GT2019-91630

УДК 532.595

ОСОБЛИВОСТІ ФОРМУВАННЯ ПОВЕРХНЕВИХ ХВИЛЬ ПРИ РІЗНИХ РЕЖИМАХ ДИНАМІЧНОГО ЗБУДЖЕННЯ КОНСТРУКЦІЙ З РІДИНОЮ

О.С. Лимарченко[1], О.В. Константинов[2], Л.І. Слойка[3], П.О. Пляс[4]

[1]д.т.н., професор, e-mail: olelim2010@ukr.net
[1]д.ф.-м.н., e-mail: akonst.im@ukr.net
[3]аспірант, e-mail: liubomyr.sloika@gmail.com
[4]аспірант, e-mail: pasha_plyas@ukr.net
[1]відділ реології Інституту механіки ім. С.П. Тимошенка НАН України, Київ, Україна
[2,4]відділ математичних проблем механіки та теорії керування Інституту математики НАН України, Київ, Україна
[3]аспірант кафедри комп'ютерних методів механіки і процесів керування Київського національного університету імені Тараса Шевченка, Київ, Україна

Анотація. Розглянуто задачу поверхневого хвилеутворення в резервуарах конструкцій з рідиною. Показано відмінності у формуванні хвиль в околі резонансу при гармонічному і імпульсному збудженні руху тіла-носія, при кутових рухах і в режимі параметричного збудження. Показано, що в безпосередній близькості до резонансу хвилі за формою спрощуються через послаблення впливу високочастотних складових, хоча суттєво проявляється модуляція. Навпаки, в імпульсному режимі і в дорезонансній області збудження вплив вищих гармонік спектра є вагомим і проявляється ще й у дрейфі середнього значення. Для інженерної задачі про відсічку тяги основного двигуна ракети-носія показано як специфічна хвиля впливає на показання датчика рівня рідини, що призводить до помилкового тлумачення динамічних процесів.

Ключові слова: *конструкції з рідиною, поверхневе хвилеутворення, динамічне збудження, задача про відсічку тяги.*

SPECIFIC FEATURES OF FORMATION OF SURFACE WAVES FOR DIFFERENT MODES OF DYNAMIC DISTURBANCE OF STRUCTURES WITH LIQUID

O.S. Limarchenko[1], O.V. Konstantinov[2], L.I. Sloika[3], P.O. Plyas[4]

[1]doctor of sciences, professor, e-mail: olelim2010@ukr.net
[1]doctor of sciences, e-mail: akonst.im@ukr.net
[3]postgraduate student, e-mail: liubomyr.sloika@gmail.com
[4]postgraduate student, e-mail: pasha_plyas@ukr.net
[1]rheology department of the S.P. Timoshenko Institute of Mechanics, NAS of Ukraine, Kyiv, Ukraine
[2,4]department of mathematical problems of mechanics and control theory of the Institute of Mathematics NAS of Ukraine, Kyiv, Ukraine
[3]postgraduate student of the department of computer methods of mechanics and control processes of The TarasShevchenko Kiev Kyiv National University, Kyiv, Ukraine

Abstract. The problem of surface wave generation is reservoirs of structures with liquid is considered. We show differences in the formation of waves in the vicinity of resonance for harmonic and impulse excitation of motion of the carrying structure. Differences in the formation of waves near resonance and pulse disturbance of oscillations of the carrying structure and for angular motion and in the mode of parametric disturbance were described. In the close vicinity of the resonance, the shape of waves becomes simpler due to the weakening of the effect of high-frequency components, although modulation manifests considerably. On the contrary, for pulse mode and in the below-resonance domain of disturbance, the influence of high harmonics of the spectrum is considerable, and the effect of drift of the mean level of oscillations is substantial. For the engineering problem of the vehicle main engine shut-off, it is shown how the specific surface wave affects the reading of the liquid level sensor, which can result in erroneous interpretation of dynamic processes.

Keywords: *structure with liquid, surface wave generation, dynamic disturbance, problem of the thrust shut-off.*

Вступ. Задачі динаміки конструкцій з рідиною є вагомою складовою динамічних моделей літальних апаратів. В існуючих дослідженнях переважно розглядаються задачі для таких систем на основі лінійних моделей або поведінка конструкцій в околі основного

резонансу при заданому поступальному русі тіла-носія, де використовуються нелінійні алгоритми. Дослідження динаміки таких систем у режимі сумісного руху рідини і конструкції, при кутових рухах конструкції (які є домінуючими для літальних апаратів) і в режимі параметричного збудження коливань розвинені в недостатній мірі. Недостатню увагу також приділяли дослідженню динаміки таких систем у випадку резервуарів нециліндричної форми. Саме з цією метою були створені алгоритми моделювання конструкцій з рідиною з вільною поверхнею, орієнтовані на дослідження задач, більш пов'язаних з потребами практики [1, 2].

Мета роботи. Дослідити специфіку формування поверхневих хвиль при різних динамічних способах збудження руху системи рідина – конструкція в рамках нелінійних збурень рідини.

Математичні моделі системи. Згідно з характеристиками рідин, що заповнюють резервуари літальних апаратів, на основі критерію Рейнольдса прийнято модель рідини з вільною поверхнею, яка ґрунтується на теорії примежового шару, тобто основний об'єм рідини моделюється в рамках моделі ідеальної рідини з введенням потенціалу швидкостей φ і векторного потенціалу Стокса-Жуковського $\vec{\Omega}$. Тоді швидкість руху частинок рідини можна представити як $\vec{v} = \vec{\nabla}\varphi + \vec{\nabla}(\vec{\omega}\cdot\vec{\Omega}) + \dot{\vec{\varepsilon}}$. Тут швидкості поступального і кутового руху конструкції будуть відповідно $\dot{\vec{\varepsilon}}$ і $\vec{\omega}$. Для вільної поверхні вводиться додаткова змінна $z = \xi(x,y,t)$, яка є наперед невідома і її зміна визначається в часі. Прийнято такі розклади невідомих за формами коливань вільної поверхні рідини

$$\xi = \sum_n a_n(t)\psi_n(r,\theta),\quad \varphi = \sum_n b_n(t)\psi_n(r,\theta)\frac{ch\,\chi_n(z+H)}{\chi_n sh\,\chi_n H},\quad \vec{\Omega} = \vec{\Omega}_0 + \sum_n \vec{q}_n(t)\psi_n(r,\theta)\frac{ch\,\chi_n(z+H)}{\chi_n sh\,\chi_n H}.$$

Тепер рух системи характеризується набором дискретних параметрів $a_i, b_i, \vec{q}_i$. Згідно з теореми: безвихровий рух ідеальної однорідної рідини повністю характеризується рухом її границь, величину a_i слід розглядати як незалежну, а величини $b_i, \vec{q}_i$ є залежними. Форму такої залежності можна знайти аналітично з кінематичної граничної умови на вільній поверхні

$$\frac{\partial\xi}{\partial t} + \vec{\nabla}\xi\cdot\left[\vec{\nabla}\varphi_0 + \vec{\nabla}(\vec{\omega}\cdot\vec{\Omega}) - \dot{\vec{\varepsilon}} - \vec{\omega}\times\vec{r}\right] = \frac{\partial\varphi_0}{\partial z} + \vec{\omega}\frac{\partial\vec{\Omega}}{\partial z} - \dot{\varepsilon}_z - (\vec{\omega}\times\vec{r})|_z,\ z = \xi.$$

В підсумку це дозволяє одержати на основі варіаційного принципу Гамільтона динамічну модель системи конструкція – рідина з вільною поверхнею в амплітудних параметрах руху рідини a_i і параметрах поступального руху тіла-носія $\dot{\vec{\varepsilon}}$ і $\vec{\omega}$.

$$\sum_{n=1}^{N} p_{rn}\ddot{a}_n + \sum_{n=N+1}^{N+3} p_{rn}\ddot{\varepsilon}_{n-N} + \sum_{n=N+4}^{N+6} p_{rn}\ddot{\alpha}_{n-N-3} = q_r,\quad r=1,2\ldots,N+6.$$

Коефіцієнти цих рівнянь визначаються як квадратури від форм коливань рідини, визначення яких є достатньо простим.

Для моделювання нелінійної динаміки конструкцій з рідиною переважно бралося від 10 до 14 форм коливань рідини. При цьому важливим було те, що у випадку сумісного руху системи частоти визначаються не як парціальні, а з рівнянь сумісного руху системи, тобто з рівності нулю визначника, куди входять інерційні характеристики поступального і обертального руху конструкції

$$\begin{vmatrix} \lambda^2-\omega_1^2 & \frac{1}{\alpha_1^{\vartheta}}B_{1x}^1\lambda^2 & \frac{1}{2\alpha_1^{\vartheta}}E_{11}^{1*}\lambda^2 \\ \frac{\rho}{M_r+M_l+M_t}B_{1x}^1\lambda^2 & \lambda^2 & \frac{\rho}{M_r+M_l+M_t}F_2^1\lambda^2 \\ E_{11}^{1*}\lambda^2 & 2F_2^1\lambda^2 & 2\lambda^2\left(\frac{1}{\rho}I_{res}^{11}+E_{11}^2\right)-\frac{2g}{\rho}\left(M_r(R_x+0.25h)+M_l(R_x+0.5h)\right) \end{vmatrix}$$

Важливо відзначити, що зміна частот відбувається лише для форм коливань, які відповідають рухам рідини, які призводять до зміни положення центру мас рідини. У випадку кругових циліндричних резервуарів зміна відбувається лише для форм, які відповідають коловому номеру $m=1$. Тоді порушується черговість розташування форм в порівнянні з випадком несумісного руху, а значить, і прояв основних динамічних властивостей.

Важливо відзначити принципово новий підхід до постановки задач динаміки тіл з рідиною, коли нелінійні механізми розвитку процесів враховуються більш повно, розглядаються режими сумісного руху складових системи і не приймаються штучні гіпотези щодо модулювання частотних характеристик окремих форм коливань рідини і нехтування коливаннями вищих гармонік спектра на власних частотах. Такі можливості динамічного моделювання призвели до розгляду нових, більш близьких до практики постановок задач динаміки конструкцій з рідиною, які представлені на рис. 1.

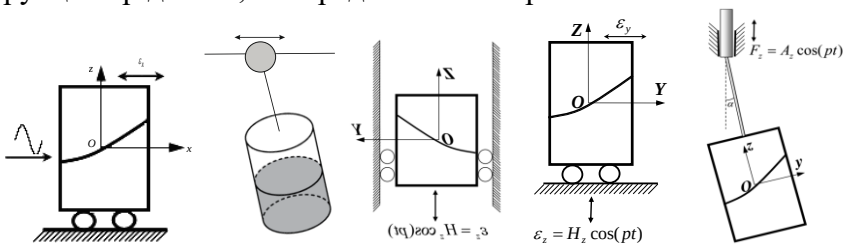


Рисунок 1. Нові класи нелінійних задач динаміки конструкцій з рідиною

Закономірності хвилеутворення. Дослідження основних особливостей хвилеутворення свідчить про такі основні закономірності. При гармонічному збудженні руху системи в околі резонансу внесок вищих гармонік спектра у формування поверхневих хвиль послаблюється, сильно проявляється ефект модуляції, період якої зростає. При віддаленні від області резонансу період модуляції зменшується і поступово збільшується внесок вищих гармонік спектру. При збудженні коливань на віддаленні від резонансу (на половинній частоті резонансу) ефект вищих гармонік спектра значно підсилюється, а ефект модуляції послаблюється. Водночас проявляється дрейф середнього значення коливань. При порівнянні коливань рідини при поступальному і кутовому рухах тіла-носія слід відзначити, що збудження осесиметричних форм коливань у випадку кутового руху тіла-носія є слабшим. Нові елементи в постановці задач параметричного збудження коливань тіл з рідиною полягають в наданні тілу-носії додаткових ступенів вільності, зокрема, поступальних і кутових рухів. Як відомо, в класичній задачі Фарадея про параметричне збудження коливань тіло-носій може здійснювати лише вертикальні коливання за заданим гармонічним законом. З одного боку, таке збільшення ступенів вільності системи повніше відповідає практичним задачам, а з другого боку, це призводить до одночасного прояву режимів параметричних і вимушених коливань. Більше того, в підсумку, на відміну від класичної постановки задачі Фарадея, стає можливим збудити коливання рідини не лише в малій зоні зміни частот, які відповідають нестійкості рівноважного стану рідини, а й на будь-якій частоті.

Приклади. Розглянемо приклад збудження коливань рідини при одночасному прояві параметричного механізму збудження коливань рідини і режиму вимушених коливань рідини. Такий режим проявляється при вимкненні тяги основного двигуна ракети-носія. Вважається, що в момент вимкнення основного двигуна на вільній поверхні рідини є певна несиметрична хвиля. Вимкнення відповідає зменшенню поздовжньої тяги двигуна від $4{,}1g$ до $0{,}1g$ за 1 секунду. Загальна схема задачі і графік послідовних в часі положень вільної поверхні рідини показані на рис. 2.

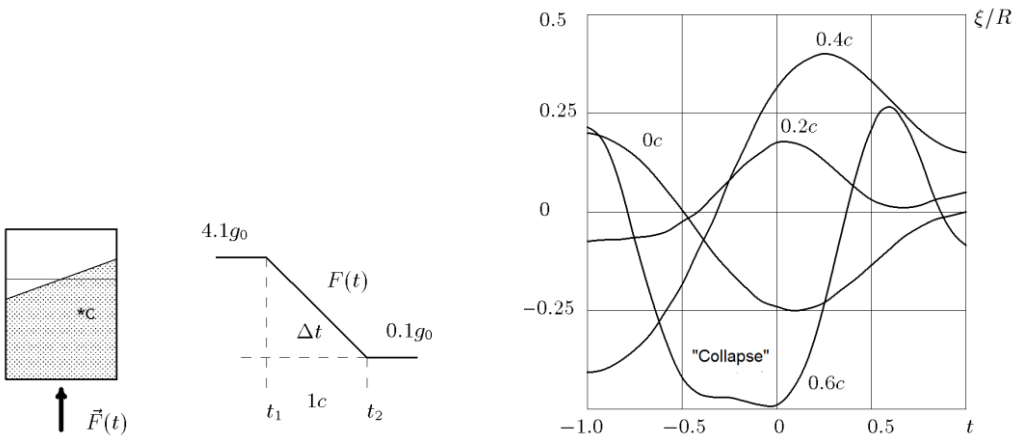


Рисунок 2. Формування зони провалу на вільній поверхні рідини при відсічці тяги основного двигуна

Показано, що поведінка системи слабо залежить від початкових збурень вільної поверхні рідини, принциповою є лише наявність несиметричних складових хвилі. Формування провалу рівня рідини, хоча й є короткостроковим, проте може призвести до помилкових показань датчика рівня рідини і необґрунтованих висновків щодо кількості залишку рідини в результаті такого маневру, що може призвести до помилкових керівних рішень. Відзначимо, що тут суттєво проявляються режими вимушених і параметричних коливань, причому режим ініційований стрибкоподібною зміною параметра системи, що раніше не розглядалося.

На рис. 3 наведено порівняння профілів хвиль в момент часу $t = 6{,}11$ с (ліворуч) і $t = 160{,}8$ с (праворуч) для випадку циліндричного резервуара, що здійснює поступальні переміщення в горизонтальній площині. При цьому суцільна крива відповідає гармонічному збудженню з частотою половини від резонансної, а штрихова крива відповідає збудженню руху прямокутним силовим імпульсом тривалості 0,1 с. Амплітуди сил збудження підбиралися так, щоб амплітуда максимальних хвиль була порядку 0,3 від радіуса вільної поверхні.

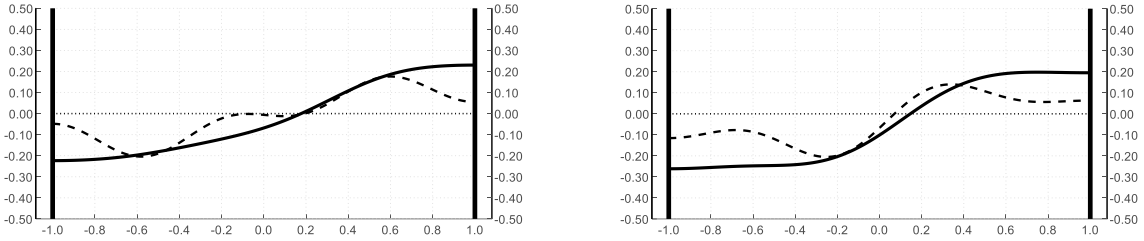


Рисунок 3. Порівняння типових хвиль на вільній поверхні рідини.

З рисунка видно, що при імпульсному збудженні внесок вищих гармонік спектра є більш вагомим. Переважно коливання розвиваються при прояві перевершення висоти гребеня хвиль над глибиною впадини, що відповідає експериментам.

Висновки. На основі постановок задач нелінійної динаміки сумісного руху конструкцій з рідиною з вільною поверхнею досліджено різні режими динамічного збудження руху системи. Вивчення розвитку поверхневих хвиль дозволило встановити особливості хвилеутворення залежно від наближення частоти гармонічного силового збудження до резонансу, порівняти режими імпульсного і гармонічного збудження коливань. Для режимів параметричних коливань рідини розглянуто узагальнені постановки задач з наданням конструкції додаткових ступенів свободи. В підсумку це призвело до одночасного прояву режимів параметричних і вимушених коливань. Розглянуті постановки задач і одержані результати дозволяють розширити класи інженерних задач, які можна розглядати на основі математичного моделювання і сприяють розвиненню практичних рекомендацій.

ЛІТЕРАТУРА

1. Лимарченко О.С., Ясинский В.В. Нелинейная динамика конструкций с жидкостью. Киев, НТТУ КПИ, 1997.
2. Лимарченко О. С. Моделирование нестационарного движения осесимметричного бака с жидкостью, Прикл. Механика, 1994, Vol. 30, No. 5.
3. Микишев Г.Н. Экспериментальные методы в динамике космических аппаратов. Москва, Машиностроение, 1978.
4. Ibrahim R.A. Liquid Sloshing Dynamics: Theory and Applications. Cambridge: Cambridge University Press, 2005.
5. Konstantinov A.V., Limarchenko O.S., Lukyanchuk V.V., Nefedov A.A. Dynamic Methods of Damping the Oscillation in Structure – Free-Surface Fluid System. Int. Appl. Mech., 2019, Vol. 55, No. 1.

УДК 539.3

МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТА ВИЗНАЧЕННЯ ДОВГОТРИВАЛОЇ МІЦНОСТІ ВНУТРІШНЬОКОРПУСНИХ ПРИСТРОЇВ ЯДЕРНИХ РЕАКТОРІВ

Д.В. Бреславський[1], П.І. Паламарчук[2], В.О. Мєтєльов[3], О.А. Татарінова[4], Х.Альтенбах[5]

[1]д.т.н., професор, e-mail: Dmytro.Breslavsky@khpi.edu.ua
[2]д.філ., e-mail: Pavlo.Palamarchuk@khpi.edu.ua
[3]к.т.н., доцент, e-mail: Volodymyr.Mietielov@khpi.edu.ua
[4]к.т.н., доцент, e-mail: Oksana.Tatarinova@khpi.edu.ua
[5]д.т.н., професор, іноземний член НАНУ, e-mail: Holm.Altenbach@ovgu.de
[1,2,3,4]кафедра комп'ютерного моделювання процесів та систем , Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», Харків, Україна
[5]інститут матеріалознавства, технологій та механіки, Університет ім. Отто фон Геріке, Магдебург, Німеччина

Анотація. Доповідь присвячено викладенню підходу та методу моделювання напружено-деформованого стану та визначення довготривалої міцності внутрішньокорпусних пристроїв ядерних реакторів. Розглянуто основні формулювання задач для випадку спільної дії термосилових та радіаційних полів при їхній постійній та циклічно змінюваній дії. Наведено приклади розрахункового аналізу трубчастих елементів, твелів, вигородки реактору.

Ключові слова: *напружено-деформований стан, довготривала міцність, внутрішньокорпусні пристрої ядерного реактору, повзучість, пошкоджуваність, зношування, твел, вигородка реактору.*

MODELING THE STRESS-STRAIN STATE AND DETERMINING THE LONG-TERM STRENGTH OF NUCLEAR REACTOR VESSEL INTERNALS

Dmytro Breslavsky[1], Pavlo Palamarchuk[2], Volodymyr Mietilov[3], Oksana Tatarinova[4], Holm Altenbach[5]

[1]Dr Sc, hab, Professor, e-mail: Dmytro.Breslavsky@khpi.edu.ua
[2]PhD, e-mail: Pavlo.Palamarchuk@khpi.edu.ua
[3] PhD, Associated professor, e-mail: Volodymyr.Mietielov@khpi.edu.ua
PhD, Associated professor, e-mail: Oksana.Tatarinova@khpi.edu.ua
[5] Dr Sc, hab, Professor, Foreign member of NASU, e-mail: Holm.Altenbach@ovgu.de
[1,2,3,4]Department of Computer Modeling of Processes and Systems, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Kharkiv, Ukraine
[5] Institute of Materials Science, Technology and Mechanics, Otto von Guericke University, Magdeburg, Germany

Abstract. The paper presents an approach and method for modeling the stress-strain state and determining the long-term strength of nuclear reactor vessel internals. The problem formulations for the combined action of thermo-mechanical and radiation fields under both constant and cyclic loading conditions are considered. Examples of computational analyses for tubular elements, fuel rods, and reactor core baffles are presented.

Keywords: *stress-strain state, long-term strength, nuclear reactor vessel internals, creep, damage accumulation, wear, fuel element, reactor core baffle.*

Вступ. У зв'язку з продовженням термінів експлуатації атомних електростанцій зростає необхідність оцінювання можливості їхньої безпечної роботи, та отже й визначення довготривалої міцності їхніх конструктивних елементів. Особливу увагу має бути приділено внутришньокорпусним пристроям реакторів, робота яких пов'язана з наявністю термосилових та радіаційних впливів [1, 2]. Доповідь присвячено викладенню підходу та методу аналізу напружено-деформованого стану при довготривалому незворотному деформуванні конструктивних елементів таких пристроїв, визначенню рівня накопичених прихованих пошкоджень та небезпеки подальшого руйнування.

Мета роботи. Метою проведених розробок є створення методу розрахунку напружено-деформованого стану при довготривалому незворотному деформуванні конструктивних елементів внутришньокорпусних пристроїв ядерних реакторів, визначення їхньої довготривалої міцності шляхом аналізу рівня накопичених прихованих пошкоджень.

Математичне формулювання задачі. Розглянемо тіло об'ємом V, закріплене на частині поверхні S_1 та навантажене об'ємними f та поверхневими силами P на частині поверхні S_2. Навантаження може бути постійним або циклічно змінюваним. У системі

координат $\boldsymbol{x}(x_1, x_2, x_3)$ напружено-деформований стан опишемо вектором переміщень $\boldsymbol{u}(x_i, t)$, тензорами напружень $\boldsymbol{\sigma}(x_i, t)$ та деформацій $\boldsymbol{\varepsilon}(x_i, t)$, $(i, j = 1,2,3)$, які є функціями координат та часу t. Незворотні деформації теплової та радіаційної повзучості представимо тензорами $\boldsymbol{\varepsilon^c}(x_i, t)$ та $\boldsymbol{\varepsilon^r}(x_i, t)$ відповідно. На тіло діє неоднорідне температурне поле $\boldsymbol{T}(x_i, t)$, вплив якого викликає температурні (термопружні) деформації $\boldsymbol{e^T}(x_i, t)$. Компоненти повної миттєвої деформації e_{ij} складаються з пружних e_{ij}^e, термопружних e_{ij}^T та пластичних деформацій e_{ij}^p. Наявність радіаційного опромінювання також призводить до розвитку деформацій радіаційного розпухання, що описуються тензором $\boldsymbol{\varepsilon^{sw}}(x_i, t)$. У випадку циклічно повторюваних контактів з поверхнею можуть виникати деформації зношування, їх представлено тензором $\boldsymbol{\varepsilon^w}(x_i, t)$.

Математичну постановку початково-крайової задачі незворотного деформування при спільній дії термосилового та радіаційного поля представимо такою системою рівнянь:

$$\begin{gathered}
\sigma_{ij,j} + f_i = \rho\ddot{u}_i, \varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}\left(u_{i,j} + u_{j,i} + u_{k,i}u_{k,j}\right), x_i \in V; \\
\varepsilon_{ij} = e_{ij} + \varepsilon_{ij}^c + \varepsilon_{ij}^r + \varepsilon_{ij}^{sw} + \varepsilon_{ij}^w;\ e_{ij} = e_{ij}^e + e_{ij}^T + e_{ij}^p; \\
\sigma_{ij} = D_{ijkl}\left(e_{kl} - \varepsilon_{ij}^c - \varepsilon_{ij}^r - \varepsilon_{ij}^{sw} - \varepsilon_{ij}^w\right);\ \sigma_{ij}n_j = P_i, x_i \in S_2; \\
u_i|_{S_1} = \bar{u}_i, u_i(x,0) = \varepsilon_{ij}^c(x,0) = \varepsilon_{ij}^r(x,0) = \varepsilon_{ij}^{sw}(x,0) = \varepsilon_{ij}^w(x,0) = 0; \\
u_N - g \le 0;\ p_N(t)|_{S_c} \le 0;\ (u_N - g)p_N = 0.
\end{gathered} \tag{1}$$

В системі (1) використано наступні позначення: ρ – масова густина; $\boldsymbol{n}$ – вектор одиничної зовнішньої нормалі до границі тіла; D_{ijkl} – компоненти тензору пружних властивостей матеріалу, u_N – нормальна складова вектору переміщення в зоні контакту, $p_N(t)$ – постійне або періодично досягнуте значення контактного тиску, g – поточне значення зазору між тілами.

У випадку циклічного змінювання зовнішніх навантажень або температури сформульована задача за допомогою методу асимптотичних розвинень з подальшим осередненням на періодах зводиться до еквівалентних задач з використанням розроблених авторами підходів [2-5]. Аналогічно отримуються й рівняння стану та еволюційні рівняння для параметрів пошкоджуваності. В даній доповіді застосовано підхід з використанням скалярного параметру пошкоджуваності ω. Як приклад, наведемо вигляд рівнянь до опису теплової повзучості матеріалу:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^c = \frac{3}{2}B(\varepsilon_{vM}^c)^{-\alpha}\frac{(\sigma_{vM})^{n-1}}{(1-\omega)^l}exp\left(-\frac{Q_c}{T}\right)S_{ij};\ Q_c = \frac{U_c}{R} \tag{2}$$

$$\dot{\omega} = D\frac{(\sigma_D)^m}{(1-\omega)^k}exp\left(-\frac{Q_d}{T}\right);\ \bar{Q}_d = \frac{U_d}{R}, \omega(0) = \omega_0, \omega(t_*) = \omega_* \tag{3}$$

Тут U_c, U_d – значення енергії активації процесів повзучості та накопичення пошкоджень відповідно, R – універсальна стала, ε_{vM} та σ_{vM} – еквівалентні деформація та напруження за Мізесом, σ_D – еквівалентне напруження для застосованого критерію довготривалої міцності, $\boldsymbol{T}(x_i, t)$ – функція температури, t_* – час завершення стадії прихованого накопичення пошкоджень (при $\omega = \omega_*$). Матеріальні константи B, D, n, m, k, l, α визначаються на основі експериментальних даних.

Деформації зношування при довготривалому високотемпературному навантаженні визначаються за допомогою розгляду функції потужності процесу:

$$\frac{dW_f(t)}{dt} = 2\tilde{\mu}\delta\varpi\frac{d}{dt}(\alpha(x_i)\sigma^{norm}(t)t), \tag{4}$$

де $\tilde{\mu}$ – осереднене значення коефіцієнту тертя, δ – амплітуда циклічного руху при контактах, ϖ – частота коливань при контакті, $\alpha(x_i)$ – функція координат. Враховується вплив на зношування нормальних напружень на поверхні, що розглядається [6].

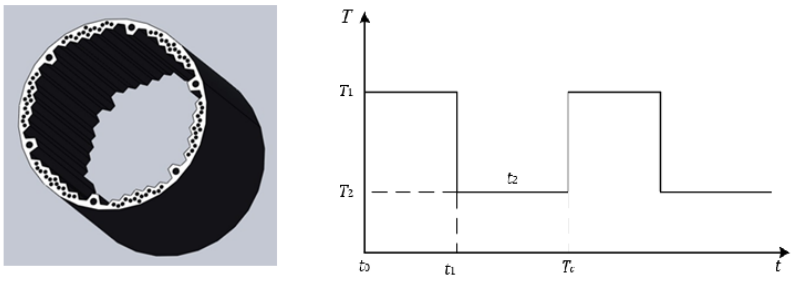
Значення незворотних нормальних переміщень u^w, що отримує поверхня, яка зношується, визначається наступним чином:

$$u^w(t) = \bar{u}^w + k_w(t)W_f(t), \quad (5)$$

де $\bar{u}^w$ – початкові значення переміщення поверхні, k_w – коефіцієнт зношування.

Метод чисельного моделювання. Розрахунковий аналіз конструктивних елементів внутрішньокорпусних пристроїв реакторів відбувається шляхом використання розробленого в НТУ «ХПІ» програмного забезпечення [2, 6], в якому реалізовано представлену вище постановку початково-крайової задачі, яка розв'язується на основі методу скінченних елементів (МСЕ) спільно з різницевими методами інтегрування за часом. Для деяких випадків загального тривимірного напружено-деформованого стану застосовується спеціалізоване програмне забезпечення, для якого розроблено додаткові користувацькі модулі оцінювання процесу накопичення прихованих пошкоджень.

Приклади розрахункового аналізу. Для демонстрації розроблених підходу та методу розрахунку наведемо два приклади. Розглянемо результати розрахунків вигородки реактора ВВЕР-1000 (рис. 1, *а*). Вона є монолітною циліндричною конструкцією, внутрішня поверхня в поперечному перерізі повторює конфігурацію активної зони реактору. Основні особливості конструкції та розрахункових досліджень можуть бути знайденими у [7].



а) *б)*

Рис. 1 – Модель вигородки реактору та схематичний графік змінювання температури в її точках

При довготривалій експлуатації реактору температура у вигородці циклічно змінюються, що обумовлює циклічну зміну як властивостей матеріалу, так й напруженого стану. Для демонстрації прийнято спрощену модель температурного режиму (Рис. 1, *б*), в якій нехтується процесами перерозподілу на початку циклів.

Розрахунки проводяться у постановці плоскої деформації, завдяки симетрії розглядається четверта частина перерізу. На рис. 2 представлено розподіл за перерізом вигородки інтенсивності деформацій Мізеса після 60 років експлуатації.

Як другий приклад розглянуто результати комплексного аналізу деформування та розвитку процесів прихованого руйнування в оболонці твелу ядерного реактору типу CANDU (рис. 3, *а*). При обтіканні твелу теплоносієм мають місце циклічні ударні впливи на його поверхню, що обумовлює розвиток його вимушених коливань [8]. Циклічні контакти оболонки з утримуючими елементами призводять до контактної взаємодії поверхонь з наступним її зношуванням (високотемпературний фреттінг) [8]. Високі температури та радіаційне опромінювання обумовлюють розвиток деформацій повзучості та пов'язаного з ними накопичення прихованих пошкоджень.

Проведено розрахунковий аналіз змінювання напружено-деформованого стану в районі контакту оболонки з утримуючими елементами з послідовним врахуванням всіх факторів, що обмежують довговічність. Як приклад, на рис. 3, *б*) наведено розподіл параметру пошкоджуваності за оболонкою твелу перед завершенням прихованого руйнування, а на рис 3, *в*) – залежність параметру пошкоджуваності від часу для точки, де завершується приховане руйнування. На рис.3, *в* зеленим кольором позначено криву, що відповідає тепловій повзучості з урахуванням пошкоджуваності при статичному навантаженні, синім – тепловій повзучості з урахуванням пошкоджуваності при циклічному навантаженні, жовтим – комплексному

врахуванню процесів теплової та радіаційної повзучості при циклічному навантаженні та врахуванні зношування, яке й призводить до руйнування оболонки.

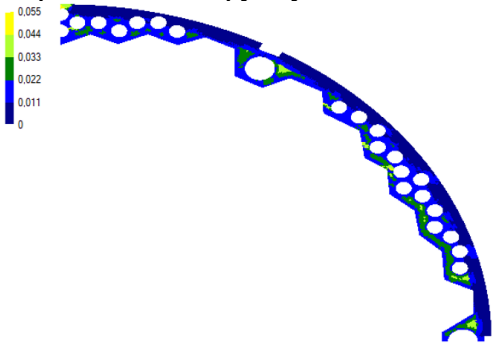
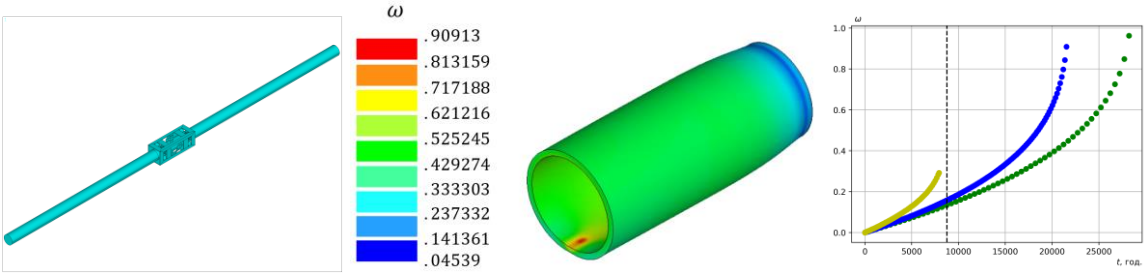


Рис. 2 – Розподіл інтенсивностей деформацій за перерізом вигородки, t=60 років. Врахування циклічного характеру деформування. Параметри циклу: t_1 =5 місяців, t_2 = 1 місяць



а) *б)* *в)*

Рис. 3 – Модель твелу з утримуючим елементом (а), розподіл параметру пошкоджуваності за оболонкою твелу (б), залежність параметру пошкоджуваності від часу для точки, де завершується приховане руйнування (в).

Висновки. Підхід та метод чисельного моделювання напружено-деформованого стану та визначення довготривалої міцності внутрішньокорпусних пристроїв ядерних реакторів, представлено у доповіді для демонстрації можливостей їхнього використання як при визначенні остаточного ресурсу, так й при проєктуванні нових конструкцій. Можливості методу демонструються на прикладах чисельного моделювання різних конструктивних елементів активної зони реакторів АЕС.

ЛІТЕРАТУРА

1. Lee J. C. Nuclear reactor physics and engineering. John Wiley & Sons, 2024. 736 p.
2. Бреславський Д. В. Деформування та довготривала міцність конструктивних елементів ядерних реакторів. Харків, НТУ «ХПІ», Друкарня «МАДРИД», 2020. 249 с.
3. Altenbach H., Breslavsky D., Morachkovsky O., Naumenko K. Cyclic creep-damage in thin-walled structures. *Journal of Strain Analysis and Engineering Design*. 2000. Vol. 35, No. 1. P. 1–11.
4. Breslavsky D., Morachkovsky O., Tatarinova O. Creep and damage in shells of revolution under cyclic loading and heating. *International Journal of Nonlinear Mechanics*. 2014. Vol. 66. P. 87–95.
5. Breslavsky D., Chuprynin A., Morachkovsky O., Tatarinova O., Pro W. Deformation and damage of nuclear power station fuel elements under cyclic loading. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design.* 2019. Vol. 54, No. 5–6. P. 348–359.
6. Бреславський Д.В., Коритко Ю.М., Татарінова О.А. Проектування та розробка скінченноелементного програмного забезпечення. Харків, «Підручник НТУ «ХПІ», 2017. 232 с.
7. Breslavsky D., Tatarinova O., Tolstolutska G., Altenbach H. Numerical modeling of hidden damage accumulation due to radiation exposure and hydrogen embrittlement. *Problems of Atomic Science and Technology*. 2024. No. 2(150). P. 3-13.
8. King S. J. Flow induced vibration and fretting wear in PWR fuel. *10th International Conference on Nuclear Engineering*, Arlington, Virginia, USA, April 14–18, 2002. P. 639–648.

СЕКЦІЯ 1. АКТУАЛЬНІ ПРОБЛЕМИ І РЕЗУЛЬТАТИ РОЗВ'ЯЗКУ ЗАДАЧ МІЦНОСТІ ТА НАДІЙНОСТІ КОНСТРУКЦІЙ СПЕЦІАЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

УДК 539.3

ПРОБЛЕМНІ ЗАДАЧІ ПІДВИЩЕННЯ ДОСТОВІРНОГСТІ ЧИСЛОВОГО ПРОГНОЗУВАННЯ КРИТИЧНИХ НАВАНТАЖЕНЬ СКЛАДНИХ КОНСТРУКЦІЙ

А.П. Дзюба[1,3], В.П. Пошивалов[2] В.М. Сіренко[3]

[1]Дніпровський національний університет імені Олеся Гончара, Дніпро, Україна, e-mail: dzb@ua.fm

[2]Інститут технічної механіки НАНУ і ДКА України, Дніпро, e-mail: vposhivalov@gmail.com

[3]ДП «КБ «Південне» ім. М.К. Янгеля», Дніпро, Україна.

Анотація Розроблено методику дослідження впливу відхилень різного походження у вихідних розрахункових даних на результати прогнозування значень критичних навантажень для складних оболонкових конструкцій. Підхід ґрунтується на системному інтерактивному моделюванні розрахункового процесу за умов варіювання вихідних даних із використанням елементів теорії чутливості та проміжних даних неруйнівного контролю. Результати досліджень можуть бути використані для обґрунтування достовірності результатів розрахунку міцністної надійності, отриманих з використання чисельного скінченно-елементного аналізу.

***Ключові слова*:** *оболонкові конструкції, критичне навантаження, числове прогнозування, достовірність розрахунку, теорія чутливості, неруйнівні випробування.*

PROBLEM-SOLVING TASKS FOR ENHANCING THE RELIABILITY OF NUMERICAL PREDICTION OF CRITICAL LOADS FOR COMPLEX STRUCTURES

Anatoliy Dziuba[1,3] , Volodymyr Poshivalov[2] , Volodymyr Sirenko[3]

[1]Oles Honchar Dnipro National University, Dnipro, Ukraine, e-mail: dzb@ua.fm

[2]Institute of Technical Mechanics of the National Academy of Sciences of Ukraine and the State Space Agency of Ukraine, Dnipro, Ukraine, e-mail: vposhivalov@gmail.com

[3] Design Office Yuzhnoye, Dnipro, Ukraine.

Abstract. A methodology has been developed to investigate the impact of deviations of various origins in initial design data on the results of predicting critical loads for complex shell structures. The approach is based on the systematic interactive modeling of the computational process while varying input data, utilizing elements of sensitivity theory and intermediate non-destructive testing data. The research findings can be used to substantiate the reliability of structural strength calculations obtained through numerical finite element analysis.

Keywords: shell structures, critical load, numerical forecasting, reliability of calculation, sensitivity theory, non-destructive testing

Вступ. Створення силових конструкцій нової техніки все ще залишає небезпідставні сумніви в достовірності отримуваних розрахункових результатів у зв'язку з ризиками непередбачуваного руйнування конструкції, незважаючи на застосування достатньо досконалих та перевірених багаторічним досвідом розрахункових методик, сучасних засобів скінченно-елементного аналізу та їх використання високо кваліфікаційними фахівцями. . Вирішення проблеми міцністної надійності таких конструкцій шляхом завищення коефіцієнта запасу міцності вочевидь погіршує вагові показники виробів. що істотно підвищує вартість розробки нових складних конструкцій машинобудування та приводить до зниження їх конкурентоздатності, це призводить до необхідності проведення руйнуючих натурних випробувань створюваних фрагментів і (або) усієї конструкції у цілому. Вирішення цієї проблемної колізії, особливо у випадку створення високовартісних об'єктів, якими є конструкції ракет-носіїв та об'єктів ракетно-космічної техніки, є одним з пріоритетних завдань цієї галузі [1, 2].

Мета роботи. Зважаючи, що єдиного достовірного критерію міцності , який найкращим чином можна було б застосувати до визначення величини критичного навантаження складних конструкцій в екстремальних умовах їх експлуатації розрахунковим шляхом, не існує, розробка методології комп'ютерного моделювання кількісного впливу недостатньо точно визначених чи змінених з різних причин в процесі виготовлення вхідних параметрів на похибку значення широкого спектру критеріїв результатів розрахунку міцності, в поданій роботі поставлено за мету дослідження причини відхилень результатів розрахунку критичних

руйнівних навантажень (міцністної надійності) від даних натурних випробувань та побудову методологію прогнозування (виявлення) таких відхилень ще на стадії проектних розрахунків без проведення високовартісних руйнуючих випробувань [3, 4].

Такий підхід направлений на виявлення кількісного впливу відхилення певних вхідних розрахункових параметрів на результати числового аналізу, викликаних введенням вихідних спрощують гіпотез та припущень, вибором розрахункової схеми, математичної моделі, похибок числових засобів, технології виготовлення та ін.

Матеріал і результати досліджень. Суть підходу полягає у проведені системного інтерактивного порівняльного аналізу отримуваних числових результатів з даними неруйнівного випробування реального об'єкта з використанням засобів вимірювання деформацій та напружень.

В розробленому алгоритму для виявлення неприпустимих відхилень результатів розрахунку і неруйнівних експериментальних даних проводиться числове моделювання шляхом ступінчатого змінювання вхідних даних для геометричних розмірів, фізико-механічних параметрів, технічних помилок людського фактору та ін., як значень вхідних параметрів на результати розрахунку міцності.

Після виявлення такої розбіжності в результаті відхилень відповідних вхідних параметрів розрахунку проводиться дефектоскопія реального об’єкта для виявлення конкретних причин неточностей в розрахунку та внесення відповідних коректив в конструктивні параметри або числове моделювання стану конструкцій.

Далі числове моделювання продовжується за межами пружності до досягнення критичного стану і віртуального руйнування. Слід зазначити, що область нелінійного деформування, що включає великі переміщення з наступною втратою стійкості або накопичення пружно-пластичних деформацій у вигляді незворотної зміни форми елементів для конструкцій ракетно-космічної техніки обмежуються умовами забезпечення функціювання конструкції. Тому така область не може бути широкою. У цьому випадку при збільшенні навантаження за межами пружності нелінійна складова не приведе до суттєвого накопичення помилок розрахунку, що підтверджується результатами руйнуючих випробувань на моделях оболонкових конструкцій. Це дозволяє обмежитись далі без критичного накопичення помилки лише результатами розрахунку віртуального руйнування.

Висновки. Побудована методика забезпечення достовірності числових розрахунків складних конструкцій, що ґрунтується на результатах системного інтерактивного комп’ютерного моделювання процесу накопичення похибки із залученням елементів теорії чутливості для оцінки залежності результатів розрахунку від варіювання вхідних параметрів та даних неруйнівного (в пружній області) експериментального дослідження поведінки конструкції.

Результати досліджень можуть бути використані для внесення коректив в проєктні і розрахункові дані та обґрунтування достовірності результатів числового аналізу без проведення або за суттєвого зменшення обсягу руйнуючих випробувань складних високовартісних конструкцій сучасного машинобудування.

ЛІТЕРАТУРА

1. Дегтерёв А.В. Ракетная техника. Проблемы и перспективы избранные научно-технич. публ., АРТ-ПРЕСС, Дніпро, 2014.

2. Z. Song Test and Launch Control Technology for Launch Vehicles. Beijing: Nat. Defence Industry Press, China, Singapore: Springer, 2018.

3. Dzyuba A., Sirenko V., Substantiation of Reliability of Calculation of Strength of Rocket and Space Technology Structures Without Destructive Tests. Advances in Mechanics. Current Research Results of the NAS of Ukraine / Ed. by A. N. Guz, H. Altenbach, V. Bogdanov, V. M. Nazarenko. Springer, Cham, 2023, Chapter **12**, P. 212–222. https://doi.org/10.1007/978-3-081-37313-8 .

4. Марчук М.В., Сіренко В.М., Дробенко Б.Д. Методологія визначення руйнівних навантажень на великогабаритні тонкостінні конструкції з урахуванням результатів неруйнівних випробувань. Прикладні проблеми механіки і математики. 2020. Vol.18**,** p.133–138.

УДК 624.042.8:624.012.4:519.876.5

ОЦІНКА МІЦНОСТІ ТА ЦІЛІСНОСТІ БЕТОННОГО УКРИТТЯ ПРИ ВНУТРІШНЬОМУ ВИБУХУ

Є.О. Кондряков[1]

[1]к.т.н., с.н.с, e-mail: kondryakov@ipp.kiev.ua

[1] Інститут проблем міцності імені Г.С. Писаренка НАН України, Київ, Україна

Анотація. У роботі представлено порівняльний чисельний аналіз напружено-деформованого стану та ступеня пошкодження огороджувальних конструкцій залізобетонного укриття при детонації заряду в тротиловому еквіваленті всередині приміщення. Досліджено два варіанти конструктивного виконання). Розрахунки виконано методом скінченних елементів із використанням моделі Concrete Damaged Plasticity (CDP) для бетону та завданням навантаження методом CONWEP. Додатково виконано аналітичний розрахунок параметрів вибухового навантаження та оцінку дальності розльоту уламків конструкцій. Встановлено, що перекриття товщиною 300 мм є критичним елементом в обох варіантах, та продемонстровано ефективність підсилення несучого каркаса.

Ключові слова: *бетонне укриття, внутрішній вибух, міцність залізобетону, метод скінченних елементів, пошкодження.*

ASSESSMENT OF THE STRENGTH AND INTEGRITY OF A CONCRETE SHELTER UNDER INTERNAL EXPLOSION

Eugene Kondryakov[1]

[1]Ph.D., Senior Researcher, e-mail: kondryakov@ipp.kiev.ua

[1]G.S. Pisarenko Institute for Problems of Strength, National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv, Ukraine

Abstract. This paper presents a comparative numerical analysis of the stress–strain state and damage degree of the enclosing structures of a reinforced concrete shelter subjected to the detonation of a TNT-equivalent charge inside the premises. Two structural configurations are investigated. The calculations are performed using the finite element method with the Concrete Damaged Plasticity (CDP) model for concrete and blast loading defined using the CONWEP approach. Additionally, an analytical calculation of the blast loading parameters and an assessment of the fragment throw range are performed. It is established that the 300-mm-thick floor slab is the critical structural element in both configurations, and the effectiveness of strengthening the load-bearing frame is demonstrated.

Keywords: *concrete shelter, internal explosion, reinforced concrete strength, finite element method, damage.*

Вступ. Проблема оцінки захисних властивостей фортифікаційних споруд набула критичної актуальності в умовах бойових дій на території України. Залізобетонні укриття є основним засобом захисту цивільного населення, проте сучасна нормативна база [1,2] не охоплює в повному обсязі розрахункових випадків вибуху в замкненому внутрішньому об'ємі, а методика визначення необхідних параметрів несучих конструкцій при таких навантаженнях залишається предметом досліджень.

При внутрішньому вибуху огороджувальні конструкції зазнають дії складного нестаціонарного навантаження: початкової відбитої ударної хвилі з багаторазовими перевідбиттями та квазістатичного тиску продуктів вибуху, що утримується в замкненому об'ємі. Розрахункові зведені відстані для типових геометрій укриттів переважно перебувають у зоні, де відбиті тиски на поверхні конструкцій можуть на порядок перевищувати їх динамічну міцність [3, 4].

Нелінійний динамічний скінченноелементний аналіз із застосуванням фізично обґрунтованих моделей матеріалів є на сьогодні основним інструментом для вирішення таких задач. Разом з тим відсутність систематичних порівняльних досліджень різних конструктивних рішень ускладнює обґрунтований вибір параметрів захисних споруд.

Метою роботи є порівняльна оцінка напружено-деформованого стану, ступеня пошкодження та залишкової несучої здатності огороджувальних конструкцій двох варіантів бетонного укриття при детонації заряду всередині приміщення, а також визначення дальності розльоту уламків конструкцій.

Методика досліджень. Розрахунок виконано в програмному комплексі Abaqus/Explicit. Для бетону застосовано модель Concrete Damaged Plasticity (CDP), яка описує різні механізми руйнування при стиску (роздроблення) та розтягу (утворення тріщин) через параметри пошкодження d_c та d_t . Арматуру змодельовано як пружно-пластичний матеріал зі зміцненням.

Вибухове навантаження задано методом CONWEP [5], що реалізує емпіричні залежності Kingery–Bulmash [3] у вигляді тиску відбитої ударної хвилі на поверхні конструкцій. Тривалість динамічного аналізу забезпечувала досягнення максимальних прогинів після припинення дії імпульсу.Параметри матеріалів наведено в табл. 1.

Таблиця 1 - Параметри матеріалів обох варіантів розрахунку

Параметр	**Варіант А**	**Варіант Б**	**Джерело**
Бетон, клас	C20/25	C20/25	EN1992 [10]
Модуль Юнга E, МПа	30 000	30 000	EN1992 [10]
Кут дилатансії ψ, °	36	36	[6]
Арматура, клас / Ø	A500C / Ø20	A500C / Ø25	ДСТУ 3760 [9]
Схема армування	2 ряди, 200×200	3 ряди, 150×150	-
Межа плинності та міцності арматури σt/σb, МПа	500/600	500/600	ДСТУ 3760

Вихідні дані конструкцій та навантаження представлено в табл. 2.

Таблиця 2 - Параметри конструкцій та вибухового навантаження

Параметр	**Варіант А**	**Варіант Б**
Товщина стін	700 мм	800 мм
Товщина перекриття	300 мм	300 мм
Маса заряду W (ТНТ-ек.)	544 кг	658 кг
Висота епіцентру від підлоги	1,0 м	1,0 м
Загальний об'єм приміщення	≈ 333 м³	≈ 850 м³

Результати досліджень.

Максимальні переміщення конструкцій обох варіантів наведено в табл. 3. У варіанті А максимальний прогин перекриття становить 0,86 м - майже втричі перевищує власну товщину плити (300 мм). У варіанті Б аналогічний показник становить 0,79 м, що також перевищує товщину плити, однак результати аналізу стану армування свідчать про принципову відмінність між варіантами.

Таблиця 3 - Максимальні переміщення конструкцій, м

Конструкція	**Варіант А**	**Варіант Б**	**Примітка**
Поздовжня стіна (ближча)	0,259	0,095	
Поздовжня стіна (дальша)	0,042	0,052	
Перекриття (центр прогону)	0,860	0,790	максимум
Торцева стіна	0,018	0,015	

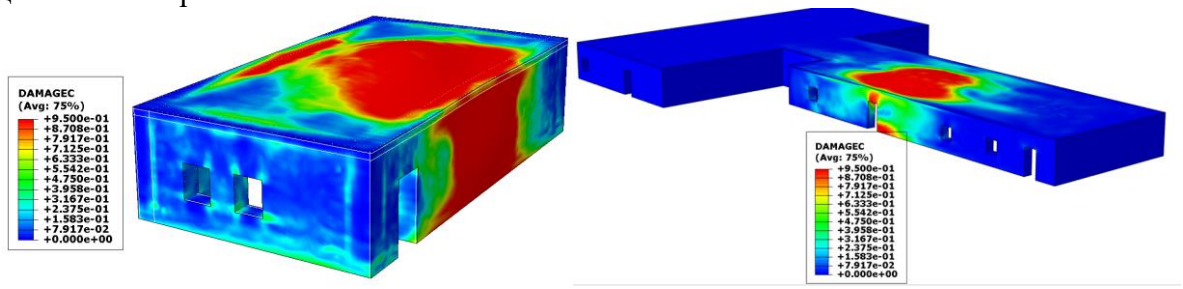
Параметри пошкодження бетону та пластичні деформації арматури представлено в табл. 4. У варіанті А перекриття досягло стану повного руйнування: dc=dt=0,95 у поєднанні з пластичною деформацією арматури ε_{pl} 13,7% - вдвічі більше граничного значення 7,5% для класу A500C (ДСТУ 3760 [9]). У варіанті Б dc=dt=0,95, проте деформація арматури (3,6%) не перевищує граничного значення, що свідчить про важке локальне пошкодження зі збереженою залишковою несучою здатністю армокаркаса.

Таблиця 4 - Результати аналізу пошкоджень та стану армування

Зона	**dc А**	**dc Б**	**dt А**	**dt Б**	**ε_{pl} А, %**	**ε_{pl} Б, %**
Стіна ближча	0,95	0,95	0,95	0,95	4,4	1,7
Стіна дальша	0,91	0,70	0,95	0,95	—	—
Торцева стіна	0,40	0,04	0,95	0,93	—	—
Перекриття	**0,95**	**0,95**	**0,95**	**0,95**	**13,7***	**3,6**

** Перевищення граничної деформації ε_{uk}=7,5% - руйнування арматури [1,9].*

Характер розподілу полів компресійного пошкодження (DAMAGEC) для обох варіантів представлено на рис. 1.



а) б)

Рисунок 1 – Поля компресійного пошкодження: а) варіант А (W=544 кг); б) варіант Б (W=658 кг)

За максимальними швидкостями елементів конструкцій, отриманими за результатами чисельного моделювання, виконано аналітичний розрахунок траєкторій уламків. Для горизонтального вильоту уламків стіни та вертикального вильоту уламків перекриття використано тривимірні рівняння балістики з урахуванням опору повітря (C_d≈1,05 для компактних бетонних фрагментів, густина повітря =1,225 кг/м³). Результати розрахунків наведено в табл. 5.

Таблиця 5 - Дальність розльоту уламків конструкцій

Конструкція	**V, м/с (А)**	**V, м/с (Б)**	**R, м (А)**	**R, м (Б)**	**Напрямок вильоту**
Перекриття	38,0	9,9	**~77**	**~8,4**	вертикальний
Ближча стіна	13,0	1,7	**6–11**	**0,8–1,4**	горизонтальний

Аналіз результатів.

Порівняння варіантів демонструє якісно різний рівень захисту при схожих габаритах і одному класі бетону. Визначальним фактором є підсилення армокаркаса: перехід від Ø20/200×200 2 ряди до Ø25/150×150 3 ряди при збільшенні товщини стін лише на 100 мм забезпечив перехід від повного руйнування (ε_{pl}=13,7%>7,5%) до важкого, але не критичного пошкодження (ε_{pl}=3,6%).

В обох варіантах найбільш навантаженим і першим, що вичерпує несучу здатність, є перекриття товщиною 300 мм, незважаючи на те, що воно розташоване на більшій відстані від епіцентру, ніж стіни. Це пояснюється значно меншою погонною жорсткістю перекриття порівняно зі стінами і більшим прогоном. Збереження перекриттям цілісності у варіанті Б зумовлене нижчою швидкістю вильоту уламків (9,9 м/с проти 38 м/с) і нижчою пластичною деформацією армокаркаса (3,6% проти 13,7%), що фізично узгоджується зі збереженим зчепленням між арматурою та бетоном у зоні пошкодження.

Слід зазначити, що розрахунок виконано у консервативній постановці без урахування динамічного підвищення міцності матеріалів (DIF), що зменшило б рівень пошкодження. Разом з тим метод CONWEP не відтворює квазістатичний тиск продуктів вибуху у замкненому об'ємі та багаторазові перевідбиття, що може призводити до заниження навантаження.

Висновки.

1. Чисельний аналіз двох конструктивних варіантів залізобетонного укриття при внутрішньому вибуху показав, що перекриття товщиною 300 мм є найбільш критичним елементом конструкції. У варіанті А пластична деформація арматури перекриття досягла 13,7 %, що перевищує прийняте граничне значення 7,5 %, і супроводжувалася порушенням цілісності конструкції та значною інтенсивністю розльоту уламків.
2. Для варіанта Б максимальна пластична деформація арматури перекриття становила 3,6 %, що не перевищує прийнятого граничного значення. Незважаючи на значне локальне пошкодження бетону, армокаркас зберігав залишкову несучу здатність, а швидкість та дальність розльоту уламків істотно зменшилися порівняно з варіантом А.
3. Отримані результати свідчать, що підвищення вибухостійкості укриття визначається насамперед характеристиками армування та жорсткістю найбільш навантажених елементів, зокрема перекриття, тоді як збільшення товщини стін саме по собі має другорядний вплив.

ЛІТЕРАТУРА

1. ДБН В.2.2-5:2023. Захисні споруди цивільного захисту (зі Змінами № 1, № 2). - Київ: Мінрегіон, 2023.
2. UFC 3-340-02. Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions. - US DoD, 2008 (з поправками 2014).
3. Kingery C.N., Bulmash G. Air Blast Parameters from TNT Spherical Air Burst and Hemispherical Surface Burst. - ARBRL-TR-02555, 1984.
4. Kinney G.F., Graham K.J. Explosive Shocks in Air. - 2nd ed. - Berlin: Springer-Verlag, 1985.
5. Ting Liu, Changhai Chen, Han Li, Yaowen Yu, Yuansheng Cheng, An efficient and accurate numerical method for simulating close-range blast loads of cylindrical charges based on neural network, Defence Technology, Volume 44, 2025, Pages 257-271, https://doi.org/10.1016/j.dt.2024.10.001.
6. Jankowiak T., Łodygowski T. Identification of Parameters of Concrete Damage Plasticity Constitutive Model. Foundations of Civil and Environmental Engineering. 2005. No. 6. P. 53–69.
7. Malvar L.J., Ross C.A. Review of Strain Rate Effects for Concrete in Tension. ACI Materials Journal. 1998. Vol. 95, No. 6.
8. Malvar L.J. Review of Static and Dynamic Properties of Steel Reinforcing Bars. ACI Materials Journal.1998. Vol. 95, No. 5.
9. ДСТУ 3760:2019. Прокат арматурний для залізобетонних конструкцій.
10. EN 1992-1-1:2004. Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels : CEN, 2004. 225 p.

УДК **614. 844**

ТРАНСПОРТНО-ПУСКОВІ КОНТЕЙНЕРИ В СИСТЕМАХ ГАСІННЯ ПОЖЕЖ З РІДИННИМИ РАКЕТАМИ

А. В. Сокол[1], Г. І. Сокол[2]

[1]Головний конструктор за напрямом, e-mail: andreysokol@ukr.net
[2]д.т.н., професор, e-mail: gsokol@ukr.net
[1]Державне підприємство «Конструкторське Бюро «Південне» імені акад. М. К. Янгеля», м. Дніпро, Україна,
[2]ДНУ імені Олеся Гончара, Фізико-технічний факультет, кафедра механотроніки м. Дніпро, Україна,

Анотація. У роботі розглянуто проблему гасіння возгоряння будівель, лісів, забудов, підприємств шляхом створення нових способів та пристроїв, що виконані на основі використання рідинних ракет. Пожежі супроводжуються втратами матеріальних цінностей, а також, на жаль, й загибеллю людей і тварин. Тематика є на сьогодення важливою та актуальною. Наведений розвиток способів і пристроїв пожежогасіння. Запропонований новий спосіб та нова конструкція транспортно-пускового контейнеру для зберігання та пусків рідинних протипожежних ракет.

Ключові слова: *гасіння пожеж, способи, пристрої, транспортно-пускові контейнери, рідинні ракети.*

TRANSPORT-LAUNCH CONTAINERS IN LIQUID-PROPELLANT ROCKET FIRE-EXTINGUISHING SYSTEMS

Andrey Sokol[1], Galyna Sokol[2]

[1]*Lead designer,* e-mail: andreysokol@ukr.net
[2]D. Tech. Sc., Professor, e-mail: gsokol@ukr.net
[1]Department Yuzhnoye State Design Office, Dnipro, Ukraine
[2]Department of Mekchatronics, Dnipro National University named Oles Honchar, Dnipro, Ukraine

Abstract. This paper addresses the challenge of extinguishing fires in buildings, forests, and industrial facilities using new methods and devices based on liquid-propellant rockets. Such fires result in the loss of material assets and, tragically, the loss of human and animal lives. This topic is of significant current importance. A new method and a new design for a transport-launch container for liquid-propellant rockets are proposed.

Keywords: *extinguishing fires, methods, devices,, transport-launch container. liquid-propellant rockets*

Вступ. При гасінні пожеж у важко доступних місцевостях та складних умовах, а як то: потужний вітер, теплове випромінювання, складний рельєф місцевості (гори, горбиста місцевість), будівлі у великих містах (багатоповерхівці), при ліквідації наслідків катастроф (хімічно та радіоактивно зараження території), у промислових зонах виникає проблема використання нових сучасних способів та пристроїв.

Особливу увагу тут викликає використання автоматизованої системи пожежної безпеки на базі реактивних систем залпового вогню. Тут гасіння пожеж здійснюється за допомогою автоматизованого залпу споряджених вогнегасильною речовиною протипожежних ракет з транспортно-пускових контейнерів (ТПК) у мережі.

Мета роботи. Розробка транспортно-пускових контейнерів в системах гасіння пожеж з рідинними ракетами.

Матеріал і результати досліджень.

Аналітичний огляд протипожежних пристроїв. Основним видом впливів на гасіння пожеж є припинення горіння [1-16]. Для цього в зону розгоряння вводять вогнегасні речовини.

Вважається, що вперше люди сформували бригади для гасіння пожеж в Англії. І це була ініціатива страхових компаній, які хотіли зменшити втрати при катастрофах. Точно невідомо, але імовірно перші пожежники з'явилися в 1722 році [8]. В цей час ми маємо системи *пожежогасіння*: водяне, пінне, газове, аерозольне, порошкове. Вогнегасні речовини: найбільш поширений варіант — це вода, далі піна — це дисперсна система з газовою дисперсною фазою та рідинною чи твердою дисперсійною середою. Як газообразні розбавники використовують діоксид вуглецю, він хімічно гальмує реакцію горіння. К хімічно активним інгібіторам відносять фреони.

Відомо, що у випадках гасіння пожеж у важкодоступних місцях (наприклад лісові пожежі) в нашій країні та за кордоном використовують гелікоптери чи легкі та середні літаки та навіть важкі транспортні літаки С-130, ДМ-6 (США). Вони скидають воду або спеціальну рідину на пожежу, наприклад АН-32П (Україна), СН-415 (Канада) [8]. Недоліком способу є мала ефективність внаслідок високих значень опорів аеродинамічного та вихідних потоків продуктів згоряння від пожежі, що шкодить напряму польоту літаків.

Відома повітряна достава води у спеціальних підвісних баках, що аеродинамічно обтічні. Тут здійснюється прицільний злив води в осередок лісової пожежі. При цьому гелікоптер зависає над осередком [8]. Недоліком способу є мала площа гасіння, значні нецільові втрати води внаслідок постійного розгойдування ємності з водою. Наявність потужних висхідних та низхідних повітряних потоків впливає на точність розташування літального апарату відносно зони пожежі. Гелікоптер рідко може літати на висоті нижче 100 м над пожежею внаслідок поганої аеродинамічної обстановки у приземному повітряному шарі. Це є перешкодою для здійснення гасіння пожеж. Точність скидання води недостатня.

Відомий спосіб використання для гасіння лісових пожеж фугасних та осколково-фугасних боєприпасів. Недоліком способу є забезпечення лише тимчасового збиття полум'я внаслідок того, що традиційні боєприпаси, не охолоджують матеріали, які горять. Вони самі є джерелом повторного спалахування та мають великий радіус вражальної дії [8].

В сій час існують пристрої, що містять пускові установки з вогнегасниками, що запускають поодиноким або залповим запуском. Вогнегасники споряджені вибуховою вогнегасильною речовиною. Для визначення розмірів зони пожежі і наступного транспортуванням засобів дистанційної достави вогнегасників використовують супутникову систему слідкування. Для гасіння верхової пожежі розкидання вибухової речовини з вогнегасників забезпечують розривом заряду дистанційно на висоті 20-25 м від рівня землі. Використовують також контактні зривники, що спрацьовують при контакті з деревами або землею, забезпечуючи гасіння низової пожежі [8]. Недоліком такого способу гасіння лісових пожеж є залежність від терміну прибуття вогнегасників із сховища до пристроїв пуску.

Врешті було знайдено спосіб викликання опадів води з хмар [8]. За даними [6] думка про можливість впливу на метеорологічні явища в атмосфері вперше була висловлена Д. Л. Менделєєвим. Перші досліди з активного впливу на хмари було проведено в 1921р. В. Л. Віткевичем, а теоретичне обґрунтування зроблено в 1925р. Б. П. Вайнбергом. Досягненням стало виявлення впливу йодистого срібла на переохолоджені хмари та викликання опадів. Сірчисту мідь в хмару вводили шляхом розпорошування в період проходу літака через переохолоджену верхню частину хмари або шляхом скидання на верхню частину хмари спеціальних контейнерів з вибуховим механізмом, що керувався дистанційно. Дослідним шляхом встановлено, що для виклику дощу з хмари об'ємом 8-10 км^3 потрібно 10-14 г йодистого свинцю або 100-120 г сірчистої меді. Введення реагенту вважається ефективним, якщо через 1,5-2 хв припиняється зріст вершини хмари, її контур стає нечітким, Супутниковими ознаками є райдуга тощо.

Перший досвід успішного гасіння лісової пожежі штучно викликаними опадами був проведений П. А. Губним 28 травня 1968р. Вплив на хмару був здійснений за допомогою спеціально обладнаного літака-"зондувальника". Запропоновано використати ракет для виклику опадів з хмар на місце розгоряння, тобто автори [8] пропонують використовувати ракети. З досліджених кількох засобів доставки реагентів в хмари найбільш повно за тактико-технічними характеристиками відповідають ракети типу "Алазань" в одно- двоступеневих варіантах. Останній варіант найбільш ефективний.

Вирішення задачі. Створення нового способу та пристрою для гасіння пожеж з використанням рідинних ракет. Задача створення нового способу гасіння пожеж, що дозволяє оперативно виконати гасіння пожеж незалежно від типу місцевості або наявності висот та низовин, а також умов знаходження пожежі (польових або міських), що здійснюється впливом на пожежу вогнегасильною речовиною, яка міститься у ракетах, що пускаються з пускових установок залпового вогню,

Поставлена задача вирішується тим, що у порівнянні з прототипом, у новому способі на корисну модель, що пропонується, гасіння пожеж здійснюється шляхом пуску протипожежних ракет з транспортно-пускових контейнерів (ТПК), що належать до мережі у автоматизованій системі пожежної безпеки (Спосіб гасіння пожеж автоматизованої безпеки на базі реактивних систем залпового вогню. Патент України № 123017 від 12.02.2018 на корисну модель) [15].

Перевагою способу, що пропонується, є те, що він дозволяє оперативно виконати тушіння пожеж незалежно від типу місцевості або наявності висот та низовин, а також умов знаходження пожежі (польових або міських) через те, що гасіння пожеж здійснюється шляхом пуску протипожежних ракет з транспортно-пускових контейнерів, що належать до мережі автоматизованої системи пожежної безпеки.

Новий спосіб гасіння пожеж відрізняється від традиційних способів тим, що автоматизована система пожежної безпеки на базі реактивних систем залпового вогню являє собою мережу, що складається з ТПК, у яких знаходяться протипожежні ракети, що дозволяє оперативно реагувати на виникнення пожеж та здійснювати їх гасіння у автоматичному режимі. Кількість пусків ракет у залпі регулюється в залежності від виду та площі займання. Якщо протипожежні ракети в ТПК скінчаться, то, у випадку необхідності, дається залп з протипожежних ракет мережі, що розташовані найближче.

Розміщення ТПК з протипожежними ракетами проводиться на місцях базування підзахисної території. У випадку виникнення пожежі це дозволяє оперативно взяти в оточення місце загоряння. При цьому висота знаходження місця загоряння не має значення (в межах висотних будівель).



Рисунок 1 – Старт протипожежних ракет

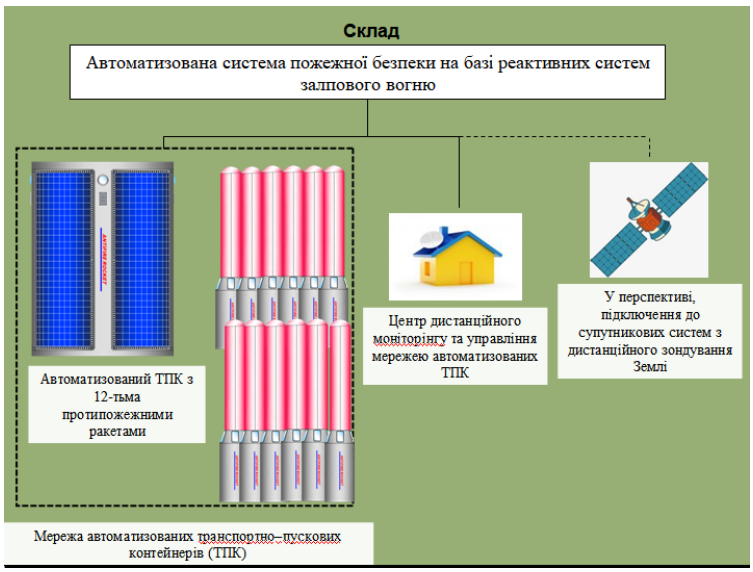


Рисунок 2. – Склад автоматизованої системи на базі реактивних систем залпового вогню

Висновки. Наведений огляд протипожежних способів і пристроїв. Доведено, що використання у роботах з гасіння пожеж ракет на рідинному паливі має суттєві переваги. Розроблений новий спосіб і пристрій гасіння пожеж з використанням транспортно-пускових

контейнерів з рідинними ракетами, що несуть в собі протипожежну рідину. Система запуску зв'язана із супутниковою системою слідкування та керування польотом ракет.

ЛІТЕРАТУРА

1. Sokol G.I., Sokol A.V. Automated system based on multiple launch rocket systems for extinguishing fire. Novel problems of continuum medium and strength of structures. Abstracts of reports of the Second International Scientific and Technical Conference in memory of academician of the NAS of Ukraine Volodimir. Mossakovskii (to the 100th anniversary of birthday), Dnipro, October 10-12, 2019, Ukraine. Dnipro. 2019. P. 327.
2. Sokol A.V., Sokol G.I. Firefighting method using automated system on the basis of Multiple Launch Rocket Systems. 7th International Conference Space Technologies: Present and Future. 21-24 May 2019, Dnipro, Ukraine: Abstracts of reports. Dnipro. 2019. P. 38.
3. Sokol Andrey, Sokol Galyna. Firefighting Method using Aautomated System on the Basis of Multiple Launch Rocket Systems. Section 8. Fir and Civil Safety. Abstracts of II International Scientific and Theoretical Conference (Vol. 1), November 26, 2021. Tel Aviv, State of Israel: European Scientific Platform. ISBN 978-1-68564-147-4/ DOI 10.36074/scientia-26.11.2021. P. 86-88.
4. Sokol Andrey, Sokol Galyna. Fire Protection Of Financical Capital. / IX International Scientific and Practical Conference “Trends of Development Modern Science and Practice”, November 16-19, 2021, Stockholm, Sweden. ISBN 978-1-68564-518-2/ DOI 10.46299/ISG.2021.II.IX P. 132-134.
5. Sokol Andrey, Sokol Galyna. Firefighting method using automated system on the basis of Multiple Launch Rocket Systems./ III International Scientific and Practical Conference “Sectoral Reserch XXI: Characteristics and Features” (Vol. 1), April 22, 2022, Chicago, USAI., St. John D., Nie J.-F., Qian M. Light Alloys: Metallurgy of the Light Metals. 5th ed. Butterworth-Heinemann, 2017. ISBN 979-8-88526-804-2/ DOI 10.36074/scientia-22.04.2022. P. 114-115.
6. Military-technical exhibition for the Minmashprom of Ukraine: Bulletin. Kiev, 1995. P. 22.
7. Patent № 3519080, 1968. USA, Helicopter with a suspended tank for extinguishing forest fires. Morz F. Kolebaniya i zvuk. M.: Gostehizdat, 1937. 465.
8.Сокол Г. І., Сокол А.В. Розвиток пожежогасіння на основі використання рідинних ракет / Матеріали XIX наукових читань «Дніпровська орбіта», 23-25 жовтня 2024р., Дніпро, 2024. С. 83-90. Електронний ресурс.
9. ГОСТ 12.1.033-81 «ССБТ. Пожарная безопасность. Термины и определения». пп.12, 13.
10. https://uk.wikipedia.org/wiki/Пожежогасіння.
11. Бюлетень “Військово-технічна виставка Мінмашпрому України”, Київ, 1995. С. 22.
12. Патент № 30418U, США, A62C 3/00, 2006. Спосіб гасіння лісової пожежі.
13. Ковалишин В. В., Карабин 0. 0. Перспективні способи боротьби з лісовими пожежами / Пожежна безпека, №6, 2005. С. 15-18.
14. Спосіб гасіння пожеж автоматизованої безпеки на базі реактивних систем залпового вогню. Патент України № 123017 від 12.02.2018 на корисну модель. Сокол А. В., Сокол Г. І. Бюл. №12 від 25.06, 2018. Ідентифікатор електронного документу 3305200618.
15.Andrey Volodimirovich Sokol, Galyna Ivanivna Sokol. liquid anti-fire missiles. the method of extinguishing fires Виклики та проблеми сучасної науки CIMS [Електронний ресурс]: зб. наук. пр. Дніпро : [б. в.], 2023. Т. 1. 623 с. (37-40). Режим доступу: https://doi.org/10.6084/m9.figshare. 22886720.
16. Galyna Sokol, Andrey Sokol. The Method of Extinguishing Fires using an Antifire Rockets. GJSFR Volume 22 Issue 2 Version. 1.0 Global Journal of Science Frontier Research: I Interdisciplinary. Year, 2022 Type: Double Blind Peer Reviewed International Research Journal Publisher: Global Journals Online ISSN: 2249-4626 & Print ISSN: 0975-5896 / I Classification: DDC Code: 614.845 LCC Code: QC100, DOI: 10.17406/GJSFR. https://globaljournals.org/GJSFR_Volume22/1-The-Method-of-Extinguishing.pdf.

УДК 692.

МЕТОДОЛОГІЯ ФОРМУВАННЯ ВНУТРІШНЬОЇ ГЕОМЕТРІЇ ЛЕГКИХ КОНСТРУКЦІЙНО-АНІЗОТРОПНИХ ЗАЛІЗОБЕТОННИХ ОБОЛОНОК ТА ОЦІНКА ЇХ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ

С.О. Бугаєвський[1], Л.В. Гапонова[2] О. Ю. Сергєєва[3]

[1] д.т.н., професор, професор кафедри мостів, конструкцій і будівельної механіки, Харківський національний автомобільно-дорожній університет, вул. Ярослава Мудрого, 25, м. Харків, 61002, Україна; e-mail: bugaevskiysa@gmail.com

[2] к.т.н., доцент, кафедра комп'ютерної графіки, Харківський національний автомобільно-дорожній університет, вул. Ярослава Мудрого, 25, м. Харків, 61002, Україна; e-mail:gaplyudmila@gmail.com

[3]Магістрант, група ДМ-61-25 e-mail:okskos1485@gmail.com

Анотація. Розроблення легких залізобетонних конструкцій зі складною внутрішньою геометрією є одним із перспективних напрямів сучасного будівельного проєктування, оскільки дає змогу забезпечити високу несну здатність за одночасного зменшення власної ваги та витрат матеріалу. Досягнення цих цілей потребує науково обґрунтованих методів проєктування раціональних внутрішніх структурних конфігурацій.

Ключові слова: *конструкційно-анізотропна оболонка, потенціальна енергія деформації, самонесний каркас, вкладиші для утворення порожнин, напружено-деформований стан.*

METHODOLOGY FOR SHAPING THE INTERNAL GEOMETRY OF LIGHTWEIGHT STRUCTURALLY ANISOTROPIC REINFORCED CONCRETE SHELLS AND EVALUATION OF THEIR STRESS–STRAIN STATE

Serhii Bugaievskyi[1], Liudmyla Haponova[2]*

[1] **D.Sc. (Eng.), Professor,** Professor at the Department of Bridges, Structures and Structural Mechanics, Kharkiv National Automobile and Highway University, 25 Yaroslava Mudroho St., Kharkiv, 61002, Ukraine; bugaevskiysa@gmail.com, ORCID: 0000-0003-2861-0268.

[2] **Ph.D. (Eng.), Associate Professor**, Department of Computer Graphics, Kharkiv National Automobile and Highway University, 25 Yaroslava Mudroho St., Kharkiv, 61002, Ukraine; gaplyudmila@gmail.com, ORCID: 0000-0002-6038-2624. *Corresponding author.

Abstract. The development of lightweight reinforced concrete structures with complex internal geometry is a promising area of modern structural design, as it makes it possible to ensure high load-bearing capacity while simultaneously reducing self-weight and material consumption. Achieving such a combination of structural efficiency and material savings requires scientifically substantiated methods for shaping rational internal structural configurations. This study proposes a methodology for shaping the internal geometry of structurally anisotropic reinforced concrete shells based on the Potential Deformation Energy (PDE) criterion. The methodology involves determining rational geometric parameters of the shell's internal structure, taking into account its stress–strain state and service loading conditions. Numerical simulation using the finite element method is employed to evaluate the efficiency of the proposed structural solutions. The obtained results make it possible to establish the relationship between the geometric parameters of the internal structure and the force-related characteristics of the shell and to substantiate rational parameters of its structural configuration.

Keywords: *structurally anisotropic shell, Potential Deformation Energy, self-supporting framework, void-forming inserts, stress–strain state, finite element method.*

Вступ. Встановлено взаємозв'язок між внутрішніми геометричними параметрами оболонки та її напружено-деформованим станом. Визначено раціональний крок ребер, за якого мінімізується потенціальна енергія деформації та забезпечується ефективний перерозподіл внутрішніх зусиль. Показано, що використання вкладишів із пінополістиролу дає змогу зменшити власну вагу конструкції без істотного зниження її несної здатності, тоді як введення сталевого листа підвищує ефективність роботи нижнього шару за несприятливих умов навантаження. Запропонована методологія забезпечує раціональний підхід до формування внутрішньої геометрії конструкційно-анізотропних залізобетонних оболонок, що сприяє підвищенню ефективності конструкції та зменшенню витрат матеріалу.

Мета роботи. Метою цього дослідження є розроблення методології формування внутрішньої геометрії конструкційно-анізотропних залізобетонних оболонок на основі енергетичного критерію оптимізації та оцінювання їхньої напружено-деформованої поведінки за експлуатаційних навантажень.

Методологія. Для чисельного моделювання застосовано метод скінченних елементів із використанням програмного комплексу ANSYS. Критерій оптимізації ґрунтується на принципі мінімуму потенціальної енергії деформації (ПЕД), що дає змогу визначити раціональне поєднання геометричних параметрів оболонки за умови збереження постійного об'єму матеріалу. Чисельне моделювання виконано для конструкційно-анізотропних залізобетонних оболонок розміром 9 × 9 м із вкладишами з пінополістиролу для утворення порожнин, а також для відповідної конструкції зі сталевим листом у нижньому шарі за дії рівномірно розподіленого та зосередженого навантажень.

Для досягнення поставленої мети визначено такі завдання:

• встановити взаємозв'язок між потенціальною енергією деформації (ПЕД) та геометричними параметрами конструкційно-анізотропних залізобетонних оболонок;

• визначити раціональну геометричну конфігурацію оболонки, включаючи крок ребер і геометрію внутрішніх порожнин, за умови збереження постійного об'єму матеріалу;

• розробити практичну технологічну процедуру реалізації запропонованої геометрії оболонки з використанням вкладишів для утворення порожнин та незнімної опалубки;

• оцінити напружено-деформований стан запропонованих конфігурацій оболонки за дії рівномірно розподіленого снігового навантаження (1600 Па) та зосередженого навантаження (1 т) із використанням скінченно-елементного аналізу.

Об'єктом дослідження є конструкційно-анізотропні залізобетонні оболонкові конструкції з внутрішніми ребрами та вкладишами з пінополістиролу для утворення порожнин.

Методи дослідження включають метод скінченних елементів для чисельного моделювання, методи механіки суцільного середовища та будівельної механіки, чисельний аналіз напружено-деформованого стану, а також технологію зведення монолітних залізобетонних конструкцій.

Програмні засоби. Чисельне моделювання виконано з використанням програмних комплексів LIRA-SAPR та ANSYS, а програмні продукти Autodesk застосовано для геометричного моделювання та проєктування.

Для дослідження напружено-деформованого стану елементів було запропоновано захисну споруду у вигляді конструкційно-анізотропної оболонки розміром 9×9 м із кроком бетонних ребер 1 м та вкладишами з пінополістиролу. Конструкція монолітної залізобетонної оболонки містить арматурні каркаси, між якими розташовані внутрішні ребра та вкладиші, що забезпечує вирівнювання зусиль і спільну роботу зовнішньої та внутрішньої оболонок. Раніше в роботі [3] було виконано чисельний аналіз поведінки конструкційно-анізотропної конструкції в нестаціонарних умовах під впливом стандартної пожежі. Встановлено, що в досліджуваній конструкції товщиною 300 мм температура в перерізі бетону становить близько 395 °C, а в теплоізоляції – 520 °C. У зв'язку з цим вогнестійкість конструкційно-анізотропних оболонок було оцінено як REI 60.

Моделювання різних схем навантаження анізотропних конструкцій із різною гаусовою кривизною є актуальним, а отримані результати розглянуто в роботах [1-10].

Розрахунки виконувалися у програмному комплексі ANSYS із використанням модуля Static Structural. Було побудовано тривимірну скінченно-елементну модель, яка дає змогу оцінити напружено-деформований стан конструкційно-анізотропної оболонки. У програмному комплексі ANSYS Static Structural використано такі типи скінченних елементів: SOLID186 для бетонних ребер і шарів оболонки; SHELL181 – для металевого листа. Параметри матеріалів: бетон C25/30 – E = 30 000 МПа, ν = 0,2; сталь – E = 200 000 МПа, ν =

0,3; вкладиші з пінополістиролу моделювалися як ненесні елементи-формувачі порожнин, виключені з аналізу напружень, оскільки їхній внесок у роботу конструкції є незначним. Граничні умови та параметри скінченно-елементної сітки: 45 644 вузли та 7 484 елементи із середнім розміром елемента приблизно 150 мм. Навантаження задавали у вигляді поверхневого тиску та об'ємної сили.

Було виконано 3D-моделювання циліндричної оболонки з металевим листом та без нього. Основним обґрунтуванням застосування такої конфігурації є не підвищення жорсткості конструкції, яке для досліджуваних випадків навантаження є незначним, а забезпечення захисту від локального удару, підвищення несної здатності за розтягом у нижньому поясі за несиметричного навантаження, а також використання листа як елемента незнімної опалубки.

Також зазначимо, що спільну роботу бетону ребер і сталевого листа моделювали за допомогою зв'язаного контакту, тобто приймали повну спільну роботу цих елементів. Опори були прийняті шарнірними та нерухомими у чотирьох кутових точках оболонки в плані. Програмний комплекс ANSYS забезпечує автоматичну тріангуляцію складних геометричних форм із формуванням скінченно-елементної сітки шляхом автоматичного імпорту геометричної моделі з допоміжного тривимірного програмного комплексу. Результати розрахунку наведено в таблиці 1.

Таблиця 1 – Результати розрахунку конструктивно-анізотропних оболонок.

Параметри	Конструкційно-анізотропна оболонка 9×9м вкладиші з пінополістиролу	Конструкційно-анізотропна оболонка 9×9м вкладиші з пінополістиролу і металевий лист в нижній зоні δ=10 мм
Геометричні розміри (довжина, ширина, висота), м	9×9×3,8 м	9×9×3,8 м
Максимальні напруження від власної ваги, МПа	0,827 МПа	0,831 МПа
Максимальні напруження від власної ваги та снігового покриву, МПа	0,827 МПа	1,033 МПа
Максимальні деформації від власної ваги, мм	0,244 мм	0,24 мм
Максимальні деформації від власної ваги та снігового покриву, мм	0,244 мм	0,3 ммм
Максимальні деформації від зосередженого навантаження 1 т/м²	0,269 мм	0,271 мм
Максимальні напруження від зосередженого навантаження 1 т/м²	0,914 МПа	0,917 МПа

Висновки. Розроблення методології формування внутрішньої геометрії конструкційно-анізотропних залізобетонних оболонок є важливим і актуальним напрямом сучасного будівельного проєктування. Запропонована методологія сприяє підвищенню конструктивної ефективності, надійності та довговічності залізобетонних оболонкових систем, а також зниженню матеріаломісткості завдяки раціональній оптимізації їхніх геометричних параметрів.

1. Встановлено взаємозв'язок між потенційною енергією деформації та геометричними параметрами конструкційно-анізотропних залізобетонних оболонок. Чисельний аналіз показав, що мінімальне значення ПЕД досягається за кроку ребер приблизно $l \approx 1000$ мм, що свідчить про раціональність такої геометричної конфігурації оболонки. Крім того, методом скінченних елементів досліджено напружено-деформований стан полегшеної залізобетонної оболонки з вкладками з пінополістиролу, що виконують функцію формоутворювачів порожнин.

2. Проведено порівняльний чисельний аналіз двох конструктивних варіантів: конструкційно-анізотропної залізобетонної оболонки розміром 9 × 9 м із вкладками з

пінополістиролу та аналогічної оболонки, додатково підсиленої сталевим листом завтовшки 10 мм, прикріпленим до нижньої поверхні. Скінченно-елементне моделювання виконано за допомогою модуля Static Structural програмного комплексу ANSYS.

3. Подальші дослідження будуть спрямовані на вивчення динамічної реакції конструкційно-анізотропних залізобетонних оболонок під дією вибухових та ударних навантажень, а також на експериментальну перевірку їхньої конструктивної ефективності за екстремальних навантажень. Практична значущість цього напряму досліджень суттєво зросла в сучасних умовах, що зумовило нагальну потребу в надійній захисній інфраструктурі.

4. Запропонована легка модульна залізобетонна оболонкова система може бути використана як ефективне інженерне рішення для об’єктів цивільного захисту завдяки зниженій власній вазі, раціональному використанню матеріалів, високій конструктивній ефективності та можливості швидкого зведення. Такі конструкції можуть встановлюватися на транспортних вузлах, громадських площах, у рекреаційних зонах, на промислових об’єктах та в інших місцях, де необхідне швидке розгортання захисної інфраструктури.

ЛІТЕРАТУРА

1. Yefimov, O. P., & Gaponova, L. V. (2026). Algorithmic evolution of structures from monoliths to bionic design via topology optimization. *Modern Technologies and Methods of Calculations in Construction*, *25*, 377-385. https://doi.org/10.36910/6775-2410-6208-2026-15(25)-28
2. Gaponova, L. V., Arkhipov, O. V., & Suminov, A. V. (2025). Computer modeling of anisotropic shells using the AUTODESK INVENTOR PC. Bulletin of the Kharkiv National Automobile and Highway University, (108), 218-218.
3. Haponova L. Rationalization of Reinforced Concrete Structural-Anisotropic Shells Design Parameters. (2025). *European Scientific E-Journal*, *40*, 96–107. https://doi.org/10.47451/tec2025-10-02
4. EN 14488-6:2006 – Testing sprayed concrete: thickness measurement on substrate.2006.
5. Shmukler V. S. New energy principles of design rationalization. Collection of scientific papers of the Ukrainian State University of Public Transport. - 2017. - Issue. 167. - P. 54-69.
6. W. Huang, Z. Hao, J. Li, D.K.G. Tong, Y. Zhang, H. Gao, K.J. Hsia, M. Liu. A tutorial on simulating nonlinear behaviors of flexible structures with the discrete differential geometry (DDG) method. Appl. Mech. Rev., 77 (2025), https://doi.org/10.48550/arXiv.2504.11417
7. Haponova L, Buhaievskyi S., Atynian A., Pustovoitova O., Kamchatna S. Finite element analysis with experimental verification of concrete anisotropic structures for industrial design under hydrostatic pressure. Results in Engineering. Volume 30, June 2026, 110245. https://doi.org/10.1016/j.rineng.2026.110245.
8. F.E. Udwadia, N. Mogharabin. New directions in modeling and computational methods for complex mechanical dynamical systems. Processes, 10 (8) (2022), p https://doi.org/10.3390/pr10081560
9. M. Qasem, M. Hasan, R. Muhamad, C.-L. Chin, N. Alanazi. Generalised calibration and optimization of concrete damage plasticity model for finite element simulation of cracked reinforced concrete structures. Results. Eng., 25 (2025), Article https://doi.org/10.1016/j.rineng.2024.103905
10. Buhayevskyi, S.O., Gaponova, L.V., Pustovoitova, O.M., Atynian, A.O. (2025). *Improvement of Technologies and Structures for Reinforced Concrete and Concrete Structures and Products*. Kharkiv: Kharkiv National Automobile and Highway University (KhNAHU). 184 p. https://dspace.khadi.kharkov.ua/handle/123456789/28149

УДК 629.56:539.388

ТЕНДЕНЦІЇ ПРОЄКТУВАННЯ КОРПУСІВ ОБ'ЄКТІВ МОРСЬКОЇ ТЕХНІКИ З ВИКОРИСТАННЯМ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

Ю.О. Казимиренко[1], Д.В. Котляр[2], Соломонюк Н.С.[3]

[1]зав. кафедрою матеріалознавства і технології металів, д.т.н., доцент, професор кафедри
e-mail: yuliia.kazymyrenko@nuos.edu.ua
[2]докторант, к.т.н., e-mail: dmitriy.kotlyar@nuos.edu.ua
[3]доцент кафедри будівельної механіки та конструкції корпусу корабля, к.т.н., доцент,
e-mail: nataliya.solomoniuk@nuos.edu.ua
[1,2,3] Національний університет кораблебудування імені адмірала Макарова, м. Миколаїв, Україна

Анотація. Роботу присвячено важливій науково-технічні проблемі проєктування корпусів підводних апаратів, колоколів, трубопроводів, блоків плавучості з використанням композиційних матеріалів. Проаналізовано критерії експлуатації і виявлена відповідність металевих і неметалевих матеріалів поставленим вимогам. Визначена необхідність створення нового методологічного підґрунтя з поєднанням матеріалознавчих і геометричних задач.

Ключові слова: *металеві сплави, неметалеві матеріали, полімерні композиційні матеріали, конструкції, матеріалознавчі і геометричні задачі*

TRENDS IN THE DESIGN OF HULLS OF MARINE EQUIPMENT FACILITIES USING COMPOSITE MATERIALS

Yu.O. Kazymyrenko[1], D.V. Kotliar[2], N.S. Solomoniuk[3]

[1]Head of the Department of Materials Science and Technology of Metals, DSc in Engineering, Associate Professor, e-mail: yuliia.kazymyrenko@nuos.edu.ua
[2] Doctoral Student, PhD in Engineering, , e-mail: dmitriy.kotlyar@nuos.edu.ua
Associate Professor, Department of Structural Mechanics and Ship Hull Structures, PhD in Engineering, Associate Professor, e-mail: nataliya.solomoniuk@nuos.edu.ua
[1,2,3]Admiral Makarov National University of Shipbuilding, Mykolaiv, Ukraine

Abstract. The work is devoted to an important scientific and technical problem of designing the hulls of underwater vehicles, bells, pipelines, buoyancy blocks using composite materials. The operating criteria are analyzed and the compliance of metallic and non-metallic materials with the requirements is determined. The need to create a new methodological basis with a combination of materials science and geometric problems is determined.

Keywords: *metal alloys, non-metallic materials, polymer composite materials, structures, materials science and geometric problems*

Вступ. Актуальність тематики досліджень зумовлена необхідністю створення нових технічних засобів обслуговування морської і підводної інфраструктури з метою виконання підводно-технічних робіт і забезпечення екологічного моніторингу ґрунту, біоніки, а також підйому з морського та річного дна затонулих і небезпечних об'єктів, зокрема невідомого походження. Експлуатаційні та функціональні характеристики підводних апаратів, трубопроводів, колоколів, блоків плавучості безпосередньо залежать від обводів корпусів та матеріалів, що застосовуються для їх виготовлення.

Мета роботи полягатиме у ґрунтовному аналізі сучасних тенденцій проєктування корпусів об'єктів морської, зокрема підводної техніки і визначення перспективних шляхів за участю нових композиційних матеріалів.

Матеріали, методи і результати досліджень. Створення міцних легких корпусів об'єктів морської, зокрема підводної техніки, являє собою складну міждисциплінарну науково-технічну проблему на стику суднобудування, прикладної геометрії, механіки деформованого твердого тіла, гідродинаміки і матеріалознавства.

Ключові виклики сучасності ґрунтуються на принципах відповідності масогабаритних параметрів конструкцій корпусу гідростатичним і гідродинамічним умовам їх експлуатації на певних глибинах з урахуванням кліматичних факторів. Це зумовлює поступову відмову від металевих матеріалів (сталевих, титанових, алюмінієвих сплавів) на користь неметалевих (скло, кераміка тощо) і полімерних (скло- і вуглепластики, пінополіуретани, синтактні пінопласти тощо) композитів. Застосовані матеріали повинні забезпечувати легкість і

плавучість конструкцій, здатність витримувати гідростатичні навантаження, мати стійкість до атмосферної і бактеріальної дії та безліч інших вузькоспеціальних властивостей, які визначаються їх хімічним складом, особливостями структури, технологіями з'єднання і обробки. Відповідність матеріалів визначених вимогам продемонстрована у табл. 1.

Таблиця 1 – Критерії і відповідність матеріалів умовам експлуатації об'єктів морської техніки

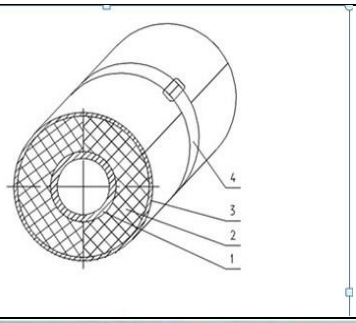
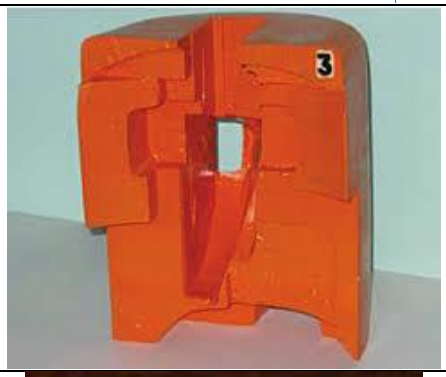
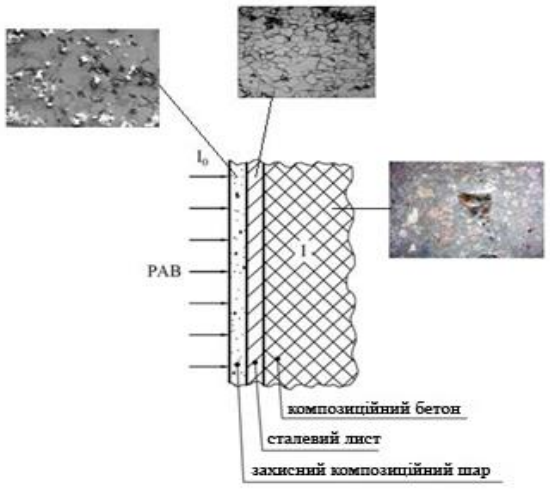
Умови експлуатації і критерії відповідності матеріалів	**Матеріали для корпусів**
Гідростатична міцність на великих глибинах (до 11 000 м)	Високоміцні сталі, титанові сплави, скляні і керамічні оболонки
Гідростатична міцність на шельфових глибинах (до 200 м)	Синтактичні пінопласти, склопластики, різновиди піноскла
Низьке водопоглинання (≤1%)	Високоміцні сталі, титанові сплави, скляні і керамічні оболонки
Корозійна стійкість: стабільність товщини або маси матеріалу в умовах тривалого перебування у електроліті	Скляні і керамічні матеріали, полімерні композити
Стелс-характеристики (*stealth characteristics*): min магнітне поле, здатність поглинання або розсіювання радіосигналів	Склокристалічні і склокерамічні композити, градієнтні і шаруваті композиції, графени і вуглепластики
Вогнестійкість (пожежостійкість): горючість, займистість, здатність до поширення полум'я	Високоміцні сталі, титанові сплави, скляні і керамічні оболонки
Пластичні механізми руйнування	Скло- і вуглепластики
Технологічні властивості: здатність утворювати герметичні з'єднання, можливість формування гідродинамічних форм корпусів	Армовані полімерні композити

Джерело: складено авторами за аналізом робіт [1-10]

Розробники сучасних технологій виробництва композиційних матеріалів надають перевагу полімерним видам композитів, використання яких забезпечує зменшену (на 30…60 %) вагу корпусів, що розширює можливості улаштування суден і технічних засобів малопотужними джерелами енергії. Полімерні композиційні матеріали під час експлуатації у морській воді не зазнають пошкоджень через електрохімічну корозію. Проте їх використання не гарантує усіх умов пожежної безпеки, яка може виникнути на об'єкті через несправність електрики, приладів або через влучання сторонніх предметів. Проблемним питанням залишається утилізація полімерних корпусів. На відміну від металевих сплавів, які далі прямують на переплавлення, переробка полімерів являє собою складний технологічний процес, який не завжди відповідатиме екологічним вимогам. Тому при проєктуванні корпусів підводних апаратів, трубопроводів, колоколів тощо перевага надається гібридним (*hybrid structures*) або сендвіч-конструкціям (*sandwich structures*) з використанням різних за хімічним складом, структурою і властивостями матеріалів, кожен з яких виконує свою власну функцію (приклади наведено у табл. 2).

Використання різнорідних матеріалів вимагатиме від проєктувальників і технологів створення нових методологічних підходів, які б врахували не тільки геометрію обводів корпусів об'єктів морської техніки, а й особливості структури і властивості матеріалів. Проєктно-технологічне підґрунтя започатковано автором в роботі [11].

Таблиця 2 – Особливості конструкцій і матеріали для об’єктів морської техніки

Об’єкт морської техніки	Особливості конструкції і використання матеріалів
	**Конструкція підводного трубопроводу**: 1 – трубопровід; 2 – теплова ізоляція; 3 – захисний шар; 4 – ремінь; 5 – трубна секція; 6,7 – концентричні труби; 8 – вставка у вигляді *V*-подібної оболонки Теплова ізоляція поєднує у собі функції матеріалу плавучості і може бути виконана з різновидів синтактичних пінопластів
	**Модуль додаткової плавучості** Виконується із синтактних пінопластів і використовуються для досліджень шельфових глибин до 200 м
	**Комбінований блок плавучості** з керамічними макросферами та заливкою із сферопластика Сформовані блоки є невід’ємною частиною комбінованих систем плавучості, що розміщуються у вільних від несучих конструкцій об’ємах та під час експлуатації зазнають навантаження гідростатичним тиском
	**Модуль біологічного захисту** плавучих засобів для короткочасного зберігання радіоактивних вантажів (РАВ) Підвищений захист сталевих конструкцій досягається через формування шарів з матерів різної поглинаючої і відбиваючої здатності і додаткового нанесення метал-скляного захисного шару

Джерело: складено авторами за аналізом робіт [1-10]

Постановка подальшого дослідження. Ґрунтовний аналіз сучасних тенденцій проєктування корпусів об’єктів морської, зокрема підводної техніки виявив відсутність цілісних методологічних засад активного параметричного формоутворення корпусів, які б інтегрували диференціально-параметричний апарат керування локальною кривиною з матеріалознавчими та розрахунково-конструкторськими критеріями міцності, гідродинаміки й ваговій ефективності підводних засобів. Тому перспективи подальших досліджень пов’язані

з подоланням виявленого науково-технічного протиріччя між зростаючими вимогами до гідродинамічної ефективності, міцності і глибини занурення засобів підводної техніки і обмеженими можливостями обводів корпусів.

Пояснюваність прогнозу. Поєднання матеріалознавчих і проєктних задач допоможе створити цілісну картину для всебічного вивчення і розв'язання окремих задач міцності, зокрема напружено-деформованого стану у гібридних і сендвічевих конструкціях об'єктів морської техніки.

Висновки.

Наведено огляд матеріалів, які застосовуються для об'єктів морської техніки.

Визначено проблемні питання, критерії і відповідність матеріалів умовам експлуатації.

Запропоноване поєднання матеріалознавчих і геометричних задач допоможе підвисити проєктно-технологічний рівень створення підводних технічних засобів за допомогою нових композиційних матеріалів з комплексними властивостями.

ЛІТЕРАТУРА

1. Коробейнікова В.О., Соломонюк Н.С. Теплопровідність блоків плавучості підвищеної теплостійкості на базі піноскла. Збірник наукових праця НУК. 2018. 3-4. С. 13-18.
2. Присташ С.Ф. Аналіз стану і проблеми розрахунку напружено-деформованого стану тороїдального міцного корпусу для підводних апаратів. Вісник Одеського національного морського університету. 2020. 1(61) С. 55-69.
3. Юреско Т.А. Удосконалення конструкцій підводних населених апаратів теплоізолюючими блоками плавучості. Збірник наукових праць НУК. 2016. 4. С. 28-33.
4. A Kondratiev, V Kochanov, T Yuresko, A Tsaritsynsky. Durability of Acrylic Products During Heat Aging. Book Chapter Solid State Phenomena. 334. Pp. 145-153.
5. Кочанов В.Ю. Критерії вибору конструктивного типу і матеріалу глибоководних ілюмінаторів для Чорноморського басейну. Вісник Одеського національного морського університету. 2020. 1(61) С. 70-79.
6. Kazymyrenko Yu., Solomoniuk N., Drozd O. Glass microspheres thermo-deformation sintering processes in the technologies of obtaining materials for underwater technical equipment. *POLISH MARITIME RESEARCH*. 3 (119). 2023. Vol. 30; pp. 174-180.
7. Казимиренко Ю.О. Наукові основи проектування і підвищення захисту метал-скляними матеріалами елементів суден для радіоактивних вантажів: дис…д-ра техн. наук: 05.08.03; 05.17.11 Національний університет кораблебудування ім. адм. Макарова. 2019.
8. Казимиренко Ю.О. Розробка технології ізолювання танків суден для перевезення гарячих наливних вантажів: дис…канд. тех наук: 05.08.04 Український державний морський технічний університет. 2003.
9. CATALOG OF THE SCIENTIFIC PRODUCT ADMIRAL MAKAROV NATIONAL UNIVERSITY OF SHIPBUILDING Mykolaiv ● NUS ● 2023. URL: https://www.nuos.edu.ua/wp-content/uploads/2023/12/KATALOG-1_2023-ENGLISH-110p-1.pdf
10. Квітка О.Л., Д'ячков І.І. Напружений стан і міцність оболонок з крихких неметалевих матеріалів. К.: Наукова думка. 1983.
11. Котляр Д. Геометричні властивості гаусівсько-модифікованих циклоїдальних кривих. Proceedings of the International Geometry Center Vol. XX, no. XX (202X). Pp. 1–33

УДК 539.4: 621.81

АНАЛІЗ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ КОРПУСУ СОПЛА, КОРПУСІВ РАКЕТ КОСМІЧНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ І КОМПОЗИТНИХ ОБОЛОНОК «МЕТОДОМ ГАЛОГЕНУ»

В.В. Сатокін[1]

[1]провідний фахівець, e-mail: ofsale@gmail.com

[1]Державне підприємство "Конструкторське бюро "Південне" ім. М.К. Янгеля, Дніпро, Україна

Анотація. Розглянуте застосування «методу галогена» для дистанційного неруйнівного аналізу напружено-деформованого стану конструкцій та аналізу силових ліній (як траєкторій головних зусиль) на прикладі корпусів сопла, корпусів ракет космічного призначення, корпусів композитних оболонок та лопатей турбін. Проведений аналіз конструкцій «методом галогена» вказує на місця розташування відхилень у напружено-деформованому стані, та дозволяє провести роботи з доопрацювання на проміжних етапах виготовлення, для усунення недоліків і відхилень.

Ключові слова: *метод галогена, сопло, корпус ракети, композитна оболонка, аналіз силових ліній, прогнозування стану.*

ANALYSIS STRESS-STRAIGHTENING STATE OF THE NOZZLE, SPACE ROCKET BODY AND COMPOSITE SHELLS BY THE “HALOGEN METHOD”

Valerii Satokin[1]

[1]leading specialist, e-mail: ofsale@gmail.com

[1]”Yuzhnoye” State Design Office, Dnipro, Ukraine

Abstract. The application "halogen method" for remote non-destructive analysis of the stress-strain state of structures and the analysis of force lines (as trajectories of the main forces) is considered using the example of nozzle bodies, space rocket bodies, composite shell bodies and turbine blades. The analysis of structures using the "halogen method" indicates the locations of deviations in the stress-strain state and allows for refinement work at intermediate stages of manufacturing to eliminate shortcomings and deviations.

Keywords: *halogen method, nozzle, rocket body, composite shell, force line analysis, state prediction.*

Вступ. В 2014 році Державним підприємством «Конструкторське бюро «Південне» були проведені гідравлічні руйнівні випробування (ГРВ) корпусу сопла ракетного двигуна на твердому паливі (РДТП) внутрішнім тиском до руйнування, але без перевищення заданого рівня навантажень. Задана межа рівня внутрішнього тиску була досягнута, корпус сопла в устаткуванні зруйнований не був, але в ньому відбулось непружне деформування. При проведенні дефектації корпусу сопла РДТП проводилось фотографування досліджуваного об’єкту до та після ГРВ. Аналіз і порівняння зображень до та після ГРВ призвів до відкриття «метода галогена» [1]. Відкритий метод постійно застосовується в ДП «КБ «Південне», як інструмент наукового пізнання [2–8].

Мета роботи. Показати можливості і потенціал застосування «методу галогена» для дистанційного неруйнівного аналізу напружено-деформованого стану конструкцій та аналізу силових ліній (як траєкторій головних зусиль) на прикладі корпусів сопла, корпусів ракет космічного призначення, корпусів композитних оболонок та лопатей турбін.

Опис роботи і застосування «методу галогена». При фотографуванні корпусу сопла під час ГРВ [1], використовувалась вбудована в смартфон LED лампа для освітлення. Виявилось що поєднання освітлення і камери дозволяє по фотографії визначати візуально напрямок силових ліній, зони деформування конструкції при навантаженнях, та розраховувати залишкові напруження і деформації.

Зміна ширини світлового сліду пояснюється зміною геометрії досліджуваного об’єкту і проілюстрована на рис. 1 на прикладі циліндричного об’єкта.

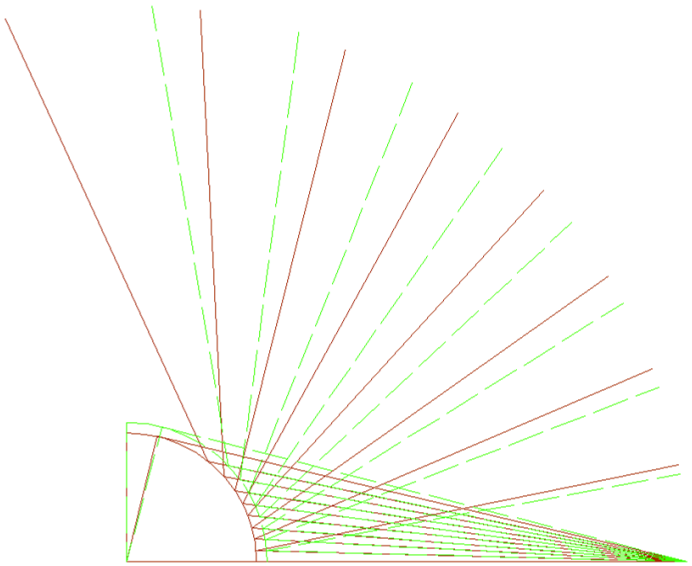


Рисунок 1 - Геометрія зміни світлового сліду

Суцільні лінії – лінії падіння і відбиття променів від поверхні до деформування (у випадку РДТП до дії внутрішнього тиску). Пунктирні лінії – лінії падіння і відбиття променів після навантаження. Як бачимо з геометрії відбиття променів від навантаженого корпусу кут відбиття променів зменшується, і відповідно ширина лінії, яку реєструє камера, на фотографії сліду збільшується, у зв'язку з тим, що більша кількість променів потрапляє в той самий конус спостереження (фотокамера).

Аналіз корпусу сопла. На рис. 2 приведений корпус сопла ракети, виготовленого компанією «Firefly Aerospace», фотографія була розміщена компанією в мережі «x.com» [9].

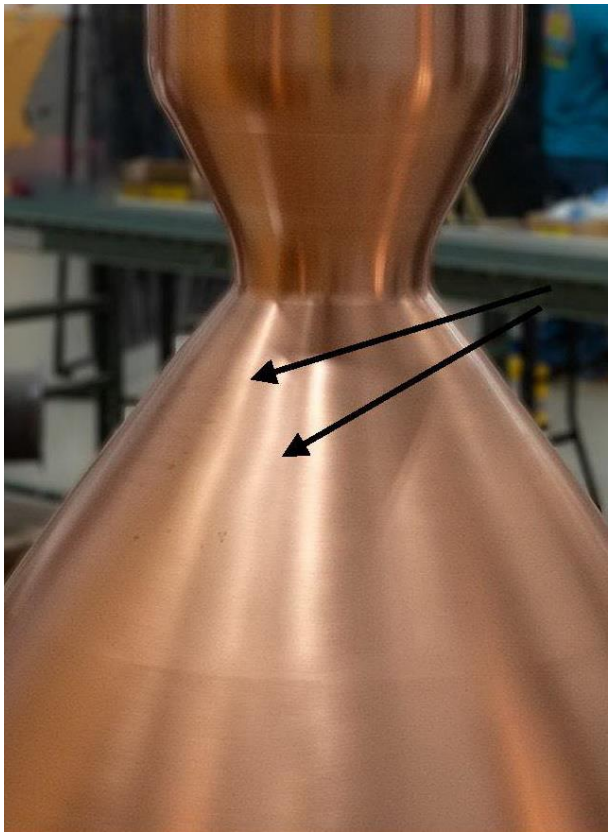


Рисунок 2 - Геометрія зміни світлового сліду

Проведений аналіз корпусу сопла «методом галогена» показує, що конструкція містить залишкові деформації і силові лінії сопла не співпадають з геометричними твірними.

Стрілками показані хвилі на силових лініях, яких не повинно бути. Наявність вказаних відхилень призведе до нерозрахункової роботи сопла.

Аналіз корпусу головного обтічника. На рис. 3 приведений збиральний цех компанії «Firefly Aerospace» і деталізоване зображення головного обтічника, фотографія була розміщена компанією в мережі «x.com».

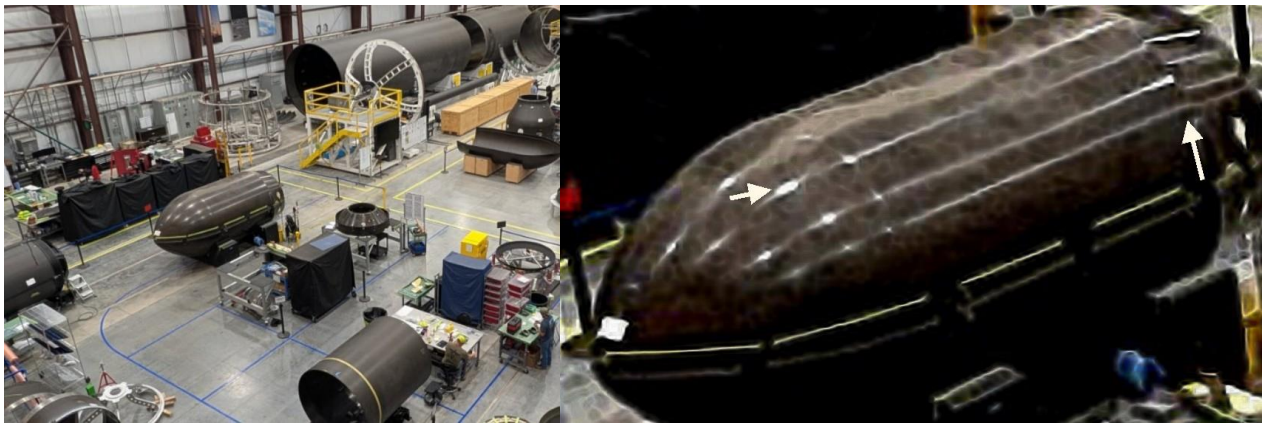


Рисунок 3 – Збиральний цех і деталізований головний обтічник ракети

Проведений аналіз корпусу головного обтічника показує, що силові лінії не суцільні-місця не суцільності показані стрілками. Також в місці конічного переходу (ліва стрілка) силові ліній не тільки не суцільні, а і не співпадають з геометричними твірними.

Наявність вказаних відхилень призведе до нерозрахункової роботи головного обтічника.

Аналіз корпусів ракет. На рис. 4 приведені фотографії елементів космічного корабля StarShip компанії SpaceX взяті з її офіційної сторінки в мережі «x.com».

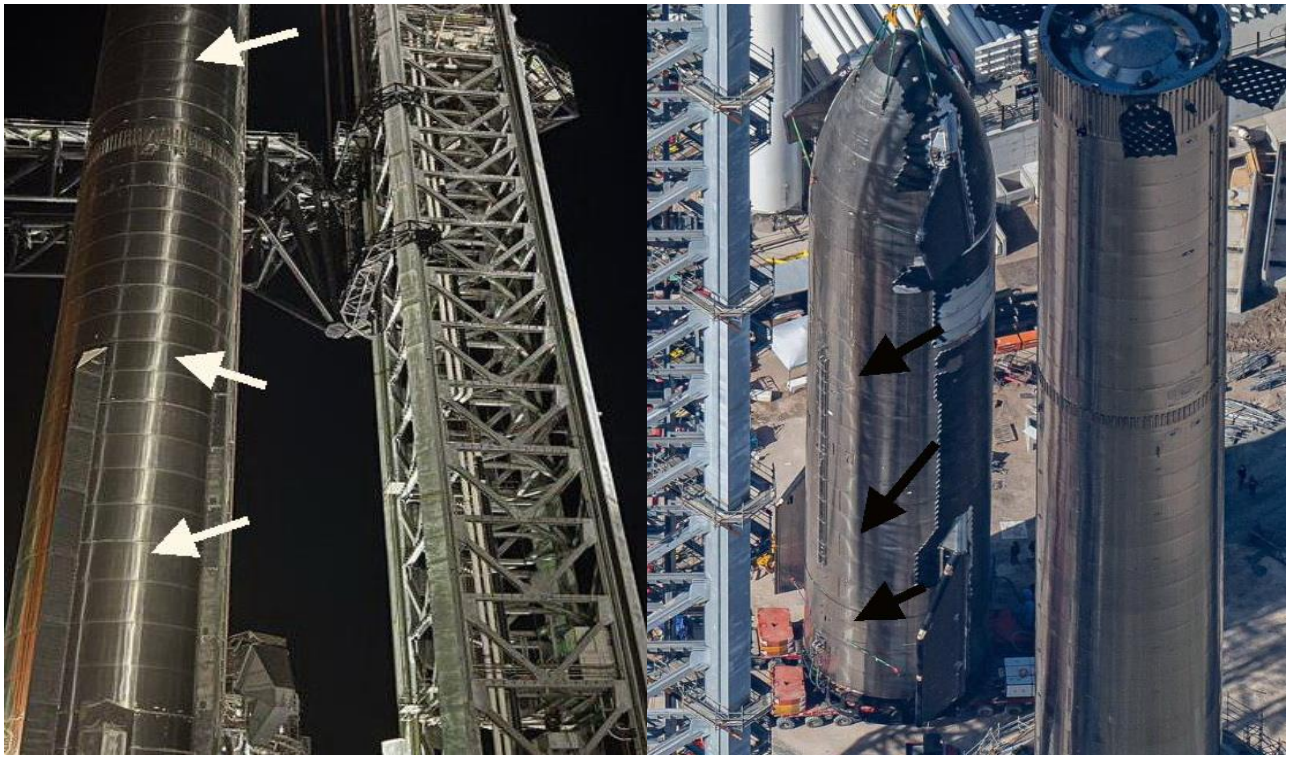


Рисунок 4 - Геометрія зміни світлового сліду корпусу космічного корабля

Проведений аналіз «методом галогена» корпусу космічного корабля і розгінного блоку показав наявність в конструкції як залишкових деформацій, так і складного та несиметричного напружено-деформованого стану конструкції.

Стрілками показані світлові сліди, геометрія яких вказує на це. В досконалій конструкції ці світлові сліди повинні співпадати з твірними. Наявність відхилень призведе до нерозрахункової роботи корпусу космічного корабля.

Аналіз композитних оболонок. На рис. 5 приведені скріншоти з відео виготовлення композитної оболонки, розміщеної в мережі Instagram, користувачем amrf.sydney [10].



Рисунок 5 - Геометрія зміни світлового сліду композитної оболонки

Проведений аналіз «методом галогена» корпусу композитної оболонки показав наявність в конструкції як залишкових деформацій, так і складного та несиметричного напружено-деформованого стану конструкції. Ліве зображення має класичні силові лінії, які співпадають з геометричними твірними, центральне і праве зображення в правій частині оболонки містить спотворення силових ліній, обумовлене помилками при виготовленні, які викликали зміну геометрії оболонки і змінили її силову роботу.

В досконалій конструкції ці світлові сліди повинні співпадати з твірними. Наявність відхилень призведе до нерозрахункової роботи композитної оболонки.

Висновки. Проведення аналізу різноманітних конструкцій «методом галогена» вказує на місця розташування відхилень у напружено-деформованому стані, візуалізує силові ліній, та дозволяє проводити неруйнівний контроль стану та роботи з доопрацювання і дослідження конструкції на всіх етапах її виготовлення та для усунення і корегування недоліків та відхилень.

ЛІТЕРАТУРА

1. Сатокін В.В., Мусієнко П.Б., «Віртуальні випробування корпусу сопла РДТП». Космічна техніка. Ракетне озброєння. Дніпро, ДП«КБ «Південне» 2015, №3, С. 46-49.
2. Ю.Н. Бабій, Ю.А. Лях, В.В. Сатокін, П.Б. Мусієнко, «Дослідження міцностних характеристик корпусу РДТП блоку імпульсної корекції при гідравлічних випробуваннях». Збірка тез VI Міжнародної конференції «Космічні технології: теперішнє і майбутнє». Дніпро, ДП «КБ «Південне», 2017.
3. В.В. Сатокін, «Моделювання руйнування соплової мембрани мікрогабаритного РДТП». Збірка тез «I Міжнародної науково-технічної конференції «Динаміка, Міцність та моделювання в машинобудуванні». Харків, 2018.
4. В.В. Сатокін, П.Б. Мусієнко, «Неруйнівний контроль стану корпусу сопла РДТП при натурних випробуваннях». Збірка тез «I Міжнародної науково-технічної конференції «Динаміка, Міцність та моделювання в машинобудуванні». Харків, 2018.
5. Ю.С. Прокоф'єв, В.В. Сатокін, Ю.Н. Бабій, «Дослідження соплової мембрани мікрогабаритних РДТП і чисельне моделювання її експлуатаційного стану». Вісник Дніпропетровського Університету. 2018, Том 17, №4, С. 97-103.
6. В.В. Сатокін, П.Б. Мусієнко, «Неруйнівний контроль стану корпусу сопла РДТП при гідравлічних випробуваннях». Збірка тез Збірка тез VII Міжнародної конференції «Космічні технології: теперішнє і майбутнє». Дніпро, ДП «КБ «Південне», 2019.
7. В.В. Сатокін, «Контроль і аналіз напружено-деформованого стану оболонок, в процесі їх виготовлення при 3D друці і зварюванні», IAC-20-C2.7, x56842.
8. В.В. Сатокін, «Віртуальне моделювання руйнування мембран», IAC-21-C2.7.
9. https://x.com/FireflySpace/status/1913245198903128283
10. https//www.instagram.com/reel/Dd0UwmrooCT/?l=1

УДК 004.94:621.8

НАСКРІЗНЕ ПРОЄКТУВАННЯ З ВИКОРИСТАННЯМ АНОТОВАНИХ 3D-МОДЕЛЕЙ

Болтасов С.В.[1], Хричов В.В.[2], Дейнеко Л.М.[3], Назарова А.О.[4], Дербаба В.А.[5]

[1, 2, 3, 4] ДП «КБ «Південне», Дніпро, Україна e-mail: info@yuzhnoye.com

[5] НТУ «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна e-mail: derbaba.v.a@nmu.one

Анотація. Розглянуто організацію наскрізного проєктування та виготовлення деталей на основі єдиної анотованої 3D-моделі. На прикладі кронштейна обичайки показано послідовність параметричного моделювання, оптимізації конструкції деталі, анотування, підготовки заготовки та виконання моделювання механічної обробки в Autodesk Inventor та Inventor CAM. Autodesk Vault і специфікація матеріалів BOM (Bill of Materials) розглядаються як інструменти для цифрового керування складом виробу.

Ключові слова: *наскрізне проєктування, моделювання, анотована 3D-модель, цифрова послідовність, Autodesk Inventor, Autodesk Vault, специфікація матеріалів, CAD\CAE\CAM.*

END-TO-END DESIGN USING ANNOTATED 3D MODELS

Sergey Boltasov[1], Vadym Khrichov[2], Lydia Deyneko[3], Alona Nazarova[4], Vitalii Derbaba[5]

[1, 2, 3, 4] «Yuzhnoye Design Office», Dnipro, Ukraine e-mail: info@yuzhnoye.com

[5] Dnipro University of Technolodgy, Dnipro, Ukraine e-mail: derbaba.v.a@nmu.one

Annotation. The organization of end-to-end design and manufacturing of parts based on a single annotated 3D model is examined. Using the example of a shell bracket, the sequence of parametric modeling, structural design optimization, annotation, workpiece preparation, and machining simulation in Autodesk Inventor and Inventor CAM is demonstrated. Autodesk Vault and Bill of Materials (BOM) are considered as tools for the digital management of product structure.

Keywords: *end-to-end design, modelling, annotated 3D model, Digital Thread, Autodesk Inventor, Autodesk Vault, Bill of Materials, CAD\CAE\CAM.*

Вступ. Коли мова йде про наскрізне проєктування, важливо розглядати проєктування не як створення окремих конкретних деталей, а як єдиний процес. В основі такого підходу лежить робота з даними, котрі супроводжують виріб на всіх етапах його створення та подальшої роботи з ним.

Під час створення нового виробу недостатньо просто відтворити геометрію окремих деталей на основі кресленика попереднього проєкту. Такий підхід фактично зводить проєктування до копіювання вже існуючих даних. У межах наскрізного проєктування спочатку виконуються проєктні побудови та розрахунки, визначаються основні проєктні параметри та розміри виробу. Частина розмірів є розрахунковими, частина визначається функціональними вимогами виробу, частина технологією виготовлення. Далі на їх основі будується каркас виробу. Саме каркас визначає основні геометричні зв’язки та стає основою для подальшого створення окремих компонентів і всієї моделі виробу.

У результаті формується певний набір даних про виріб, який повинен використовуватися далі – під час технологічної підготовки виробництва та виготовлення, а також під час контролю якості та для подальших змін.

Таким чином, проєктування та виготовлення виробу є не сукупністю ізольованих етапів, а послідовним процесом, у якому одні й ті самі дані використовуються та уточнюються різними учасниками проєкту.

На порядку денному сьогодні стоїть цифровий двійник. Це тренд світових компаній. Складові цифрового двійника в стислому вигляді для технологій виготовлення механічного обладнання в загальному виді можливо представити як опис технічних характеристик виробу, розрахункові моделі, симуляційні моделі, щоб верифікувати свої розрахункові моделі та уточнювати різні параметри для реального процесу, виконувати аналіз, пропонувати поліпшення.

Віртуальний (використання комп’ютерних засобів) інжиніринг можливо в загальному виді для технології машинобудування можливо формулювати як техніко-економічне обґрунтування проекту виготовлення, проектування нової технології виготовлення, проектно-технічний нагляд за переробкою вхідних заготовок в деталь, вузол, машину (рис.1).



Рисунок 1 – Модель складових у «цифровізації» технологій виготовлення

Прикладом може бути платформа Industrial Internet of Things (IIoT). Цифровий двійник в цілому можливо представити як віртуальну репліку реального фізичного виробу [1, 9, 10, 11].

Мета роботи. Систематизувати такий процес на основі єдиної анотованої 3D-моделі та показати його реалізацію на прикладі проєктування й підготовки до виготовлення кронштейна обичайки.

Матеріал і результати досліджень.

Проєктування та виготовлення деталей потребують узгодженої роботи конструктора, фахівця з інженерних розрахунків, технолога, оператора обладнання та контролера. На кожному етапі створюються дані, які визначають геометрію виробу, умови його працездатності, спосіб виготовлення та вимоги до контролю. Від узгодженості цих даних залежить можливість отримати деталь, що відповідає прийнятим конструкторським рішенням.

За відокремленої організації робіт передавання результатів між етапами може супроводжуватися повторним введенням розмірів, відтворенням геометрії та підготовкою незалежних комплектів інформації. Після зміни конструкції виникає потреба перевіряти й коригувати кожний такий комплект. Це створює ризик одночасного використання різних редакцій даних про одну деталь.

Наскрізне проєктування ґрунтується на використанні 3D-моделі як основного джерела геометричної та конструкторської інформації. Модель послідовно уточняється за результатами інженерного аналізу й доповнюється даними, необхідними для технологічної підготовки виробництва та контролю якості. На її основі формуються пов’язані розрахункові моделі, модель заготовки та CAM-проєкт.

Застосування цього підходу потребує визначення складу інформації, яку передають між учасниками, правил внесення змін та перевірок перед використанням у виробництві. Особливого значення набуває анотована 3D-модель, яка поєднує геометричне представлення деталі з технологічними вимогами до її виготовлення та контролю якості.

Питання використання цифрових моделей у виробничих процесах розглядаються в межах концепцій Model-Based Definition (MBD), Model-Based Enterprise (MBE) та Digital Thread. У дослідженні T. Hedberg та співавторів проаналізовано використання модельного визначення виробу на етапах виготовлення й контролю, а також розриви під час передавання даних між ними. Автори навели результати порівняння процесів, побудованих на використанні моделей і креслень [2].

У дослідженнях Національного інституту стандартів і технологій США цифрова спадкоємність пов’язується з інформаційною взаємодією проєктування, виробництва та контролю. Окрему увагу приділено змісту даних, що передаються і зворотному зв’язку, який дає змогу враховувати виробничі та контрольні результати під час прийняття конструкторських рішень [3].

Організація наскрізного процесу. Практичний процес охоплює параметричне моделювання деталі, інженерний аналіз і оптимізацію конструкції деталі, анотування 3D-моделі, підготовку заготовки, створення CAM-операцій, формування NC-програми,

виготовлення виробу та контроль якості. На всіх етапах учасники використовують пов'язані дані одного виробу. Конструктор визначає геометрію та вимоги до виробу, фахівець з розрахунків перевіряє конструкцію для прийнятих типів навантажень і граничних умов, технолог застосовує 3D-модель для розробки технології механічної обробки деталі, оператор отримує програму для верстата і відомості про його налагодження, а контролер – вимоги, за якими оцінюється виготовлена деталь.

Наскрізне проєктування неможливе без інструментів, які забезпечують керування даними виробу. У запропонованій організації таким інструментом виступає PDM-система Autodesk Vault, яка дозволяє забезпечити управління файлами, версіями та станами погодження. Важливо зберігати та відстежувати зв'язок між конструкторською моделлю та даними, створеними на її основі. Це стосується моделі заготовки, розрахункових результатів, CAM-проєкту та виробничих файлів. Наявність єдиного джерела даних втрачає цінність без наявності єдиного середовища проєкту.

Формування та оптимізація конструкторської моделі. Початкова параметрична модель кронштейна створена в Autodesk Inventor. Геометрію побудовано на основі параметричних розмірів та геометричних залежностей, що дає можливість керовано змінювати конструкцію без повторного створення моделі.

В процесі конструювання виникла потреба в зменшенні маси деталі. Для цього застосовано інструмент «Генератор форм». Під час оптимізації задавалися наступні параметри: місця закріплення, навантаження та області, які необхідно зберегти. Після визначення параметрів оптимізації та побудови розрахункової сітки отримано рекомендований розподіл матеріалу у вигляді сітчастої моделі.

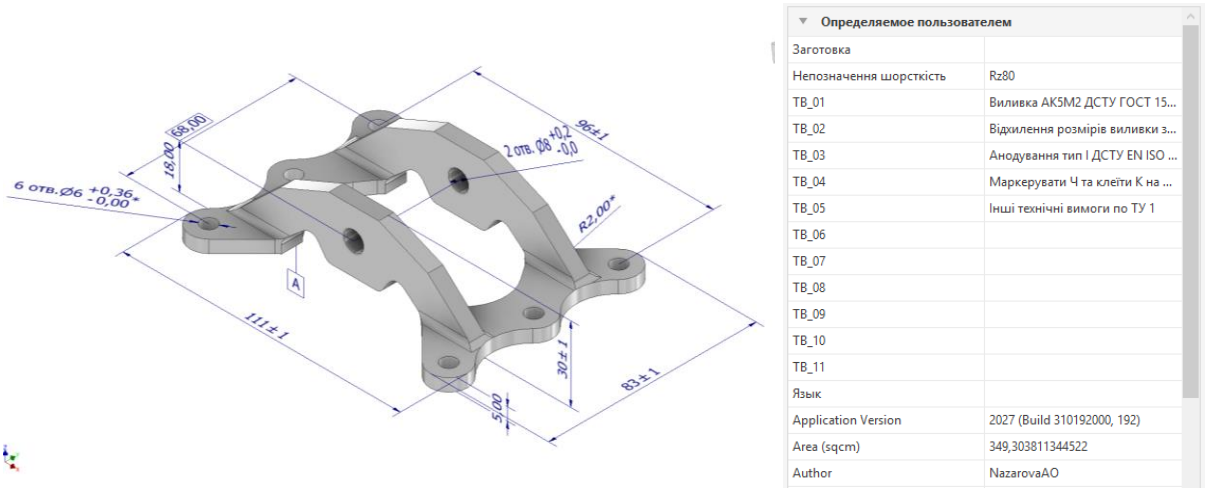
Результат генерації використовується як орієнтир для доопрацювання параметричної моделі. Під час перебудови враховуються функціональні поверхні, конструктивні переходи та можливість виготовлення. Остаточна геометрія підлягає окремій розрахунковій перевірці. Послідовність використання «Генератор форм» і подальшого аналізу деталі представлена також у навчальних матеріалах Autodesk [4, 5] та в дослідженні [7].

Для кронштейна обичайки маса вихідної конструкції становила 228 г, після оптимізації та доопрацювання становить 83 г. Абсолютне зменшення маси дорівнює 145 г, відносне зменшення приблизно 63,6 % без втрати функціональних властивостей.

Розвиток напрямку генеративного дизайну (Generate Design), до якого належить і технологія топологічної оптимізації, передбачає зміну способу виготовлення – від традиційних субтрактивних процесів до адитивних. Однак потрібно розуміти, що така зміна способу виготовлення не є обов'язковою та не завжди є виправданою з урахуванням умов виробництва. Питання застосування генеративного проєктування та його впливу на вибір способу виготовлення розглянуто в дослідженні [7].

Анотована модель як джерело конструкторських вимог. Після визначення остаточної геометрії формується анотована 3D-модель. До неї включають габаритні, функціональні та інтерфейсні розміри, допуски, бази, вимоги до шорсткості, матеріалу та інші технічні відомості. У результаті геометрія деталі та інформація, необхідна для її виготовлення й контролю, об'єднуються в одному цифровому інформаційному об'єкті.

Повнота анотованої моделі визначається можливістю однозначно встановити вимоги до готової деталі без необхідності отримувати критично важливу інформацію з окремого креслення. Це дозволяє зменшити обсяг ручного перенесення розмірів і вимог між документами. У розглянутому процесі технолог використовує 3D-модель для підготовки й механічної обробки, оператор – для уточнення вимог до оброблюваних поверхонь, а контролер – для визначення характеристик, які необхідно перевірити.



Определяемое пользователем	
Заготовка	
Непозначення шорсткість	Rz80
ТВ_01	Виливка АК5М2 ДСТУ ГОСТ 15...
ТВ_02	Відхилення розмірів виливки з...
ТВ_03	Анодування тип I ДСТУ EN ISO ...
ТВ_04	Маркерувати Ч та клеїти К на ...
ТВ_05	Інші технічні вимоги по ТУ 1
ТВ_06	
ТВ_07	
ТВ_08	
ТВ_09	
ТВ_10	
ТВ_11	
Язык	
Application Version	2027 (Build 310192000, 192)
Area (sqcm)	349,303811344522
Author	NazarovaAO

Рисунок 2 – Анотована 3D-модель кронштейна обичайки та технічні вимоги у властивостях файлу

PDM-система Autodesk Vault та електронна специфікація BOM. Для централізованого керування файлами, версіями та ревізіями виробу застосовується PDM-система Autodesk Vault. Вона забезпечує зберігання моделей та пов'язаних з ними даних і дозволяє визначати актуальний стан виробу. Це особливо важливо для наскрізного процесу, оскільки розрахункова модель, модель заготовки та CAM-проєкт можуть мати різне призначення, але повинні відповідати затвердженій ревізії деталі.

Важливою складовою цифрового опису виробу в Autodesk Vault Professional є специфікація матеріалів BOM (Bill of Materials). BOM містить структуровані відомості про компоненти виробу, їх позначення, найменування, кількість та властивості [4]. При внесенні змін до конструкції деталі відповідні дані в специфікації актуалізуються автоматично, що дає можливість порівнювати її різні ревізії.

У такому процесі BOM виконує функцію електронної специфікації складу виробу. Це дозволяє поступово відмовлятися від паралельного ведення паперової специфікації як окремого джерела даних. Інформація про склад виробу зберігається в PDM-системі та пов'язується з актуальними ревізіями моделей. За необхідності дані BOM можуть бути представлені у вигляді звіту або передані до інших інформаційних систем. Поєднання анотованої 3D-моделі та BOM створює основу для переходу від набору окремих паперових документів до керованого цифрового опису виробу.

Підготовка моделі заготовки та механічної обробки. Для розглянутого кронштейна застосовано литу заготовку. Вона створюється як похідна деталь від конструкторської деталі. Зазначений спосіб створення моделі заготовки зберігає асоціативні зв'язки, щоб подальші зміни конструкції можна було врахувати без повторної побудови моделі заготовки.

Підготовка моделі заготовки передбачає спрощення форми, вилучення елементів, котрі утворюються механічною обробкою, та додавання необхідних припусків. Ливарні нахили, заокруглення й інші технологічні елементи задаються відповідно до прийнятого процесу лиття.

Вимоги до готової деталі та заготовки розглядаються окремо. Припуски й технологічні елементи заготовки повинні забезпечувати можливість отримання остаточної геометрії, але її власні розміри та вимоги можуть відрізнятися від конструкторських вимог до кронштейна.

У середовищі Inventor CAM застосовується модель готової деталі та модель заготовки. Технолог задає параметри кожного налаштування (Setup): обирає верстат, тип обробки, а також визначає робочу систему координат, орієнтацію деталі, спосіб закріплення та необхідний інструмент. Далі формує операції обробки й задає їх параметри відповідно до геометрії деталі та технічних вимог.

Після розрахунку траєкторій виконується симуляція зняття матеріалу. Її результати використовуються для перевірки прийнятої послідовності обробки в межах можливостей застосованої моделі та налаштувань. Виявлені невідповідності усуваються до передавання програми на виробництво.

Операції Inventor CAM зберігають асоціативні зв'язки з моделлю. Водночас зміна геометрії, від якої залежить операція, потребує повторного генерування її траєкторії. Ця особливість прямо визначена в документації Autodesk [8].

Передавання даних у виробництво. Після перевірки CAM-операцій виконується постпроцесування, формування NC-програми для відповідного верстата та його системи керування. Разом з програмою готується карта налагодження, яка містить відомості про налаштування (Setup), а саме інструмент і послідовність виконання операцій.

Виробничий комплект має бути однозначно пов'язаний з затвердженою конструкцією та технологічним процесом. Оператор повинен мати доступ до актуальної NC-програми, карти налагодження й анотованої моделі. Налагодження обладнання має відповідати умовам, для яких підготовлено CAM-операції.

Після виготовлення контролер використовує вимоги анотованої моделі для перевірки деталі. Результати контролю слід пов'язувати з відповідною ревізією конструкції та виготовленою деталлю або партією.

Висновки. Важливою умовою наскрізного проєктування є керування змінами. Модифікація геометрії або технічних вимог може впливати не лише на 3D-модель, а й на міцність конструкції, модель заготовки, CAM-операції, NC-програму, BOM і процедуру контролю. Тому після затвердження зміни необхідно визначити, які залежні дані потребують оновлення або повторної перевірки.

Оновлення CAD-моделі не означає автоматичного оновлення вже сформованої та переданої у виробництво NC-програми. Аналогічно, зміна допусків, баз або шорсткості за незмінної геометрії може потребувати коригування інструменту, послідовності операцій або методики контролю. Тому виробничий комплект має бути пов'язаний з конкретною затвердженою ревізією деталі.

Таким чином, наскрізне проєктування дозволяє організувати послідовне використання цифрових даних про виріб від створення геометрії до його виготовлення. На прикладі кронштейна показано застосування Autodesk Inventor, Shape Generator та Inventor CAM для параметричного моделювання, оптимізації, підготовки заготовки та механічної обробки. Оптимізація дала змогу зменшити масу деталі з 228 до 83 г, або на 63,6 % без втрати функціональних властивостей.

Використання анотованої 3D-моделі як джерела конструкторських вимог разом з Autodesk Vault та BOM створює передумови для скорочення обсягу паралельної паперової документації та переходу до керованого цифрового опису виробу. Ключовою умовою такого підходу залишається контроль актуальності всіх залежних даних після внесення змін.

Перспективним напрямом подальшого розвитку є використання машинозчитуваних анотацій. Збереження семантичного зв'язку між технічними вимогами та конкретними елементами 3D-моделі може стати основою автоматизованого формування технологічних рішень, зокрема з застосуванням методів штучного інтелекту для вибору заготовки, інструменту та маршруту обробки.

ЛІТЕРАТУРА

1. Дербаба, В.А., Григоренко, В.У. & Рубан, В.М. (2023). Розвиток елементів комп'ютерного програмування у складових наскрізних технологіях виготовлення механічного обладнання в машинобудуванні. *Збірник наукових праць НГУ. – Дніпро: Національний ТУ «Дніпровська політехніка»*, (72), 212-221. https://doi.org/10.33271/crpnmu/72.212

2. Hedberg T. D., Lubell J., Fischer L., Maggiano L., Barnard Feeney A. Testing the Digital Thread in Support of Model-Based Manufacturing and Inspection. Journal of Computing and Information Science in Engineering. 2016. Vol. 16, No. 2. Article 021001. DOI: 10.1115/1.4032697.

3. National Institute of Standards and Technology. Digital Thread for Smart Manufacturing. URL: https://www.nist.gov/programs-projects/digital-thread-smart-manufacturing.

4. Autodesk. Bills of Materials (BOMs). Autodesk Vault Professional Help. URL: https://help.autodesk.com/view/VAULT/2026/ENU/?guid=GUID-86373139-0500-4B28-A5C3-DE80A53D1AF6

5. Autodesk. Set Shape Generator criteria in Inventor. URL: https://www.autodesk.com/learn/ondemand/curated/inventor-quick-start-guide/3MELBckmDSXJKXmQ4eEqwZ.

6. Autodesk. Perform a stress analysis in Inventor. URL: https://www.autodesk.com/learn/ondemand/tutorial/perform-a-stress-analysis-in-inventor.
7. Лидия Дейнеко, Наталья Тертышная, Павел Плащевский, Журнал CAD/CAM/CAE Observer «Порождающее проектирование – инновационный подход к созданию цифрового макета изделия», стор. 65, 2018.
8. Autodesk. Inventor CAM Getting Started – Associativity and Regeneration. URL: https://help.autodesk.com/cloudhelp/2020/ENU/INVCAM/files/GUID-25B71382-B155-4A3C-B1F8-B9931EA3DAA9.htm.
9. Комп'ютерне моделювання технологічних процесів [Електронний ресурс]: навч. посіб. для студ. за спеціальністю 131 «Прикладна механіка» за освітньо-науковою програмою магістерської підготовки - Технологія машинобудування/ Б.С. Воронцов, Ю.М. Бецко, О.О. Мельник; КПІ ім. Ігоря Сікорського. – Електронні текстові дані (1 файл: 6,5 Мбайт). – Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2023. – 186 с.
10. Адаменко В. М. Досвід впровадження BIM-технологій в навчальний процес на кафедрі металевих і дерев'яних конструкцій КНУБА / В. М. Адаменко // Будівельні конструкції. Теорія і практика : зб. наук. праць / Київ. нац. ун-т буд-ва і архіт. ; гол. ред. О. Д. Журавський. – Київ : КНУБА, 2022. – Вип. 10. – С. 56 - 68. - Бібліогр. : 20 назв. DOI: https://doi.org/10.32347/2522-4182.9.2021.56-68
11. О.П. Алексієв, В.О. Алексієв, О.Б. Маций, М.Є. Маций (2021). Наскрізне проектування мехатронних промислових та автомобільних комп’ютерних систем. Вісник Харківського національного університету імені В. Н. Каразіна 6 серія «Математичне моделювання. Інформаційні технології. Автоматизовані системи управління», випуск 49, 6-15. https://doi.org/10.26565/2304-6201-2021-49-01

УДК 623.462.145

ОБГРУНТУВАННЯ МІНІМАЛЬНОГО ОБСЯГУ КОНТРОЛЬНИХ ВИПРОБУВАНЬ ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ ТОЧНОСТІ ОСНОВНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕХНІЧНОЇ СИСТЕМИ

П.Г. Хорольський

к.т.н., с. н. с., провідний науковий співробітник, e-mail: KhorolskiyPG@youzhnoye.com

Державне підприємство «Конструкторське бюро «Південне» ім. М. К. Янгеля, Дніпро, Україна

Анотація. В умовах нинішнього шостого технологічного укладу людства має чи в перспективі буде мати місце цифровізація будь-якої діяльності людей. Не зважаючи на потужні можливості, які вона предоставляє, будь-яка нова більш – менш складна технічна розробка повинна бути перевірена на функціювання та роботоспроможність контрольними натурними випробуваннями. Випробування досить складних технічних систем вимагають чуттєвих фінансових та часових витрат, тому обсяг таких випробувань намагаються скорочувати. У роботі розглянуто проблему визначення мінімального обсягу контрольних випробувань для визначення точності основних характеристик технічної системи.

Проблема вирішується теоретично, аналітичним шляхом.

Ключові слова: *мінімальний обсяг випробувань, технічна система, основна характеристика, точність, оцінка точності, статистична невизначеність.*

A GROUND OF MINIMUM VOLUME OF PROOF-TESTING IS FOR DETERMINATION OF EXACTNESS OF BASIC DESCRIPTIONS OF TECHNICAL SYSTEM

Petro Khorolskiy

Ph.D., SRF, Leading Researcher, e-mail: KhorolskiyPG@youzhnoye.com

State Design Office Youzhnoye, Dnipro, Ukraine

Abstract. In the conditions of the present sixth technological mode of humanity it is had or in a prospect will take place цифровізація of any activity of people. Not having regard to powerful possibilities which she предоставляє, any new more - less difficult technical development must be tested on функціювання and роботоспроможність model proof-testing. Test the enough difficult technical systems require perceptible financial and sentinel charges, that is why the volume of such tests it is tried to abbreviate. The problem of determination of minimum volume of proof-testing is in-process considered for determination of exactness of basic descriptions of the technical system.

A problem is settled in theory, by an analytical way.

Keywords: *minimum volume of tests, technical system, basic description, exactness, estimation of exactness, statistical vagueness.*

Вступ. В умовах нинішнього шостого технологічного укладу людства має чи в перспективі буде мати місце цифровізація будь-якої діяльності людей. Не зважаючи на потужні можливості, які вона предоставляє, будь-яка нова більш – менш складна технічна розробка повинна бути перевірена на функціювання та роботоспроможність контрольними натурними випробуваннями. Випробування досить складних технічних систем вимагають чуттєвих фінансових та часових витрат, тому обсяг таких випробувань намагаються скорочувати. Тоді виникає питання у визначенні мінімального обсягу цих випробувань, що забезпечує достатню точність визначення шуканих технічних характеристик. Відомі рекомендації щодо вибору такого обсягу, що мають емпіричний характер. Для об’єктивного вирішення означеного питання необхідно получити теоретичне обгрунтування.

Мета роботи полягає в тому, щоб аналітичним шляхом надати теоретичне обгрунтування мінімальному обсягу контрольних вопробувань для підтвердження характеристик будь-якої нової розробленої технічної системи..

Матеріал і результати досліджень. Розробка будь-якої технічної системи проводиться заради досягнення певних значень основних технічних характеристик, які тим чи іншим чином задаються на її проектування та конструювання. І завжди для кожної такої характеристики задається її точність, яка є такою ж основною характеристикою [1], [2]. Точність, як правило, імовірнісним чином характеризує відхилення від заданих або заявлених значень зазначених характеристик функціонування технічної системи [1] – [3].

На практиці точністю визначається зниження цільового ефекту використання згаданої технічної системи і відповідні витрати для досягнення очікуваного результату. Тому при розробці нових систем точність завжди намагаються підвищувати.

Показником самої точності за правилом є імовірнісна характеристика, пов'язана з математичним очікуванням (МО) та/або середньоквадратичним відхиленням (СКВ). Оскільки систематику завжди можна врахувати внесенням поправки, то точність оцінок далі будемо розглядати стосовно їхніх СКВ.

Зазвичай завжди є проблемою досягнення нового рівня точності. Але не меншою проблемою може стати підтвердження її заданого рівня, що робиться за результатами відповідних випробувань. Це стається в разі суттєво обмеженого обсягу цих контрольних випробувань. Справа в тому, що оцінку точності проводять статистичним чином. І тому в цій оцінці завжди присутня статистична невизначеність, що, в свою чергу, визначає помилку самої оцінки. Це змушує при порівнянні заданої (заявленої) точності її статистичну оцінку збільшувати на величину власної помилки.

Так приходимо до задачі підвищення точності оцінки точності системи:

$$\Delta \rightarrow min, \tag{1}$$

де Δ – показник точності (в нашому випадку – це СКВ), характеристика відхилення від заявленого або систематичного значення технічної характеристики.

Відомо [3], що СКВ статистичної оцінки СКВ для нормального закону розподілу визначається таким чином:

$$\tilde{\sigma}_S = \sqrt{\frac{2}{n-1}} S, \tag{2}$$

де n – обсяг проведених випробувань.

Те ж саме для рівномірного закону розподілу (ЗР) за формулою [3]:

$$\tilde{\sigma}_S = \sqrt{\frac{0{,}8n+1{,}2}{n(n-1)}} S. \tag{3}$$

Ці помилки є оцінкою внеску саме статистичної невизначеності.

Із (2), (3) видно, що помилки визначення точності за результатами випробувань обернено пропорційні обсягу цих випробувань.

Тобто із зростанням обсягу випробувань точність визначення оцінок точності зростатиме.

Звідси витікає, що єдиним шляхом керування точністю оцінок є вибір повного обсягу випробувань N.

Проблема виникає тоді, коли з якихось причин (зазвичай фінансових, часових тощо) цей обсяг суттєво обмежений.

Постановка задачі подальшого дослідження. Оскільки наявна однозначна відповідність СКВ помилки оцінки точності визначення основних характеристик повного обсягу випробувань треба визначити його мінімальне значення N.

$$N_{opt} = \min_N \Delta(N). \tag{4}$$

Виклад основного матеріалу. На перший погляд рішення задачі можна знайти, якщо знайти відповідний критерій оптимізації.

Якщо в якості критерія $\Delta(N)$ із (4) вибрати залежності для СКВ (2), (3), то рішення відповідає нескінченності.

В якості такого критерія природньо вибрати показник ефективності технічної системи E:

$$N_{opt} = \min_N E(N). \tag{5}$$

Але такий підхід задачі не вирішує, бо очевидно, що із збільшенням помилки вказаних оцінок внаслідок статистичної невизначенності зазначена ефективність повинна падати і навпаки. Тобто точність оцінок точності також максимальна саме на нескінченності.

Задачу можна вирішити, якщо оптимізацію критерія замінити критеріальним обмеженням, тобто задатися його мінімальним значенням E_0.

Тоді N_{opt} можна визначити із формули:

$$N_{opt} = \underset{N}{arg}[E(N) = E_0]. \quad (6)$$

Проблема зберігається, якщо невідомі сам критерій або його задане мінімальне значення.

Поставлену задачу можна вирішити із порівняння СКВ помилок при сусідніх значеннях повного обсягу випробувань.

Можна досить легко показати, що для нормального закону розподілу має місце співвідношення

$$\frac{1}{\alpha} \approx -\frac{1}{2N}, \quad (7)$$

де $\alpha = \frac{\Delta(n)}{\Delta(n+1)-\Delta(n)}$,

а для рівномірного закону

$$\frac{1}{\alpha} \approx -\frac{0{,}58}{N}. \quad (8)$$

Із співвідношень (7) – (8) очевидно, що ці похибки дійсно обернено пропорційні обсягу N і по абсолютному значенню зменшуються з його зростанням. Тобто рішення дійсно знаходиться на нескінченності і для визначення його конкретного значення потрібні додаткові умови.

Шукане значення N_{opt} відповідає n, при якому суммарне СКВ основної характеристики буде практично співпадати з його вибірковим значенням S. Це означає, що треба визначити відхилення результату від S, яким можна знехтувати. Формалізовано це знехтування можна визначити так:

$$\alpha \leq m, \quad (9)$$

де m – допустиме зменшення похибки.

Значення m пропонується вибирати не менше метричного порядку, що дорівнює 2..3. При цьому $m = 10$ можна вважати крайньою цифрою.

Так при $m = 10$ для рівномірного ЗР шуканий обсяг складає $N_{opt} = 5..6$.

Те ж саме для нормального ЗР складає ті ж $N_{opt} = 6$.

Поставлену задачу можна вирішити дещо інакше.

Для цього визначають СКВ допустимої похибки статистичної оцінки:

$$\tilde{\sigma}_{S\text{доп}} = \sqrt{(\delta^2 - S^2)}/\kappa, \quad (10)$$

де δ – збільшене на похибку (2), (3) значення отриманого вибіркового СКВ S;

κ – заданий квантиль оцінки показника точності.

Тоді обсяг випробувань визначається із формули (2) для нормального закону розподілу випадкових величин як

$$N = 2\left[S^2/\tilde{\sigma}_{S\text{доп}}{}^2\right] + 1, \quad (11)$$

а для рівномірного закону розподілу –

$$N = 0{,}8\left[S^2/\tilde{\sigma}_{S\text{доп}}{}^2\right] + 1. \quad (11)$$

N також можна визначити із залежності від нього квантилів довірчих інтервалів [5] (див. таблицю 6.3). Квантилі лівої κ_H і правої κ_B їхніх границь перевищують коефіцієнт при S з [2], чим задають верхню оцінку.

Оскільки $\kappa_B > \kappa_H$, то подальші розмірковування природньо проводити для гарантованого випадку, тобто для κ_B.

Із (7) можна визначити відносну зміну цього квантилю. це визначає помилку оцінки, $\frac{\kappa_B(n+1)-\kappa_B(n)}{\kappa_B(n)}$ в залежності від n. Її зменшення для $m = 10$ досягається при $n = 8$ і далі κ_B змінюється прогресивно менше.

Враховуючи, що оцінки (2) мають наближений характер і визначена ними точність погіршується зі зменшенням n, оцінкою мінімального обсягу випробувань має сенс прийняти величину, що складає від 5 до 8.

Те ж саме для рівномірного закону розподілу дає оцінку мінімального обсягу в 2..4 випробування. Тобто навіть в розрахунковому випадку виникає можливість одиничних випробувань.

Але для $N = 2$ похибка вибіркового СКВ $\sigma_S \approx 1{,}2S$, тобто точність статистичних оцінок або близька до рівня заданої точності основної характеристики технічної системи, або майже на 20% гірше неї.

Таким чином, у випадку одиничних випробувань статистичні оцінки мають неприйнятну точність і не можуть бути використані.

Тому, оскільки визначення закону розподілу основної характеристики часто є апріорним і ще потребує своєї перевірки, а також те, що формула (11) дає дещо занижений результат, має сенс в разі рівномірного закону розподілу прийняти нижню границю N такою, що дорівнює 5.

Повертаючись до одиничних випробувань, зазначимо, що ним присутній визначений в [2] ефект вимушеного підвищення Розробником точності технічної системи, що розроблюється, при її запланованому контролі по обмеженій кількості пусків. Там же показано, що навіть прийнятий мінімальний обсяг випробувань потребує 25-відсоткового поліпшення СКВ у порівнянні з заданим в технічному завданні на систему.

Висновки. Проведені дослідження показали можливість аналітичного визначення і обґрунтування мінімального обсягу випробувань для нормального і рівномірного законів розподілу помилки оцінки. На підставі різних підходів цей обсяг визначений на рівні від 5 до 8 успішних випробувань.

Визначені аналітичні залежності, які дозволяють, в свою чергу, визначити такий обсяг в залежності від прийнятного рівня помилки статистичної оцінки точності системи.

Стало зрозумілим, що по одиничних випробуваннях оцінити точність неможливо. Але можливо визначити її відповідність заданим вимогам. При цьому ризик з-за похибки повністю перекладається на Розробника технічної системи.

Проведені дослідження показують, що Розробник повинен враховувати ефект вимушеного підвищення точності технічної системи при одиничних випробуваннях і вимагати включення Замовником в технічне завдання на розробку виробу кількості контрольних випробувань. Щоби гарантовано здати виріб Замовнику Розробник зі свого боку повинен забезпечити її точність, кращу за задану.

Подальші дослідження повинні бути спрямовані на розробку методики оцінки відповідності точності заданому розсіюванню при одиничних випробуваннях і на аналітичне визначення мінімального обсягу випробувань при законі розподілу похибки його оцінки, іншому за рівномірний і нормальний.

ЛІТЕРАТУРА

1.Хорольський П. Г. Підвищення інформативності контролю точності ракетного озброєння по альтернативним ознакам при одиничних випробуваннях і пов’язані з цим проблеми / П. Г. Хорольський // XI Міжнародна науково-технічна конференція «Актуальні проблеми військово-технічної політики та напрями озброювання Збройних Сил України в умовах воєнного стану». Київ. ЦНДІОВТ ЗСУ. Грудень 2025 р.

2.Хорольський П. Г. Ефект вимушеного покращення точності розробленого ракетного озброєння при її контролі по одиничних пусках // Наукова конференція «Розвиток ракетних військ і артилерії – вимога часу». Суми. НДЦ РВ і А. 2 грудня 2025 р.

3.Вентцель Е. С. Теория вероятностей // Е. С. Вентцель. – Москва: Издательство «Наука», 1964. – 576 с.

4.Шапиро Я. М. Внешняя баллистика / Я. М. Шапиро. – М.: Арт. Академия, 1939. – 184 с.

5.Точность выведения ракет-носителей: [учебное пособие] / В. С. Литвинов, А. В. Новиков, В. Л. Тихонов / Під ред. акад. НАН України С. М. Конюхова. – Днепропетровск: АРТ-ПРЕСС, 2009. – 190 с.

УДК 669.715; 004.85

ВИБІР ПАРАМЕТРІВ НЕОДНОРІДНОСТІ МАТЕРІАЛУ ДЛЯ ЗНИЖЕННЯ КОНЦЕНТРАЦІЇ НАПРУЖЕНЬ ПОБЛИЗУ ЕЛІПТИЧНОГО ОТВОРУ В ФУНКЦІОНАЛЬНО-ГРАДІЄНТНИХ ПЛАСТИНАХ

Б.І. Терьохін[1], Е.Л. Гарт[2]

[1]доктор філософії, e-mail: bogdan.teryokhin@gmail.com
[2]д-р фіз.-мат. наук., професор, e-mail: hart@ua.fm
[1] відділ міцності та надійності механічних систем, Інститут технічної механіки НАН України і ДКА України, Дніпро, Україна
[2] кафедра теоретичної та комп'ютерної механіки, Дніпровський національний університет ім. О. Гончара, Дніпро, Україна

Анотація. У роботі проведено комп'ютерне моделювання та скінченноелементний аналіз напружено-деформованого стану пружних тонких пластин із функціонально-градієнтних матеріалів з еліптичним отвором. Проаналізовано вплив напрямку та закону неоднорідності матеріалу на величину ККН поблизу отвору. Розглянуто три варіанти варіювання модуля пружності неоднорідних пластини: у горизонтальному, радіальному та еліптично-радіальному напрямках. Показано, що застосування запропонованого кусково-лінійного закону зміни механічних властивостей матеріалу дає змогу суттєво зменшити величину коефіцієнта концентрації напружень, а також відповідну інтенсивність деформацій поблизу отвору для всіх розглянутих варіантів напрямків неоднорідності.

Ключові слова: *тонка пружна пластина, еліптичний отвір, функціонально-градієнтний матеріал, комп'ютерне моделювання, скінченноелементний аналіз, розтяг, напружено-деформований стан, коефіцієнт концентрації напружень.*

SELECTION OF MATERIAL HETEROGENEITY PARAMETERS TO REDUCE STRESS CONCENTRATION NEAR AN ELLIPTICAL HOLE IN FUNCTIONALLY GRADED PLATES

Bohdan Terokhin[1], Eteri Hart[2]

[1]PhD, e-mail: bogdan.teryokhin@gmail.com
[2]Dr. Sci. (Phys.-Math.), Professor, e-mail: hart@ua.fm
[1] Department of Strength and Reliability of Mechanical Systems, Institute of Technical Mechanics, National Academy of Sciences of Ukraine, State Space Agency of Ukraine, Dnipro, Ukraine
[2] Department of Theoretical and Computer Mechanics, Oles Honchar Dnipro National University, Dnipro, Ukraine

Abstract. This paper presents computer simulation and finite element analysis of the stress-strain state of elastic thin plates made of functionally graded materials with an elliptical hole. The influence of the direction and law of material heterogeneity on the stress concentration factor near the hole is analyzed. Three variants of varying the modulus of elasticity of the heterogeneous plate are considered: in the horizontal, radial, and elliptical-radial directions. It is shown that the application of the proposed piecewise-linear law of variation of the material's mechanical properties makes it possible to significantly reduce the value of the stress concentration factor, as well as the corresponding strain intensity near the hole, for all considered variations of the directions of heterogeneity.

Keywords: *thin elastic plate, elliptical hole, functionally graded material, computer simulation, finite element analysis, tension, stress-strain state, stress concentration factor.*

Вступ. Пошук способів зниження концентрації напружень навколо отворів має велике практичне значення, оскільки отвори зазвичай є причиною руйнування. Більшість досліджень напружено-деформованого стану (НДС) тонкостінних елементів конструкцій з отворами стосуються ізотропних, ортотропних або композитних пластин [1]. У деяких сучасних дослідженнях, як альтернатива композитним матеріалам використовувалися функціонально-градієнтні матеріали (ФГМ) [2]. Механічні властивості таких матеріалів змінюються поступово завдяки варіюванню мікроструктури та/або складу, що дає змогу ефективно впливати на величину коефіцієнта концентрації напружень (ККН).

Щоб отримати максимальні переваги від застосування ФГМ потрібно вибрати характеристику, градієнт якої потрібно створити, за яким напрямком та законом. Проведені дослідження показали, що на величину ККН в тонкостінних елементах конструкцій впливає

зміна модуля пружності [3]. Напрямок зміни вибирається в залежності від умов навантаження [4].

У роботі проведено комп'ютерне моделювання та скінченноелементний аналіз НДС пружних тонких ФГМ-пластин з еліптичним отвором. Досліджено вплив напрямків та закону зміни модуля пружності матеріалу ФГМ-пластини на величину ККН поблизу отвору.

Мета роботи. Знаходження раціональних, з точки зору зменшення величини ККН, параметрів неоднорідності, які дадуть змогу суттєво зменшити концентрацію параметрів НДС в ФГМ-пластині.

Дослідження НДС проведено для тонких пружних ФГМ-пластин розмірами $a \times b$, товщини h, з центрально розташованим еліптичним отвором з півосями c та d. На бокові грані пластин діє рівномірне одновісне розтягувальне навантаження інтенсивності $p = const$, що не призводить до появи пластичних деформацій. Розглянуто три варіанти варіювання модуля пружності ФГМ-пластини: у горизонтальному, радіальному та еліптично-радіальному напрямках.

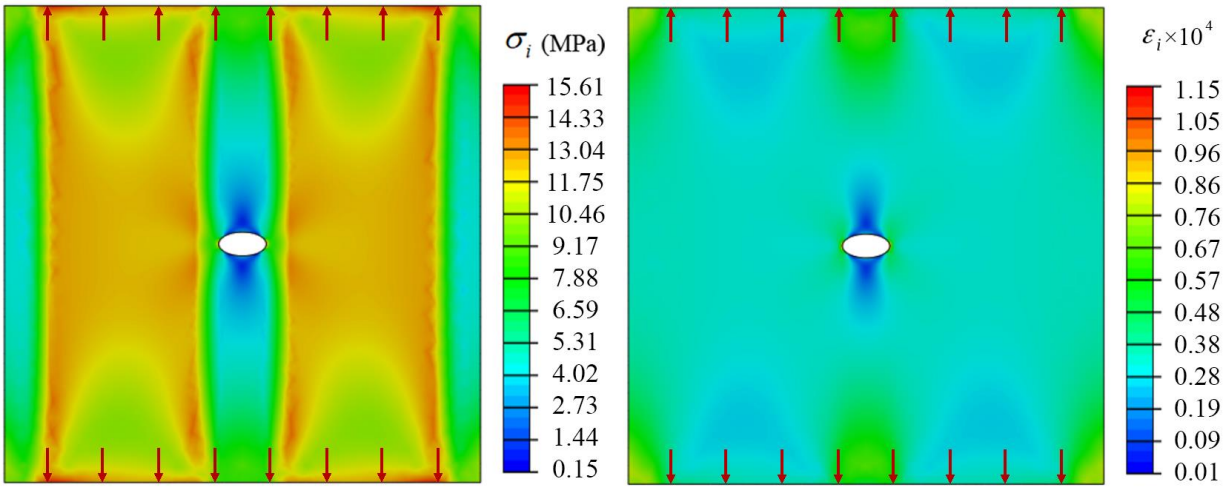
Для верифікації одержаних результатів числових розрахунків і забезпечення практичної збіжності МСЕ та отримання стійкого розв'язку задач, що розглядаються, здійснено обчислювальні експерименти для налаштування параметрів адаптивної скінченноелементної сітки. Для цього проведено розрахунок для однорідної пластини з еліптичним отвором при дії одновісного розтягу і виконано порівняльний аналіз з відповідними аналітичними розв'язками [1]. Знайдені параметри МСЕ-сітки забезпечують отримання числових розв'язків з прийнятною точністю: відхилення менше ніж 1 %.

Аналіз результатів. Показано, що напрямок і закон зміни модуля пружності ФГМ-пластини суттєво впливають на її НДС. Встановлено, що використання ФГМ із запропонованим кусково-лінійним законом зміни модуля пружності дає змогу суттєво знизити концентрацію напружень поблизу еліптичного отвору в тонких пластинах. Такий ефект досягається завдяки особливостям закону неоднорідності, який забезпечує перерозподіл напружень від краю отвору в напрямку більш «жорсткої» області ФГМ-пластини. Оскільки у запропонованому варіанті закону неоднорідності ФГМ-область має більшу жорсткість порівняно з основним матеріалом пластини, це також сприяє істотному зменшенню максимальних деформацій.

Виникає інтерес для кожного виду напрямків зміни модуля пружності знайти раціональні, з точки зору зменшення величини ККН, параметри неоднорідності пластини. Для цього проведено широкомасштабні обчислювальні експерименти з варіюванням коефіцієнта відносної жорсткості k та розмірів включень $h_{вкл}$.

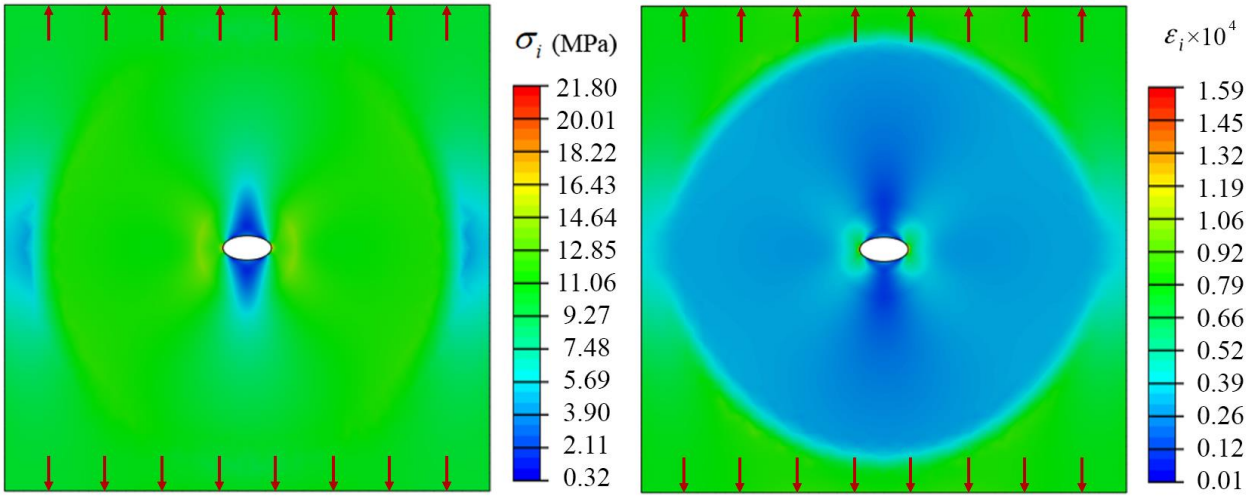
Знайдені раціональні параметри дають змогу знизити величину ККН в ФГМ-пластині з еліптичним отвором в ~3,3 рази. Це відбувається завдяки специфіці задавання закону зміни модуля пружності, що забезпечує перерозподіл напружень від краю отвору в напрямку більш «жорсткої» зони ФГМ-пластини, в межах якої коефіцієнт відносної жорсткості $k \geq 2$.

На рис. 1 – рис. 3, як ілюстрація, наведено результати розрахунків для k =3, $h_{вкл} = 8c$ (рис. 1, рис. 2), $h_{вкл} = 9c$ (рис. 3).



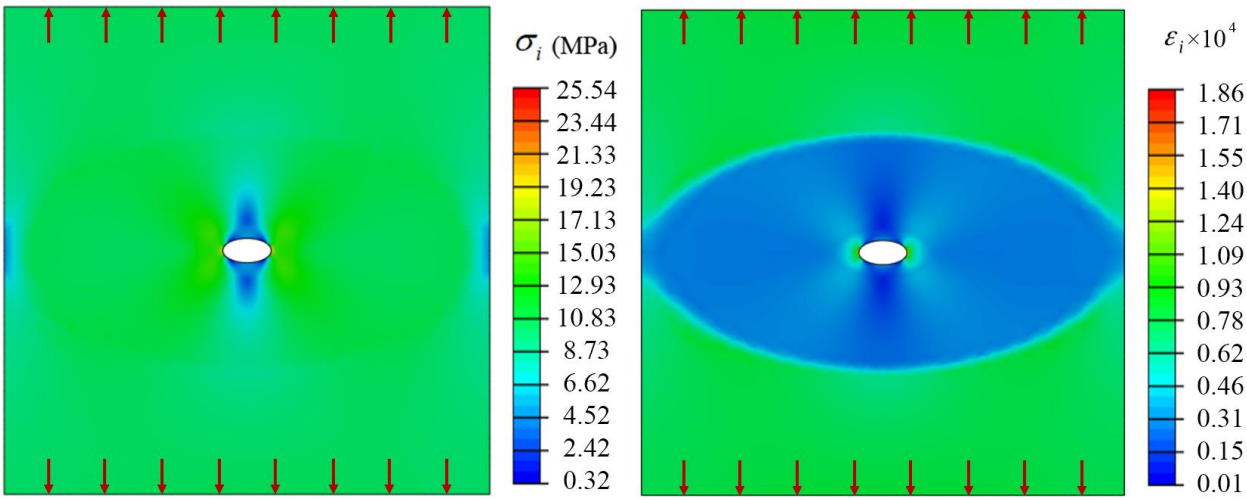
а) б)

Рисунок 1 – Розподіл інтенсивності напружень σ_i (а) і деформацій ε_i (б) в ФГМ-пластині з еліптичним отвором та горизонтальною неоднорідністю



а) б)

Рисунок 2 – Розподіл інтенсивності напружень σ_i (а) і деформацій ε_i (б) в ФГМ-пластині з еліптичним отвором та радіальною неоднорідністю



а) б)

Рисунок 3 – Розподіл інтенсивності напружень σ_i (а) і деформацій ε_i (б) в ФГМ-пластині з еліптичним отвором та еліптично-радіальною неоднорідністю

Оскільки у запропонованому варіанті закону ФГМ-зона має більшу жорсткість ніж матеріал пластини, то це також сприяє суттєвому зменшенню і відповідних максимальних деформацій (більш ніж у 3 рази) порівняно з однорідною пластиною.

Отже, можна зробити висновок, що застосування ФГМ в тонких пластинах з отворами є доцільним для зменшення концентрації напружень. Напрямок зміни модуля пружності та раціональні параметри неоднорідності слід вибирати в залежності від граничних умов, щоб отримати максимальні переваги від застосування ФГМ.

Висновки. На основі комп'ютерного моделювання та скінченноелементного аналізу досліджено вплив механічних і геометричних характеристик ФГМ-пластини на концентрацію параметрів НДС поблизу еліптичного отвору. Запропоновано кусково-лінійний закон зміни механічних властивостей матеріалу, зокрема модуля пружності, що дає змогу зменшити величину ККН більш ніж у 3 рази. Також має місце зменшення відповідної інтенсивності деформацій поблизу отвору для всіх розглянутих варіантів напрямків неоднорідності. Встановлено, що для кожного варіанта просторового розподілу модуля пружності існують власні раціональні параметри неоднорідності, за яких досягається найбільш ефективне зниження концентрації параметрів НДС.

Числові результати, отримані для ФГМ-пластин, у поєднанні з їх порівнянням із відповідними результатами для однорідної пластини, можуть бути використані як основа для створення нових матеріалів із заданими характеристиками. Визначені параметри неоднорідності та встановлені закономірності їх впливу на НДС ФГМ-пластин можуть бути застосовані під час проєктування й оптимізації тонкостінних конструкцій з концентраторами напружень з метою підвищення їхньої несучої здатності та експлуатаційної довговічності.

Перспективним напрямом подальших досліджень є поширення запропонованого підходу на тонкостінні оболонкові елементи конструкцій із отворами різної геометричної конфігурації, а також визначення раціональних параметрів неоднорідності матеріалу, що забезпечують зниження концентрації параметрів НДС.

ЛІТЕРАТУРА

1. Pilkey W. D., Pilkey D. F., Bi Z. Peterson's Stress Concentration Factors. 4th ed. Wiley, 2020. 640 p.
2. Hudramovich V. S., Hart E. L., Terokhin B. I. Stress concentration around a circular hole in thin plates and cylindrical shells with a radially inhomogeneous inclusion. Selected Problems of Solid Mechanics and Solving Methods. Advanced Structured Materials: Collected Work. Cham: Springer, 2024. Vol. 204. Chapter 18. P. 249–264. https://doi.org/10.1007/978-3-031-54063-9_18
3. Hart E. L., Terokhin B. I. Methods for reducing stress concentration around holes in thin plates and cylindrical shells with annular radially inhomogeneous inclusions. International Applied Mechanics. 2025. Vol. 61, No. 3. P. 359–368. https://doi.org/10.1007/s10778-025-01359-0
4. Hart E. I., Terokhin B. I. Simulation of the effect of the elastic modulus of a functionally graded plate material on the stress concentration at a circular hole. Physicochemical Mechanics of Materials. 2026. Vol. 62, No. 2. P. 142–149. https://doi.org/10.15407/pcmm2026.02.142

621.891:669.131.7

INFLUENCE OF ROUGHNESS PARAMETERS ON FRICTION AND WEAR CONDITIONS OF HIGH-STRENGTH CAST IRON COMPONENTS

N. Lalazarova [1], O. Afanasieva[2], H. Komarova[3]

[1]PhD, Associate Professor, e-mail: lalaz1932@gmail.com
[2] PhD, Associate Professor, e-mail: 7584839@ukr.net
[3] PhD, Associate Professor, e-mail: anna.kom3793@gmail.com.
[1]Department of Materials Engineering and Digital Manufacturing,
Kharkov National Automobile and Highway University, Kharkiv, Ukraine
[2] Department of Physical Foundations of Electronic Engineering,
Kharkiv National University of Radio Electronics, Kharkiv, Ukraine
[3]Department of wagon engineering and product quality,
Ukrainian State University of Railway Transport, Kharkiv, Ukraine

Анотація. У роботі розглянуто залежність параметрів шорсткості від мікроструктури і твердості високоміцного чавуну та їх вплив на приробляваність і знос.

Ключові слова: *високоміцний чавун, мікроструктура, твердість, якість поверхні, контроль параметрів шорсткості, приробляваність, знос, вимірювання висоти нерівностей, форма нерівностей.*

ВПЛИВ ПАРАМЕТРІВ ШОРСТКОСТІ НА УМОВИ ТЕРТЯ І ЗНОСУ ВИРОБІВ З ВИСОКОМІЦНОГО ЧАВУНУ

Лалазарова Н.О.[1], О.В. Афанасьєва[2], Г.Л. Комарова[3]

[1]к.т.н., доцент, e-mail: lalaz1932@gmail.com
[2]к.т.н., доцент, e-mail: 7584839@ukr.net
[3]к.т.н., доцент, e-mail: anna.kom3793@gmail.com.
[1]Кафедра інженерії матеріалів і цифрового виробництва,
Харківський національний автомобільно-дорожній університет, Харків, Україна
[2]Кафедра фізичних основ електронної техніки,
Харківський національний університет радіоелектроніки, Харків, Україна
[3]Кафедра інженерії вагонів та якості продукції,
Український державний університет залізничного транспорту, Харків, Україна

Анотація. У роботі розглянуто залежність параметрів шорсткості від мікроструктури і твердості високоміцного чавуну та їх вплив на приробляваність і знос.

Ключові слова: *високоміцний чавун, мікроструктура, твердість, якість поверхні, контроль параметрів шорсткості, приробляваність, знос, вимірювання висоти нерівностей, форма нерівностей.*

Introduction. High-strength ductile iron (spheroidal graphite iron) is a material that drives a country's technological progress. It possesses superior performance characteristics and is used to manufacture critical engine components that operate under demanding conditions involving significant contact stresses, with bearing surfaces subjected to friction and wear [1, 2]. The wear resistance of machine components is largely determined by the properties of the surface layers formed during their manufacturing. Consequently, many technological processes—even standard machining operations for metals and alloys—should be viewed not merely as methods for producing parts with specific geometric shapes, but also as means of altering their structure and properties. To ensure the required service life, cast iron components must possess high surface quality.

Goal. To investigate the effect of turning with superhard tool materials on the surface roughness parameters of high-strength cast iron components with varying microstructures and hardness levels, and to determine the influence of these factors on the running-in process and wear.

Materials and Results. The study was conducted on high-strength nodular (spheroidal) graphite cast iron used for manufacturing automotive camshafts and crankshafts (Table 1).

In the as-cast state, the cast iron exhibits a certain degree of chemical and structural heterogeneity, which prevents the achievement of high-level operational properties.

To achieve the required level of properties, cast iron is subjected to heat treatment using various regimes (Table 2) [3].

Cylindrical cast iron specimens in various states (Table 2) were subjected to finish turning using a superhard tool material Tomal-10.

Table 1 – Chemical composition of the initial cast iron, %

Element content, %							
C	Si	Mn	Cr	P	S	Mg	Ni
3,5	2,7	0,7	0,1	0,03	0,005	0,07	0,1

Measurements of surface irregularity parameters were performed using a portable roughness tester, model TR200: R_a – arithmetic mean deviation of the profile (Table 2), S – average spacing of irregularities at the peaks (Table 2) and t_p — relative bearing length (Table 3) [4].

Table 2 – Condition, microstructure, and hardness of cast iron; roughness parameters

Designation number and condition of the cast iron	Microstructure of cast iron	Hardness of cast iron, HBW	R_a, мкм	S, μm
1. Molten state	Coarse-lamellar pearlite (55%) + ferrite rim around spheroidal graphite + spheroidal graphite (SG)	210-220	1,35	0,054
2. Double normalization	Lamellar pearlite (70%) + ferrite + SG	250-260	0,8	0,071
3.Нормалізація з міжкритичного інтервалу (МКІ)	Lamellar pearlite (85%) + ferrite + SG	275-285	0,75	0,04
4.Гартування і високий відпуск	Sorbite + ferrite + SG	330-340	0,73	0,091
5.Гартування і низький відпуск	Tempered martensite + retained austenite + ferrite + SG	470-480	0,68	0,034

The R_a parameter is a height parameter of roughness, whereas the S and t_p parameters characterize the shape of the irregularities.

Table 3 – Relative bearing length tp at various levels, %

Cast iron reference number	Levels of measurement t_p, %								
	10	20	30	40	50	60	70	80	90
1	8	19	25	30	38	42	64	83	97
2	5	19	38	39	53	59	66	77	94
3	2	9	19	33	44	58	72	84	92
4	9	23	28	38	42	58	63	88	94
5	3	17	37	45	53	70	84	95	98

The roughness parameters of the machined surface are influenced by the microstructure and hardness of the cast iron. The height-based roughness parameter Ra decreases as hardness increases. The highest roughness (R_a = 1,35 μm) was observed after machining cast iron with the lowest hardness (210–220 HBW) and a heterogeneous pearlite-ferrite structure. The lowest roughness (R_a = 0,68 μm) was found in cast iron with a martensitic microstructure and maximum hardness (470–480 HBW), obtained through quenching and low-temperature tempering.

The quality of the machined surface was also evaluated using the structural parameter t_p. This parameter influences the friction and wear conditions of components during operation. The wear rate depends, in particular, on the actual contact area between the components. The bearing area curve

characterizes surface irregularities by illustrating how the bearing area increases within a selected cross-section as a perfectly smooth body approaches and makes contact with the irregular surface.

The relative bearing length was calculated for cast iron with varying microstructures and hardness levels, based on profilograms obtained using a roughness tester.

Surface irregularities located at a level of 30–40 % of R_{max} (the maximum height of profile irregularities) significantly influence operational properties. The distribution of material within this layer affects the wear of mating surfaces (Table 3). From this perspective, the most favorable microstructures are found in cast irons subjected to hardening and low-temperature tempering (tempered martensite) and those subjected to double normalization (pearlite-ferrite), yielding t_{40} values of 45 % and 39 %, respectively, at the 40 % level.

During the initial period of operation of mating surfaces, contact occurs at the peaks of asperities; consequently, the actual contact area constitutes only a small fraction of the nominal contact area. Due to this limited contact area, high specific pressures arise at the points of contact, leading to intense initial wear of the components and the potential formation of seizure points. The influence of surface roughness on wear is linked not only to the size of the actual contact area but also depends on the shape of the asperities.

Fine, numerous asperities provide greater wear resistance than coarse asperities with a large spacing. From this perspective, a martensitic microstructure is advantageous, as processing yields fine (R_a = 0,68 μm) and numerous asperities (S = 0,034 μm). Double normalization also produces fine and numerous asperities (S = 0,04 μm), which likewise has a positive effect on running-in characteristics and wear resistance.

When machining small, high-precision parts with high initial surface roughness—where the height of surface irregularities can decrease by 65–75 % during the initial wear-in period—the clearance in the assembly may reach the magnitude of the manufacturing tolerance, thereby completely compromising the assembly's precision. In such cases, surface roughness must be minimized.

Where wear reaches 65–75 % by the end of the break-in period, the use of cast irons subjected to normalizing, double normalizing, or hardening followed by low-temperature tempering may be recommended (Table 3).

Conclusions. Thus, the surface layer roughness characteristics of ductile iron components are influenced by the iron's hardness and microstructure. Hardness primarily affects the height of surface irregularities, whereas microstructure influences both the height of irregularities and the distribution of material within that height range (from 0 to R_{max}). The best running-in characteristics are exhibited by irons subjected to hardening and low-temperature tempering or to double normalization, yielding the highest actual contact area values at the 40 % level: t_{40} = 45 % and t_{40} = 39 %, respectively. The optimal profile of irregularities regarding wear resistance is observed in hardened and normalized irons, which form numerous fine irregularities (S = 0,034 μm and S = 0,04 μm, respectively).

LITERATURA

1. A Review on Heat Treatment of Cast Iron: Phase Evolution and Mechanical Characterization / Ojo Jeremiah Akinribide and others. Materials. 2022 15(20). 7109.
2. Doru M. Stefanescu. ASM Handbook, Volume 1A: Cast Iron Science and Technology. ASM International, 2017. 772 p.
3. Voloshchenko S. M. (2017) Creation of Scientific Foundations of Structure-Formation in High-Resistant Cast-Iron for Increasing Endurance and Durability of Replaceable Parts for Agricultural Equipment and Transport.: (Doctoral thesis, Frantsevitch National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv, Ukraine).
4. Dziura V. O., Marushchak P. O. (2021) Technological methods for ensuring surface quality parameters of bodies of revolution and their profilometric inspection. Ternopil: FOP Palianytsia.

УДК 669.162.215: 539.3

ПРОЄКТУВАЛЬНІ РОЗРАХУНКИ КОЛОШНИКОВОГО ЗАВАНТАЖУВАЛЬНОГО ПРИСТРОЮ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ

В.І. Ліповський
к.ф.м. н., доцент, e-mail: lealvi@ukr.net
кафедра ракетно-космічних та інноваційних технологій, Дніпровський національний університет імені Олеся Гончара, Дніпро, Україна

Анотація. У роботі приведені результати рішень задач проєктування конструкцій без конусного колошникового завантажувального пристрою доменної печі. Розглянуті всі розрахункові випадки навантажень конструкцій, а саме нормальних умов експлуатації, вітрового навантаження та сейсмічного впливу. Представлено результати розрахунку основних елементів завантажувального пристрою, а саме: бункерів шихти, центрувача, завантажувальних пристроїв. Результати отримані за допомогою моделювання методом скінченних елементів реалізованого в CAE системі ANSYS [1].

Ключові слова: *домена піч, без конусний колошниковий завантажувальний пристрій, метод кінцевих елементів, напруження, деформації, проєктувальні розрахунки.*

DESIGN CALCULATIONS FOR A BLAST FURNACE TOP CHARGING DEVICE

V.I. Lipovskyi
Ph.D. in Physics and Mathematics, Associate Professor, e-mail: lealvi@ukr.net
Department of Rocket and Space and Innovative Technologies, Oles Honchar Dnipro National University, Dnipro, Ukraine

Abstract. This paper presents the results of design calculations for a blast furnace charging system that does not utilize a cone-type top. All structural loading scenarios are considered, specifically normal operating conditions, wind loads, and seismic effects. Calculation results are provided for the key components of the charging system, namely the burden hoppers, the centering device, and the charging units. The results were obtained through finite element modeling performed using the ANSYS CAE system [1].

Keywords: *blast furnace, bell-less top charging system, finite element method, stresses, deformations, design calculations.*

Вступ. Особливістю розвитку людства є постійне вдосконалення існуючих технологій та створення принципово нових. Металургія, одна із найстаріших галузей промисловості, яскраво ілюструє еволюцію технологій у контексті наукового прогресу та впровадження нових інструментів. Однак висока енерговитратність, велика кількість викидів CO_2 та обмежена ефективність викликали необхідність розробки нових технологій. Основна існуюча технологія виплавки сталі це, де використовується два типи печей (доменні BF (Blast Furnace) та мартенівські OH (Open Hearth Furnace)). Для ефективної роботи цих печей використовують колошникові пристрої завантаження а саме спеціальні безконусні системи.

В даний час розробляється інноваційні безконусні системи зі штучним інтелектом для аналізу та оптимізації завантаження. Україна, активно модернізуючи свою металургію, запроваджує такі технології, які дозволяють скоротити викиди CO_2 на 35-40% та зменшити її енерговитратність. Прикладом такої реалізації в нашій країні є проекти реалізовані на Запоріжсталі та в ArcelorMittal Кривий Ріг. На Запоріжсталі виконано впровадження без конусного завантажувального пристрою від компанії Danieli Corus[2]. Цей пристрій є багатоповерховою металевою конструкцією для розміщення на ній комплексу механізмів та обладнання, що забезпечує завантаження доменної печі шихтових матеріалів, відведення газів, монтажу та демонтажу засипного апарату та іншого обладнання під час ремонтів печі [3]. Конфігурація та склад колошникового пристрою визначається розміром доменної печі, видом її несучих металоконструкцій та типом засипного апарату. До його складу входять: завантажувальний пристрій, вимірювачі рівня насипу шихти у печі, газовідведення; атмосферні клапани, вантажопідйомні засоби для монтажу та ремонту обладнання, несучі сталеві конструкції та майданчики для обслуговування механізмів.

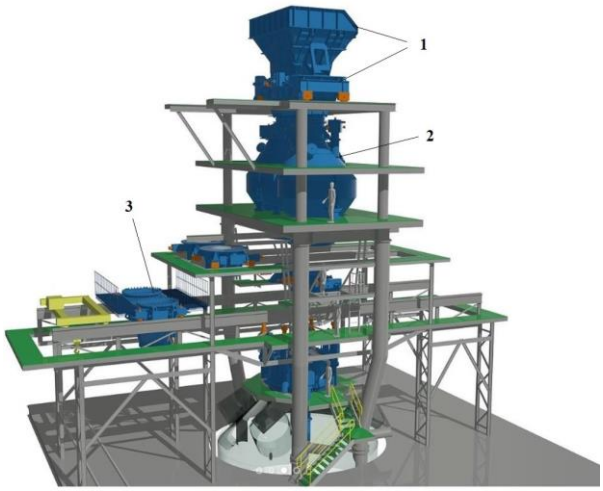
Мета роботи. Продемонструвати успішне проведення проєктувальних розрахунків елементів колошникового завантажувального пристрою доменної печі, яке дозволило зробити комплект конструкторської документації, виготовити завантажувальний пристрій на

підприємстві ДніпроВажМаш, інтегрувати її для доменної печі №3 м. Запоріжжя та забезпечити її постійну роботу вже протягом п’яти років.

Об’єкт досліджень. Конфігурація та склад системи завантаження визначаються розмірами доменної печі, типом опорних металоконструкцій і типом завантажувального пристрою. Вона включає: систему завантаження, датчики вимірювання рівня насипу, газовивідні канали, атмосферні клапани, підйомні механізми для монтажу та технічного обслуговування обладнання, несучі металоконструкції та майданчики для догляду за механізмами. Загальний вигляд системи завантаження, що охоплює частину доменної печі, наведено на рис. 1.а [4]. Загальний вигляд без конусного завантажувального пристрою Danieli Corus наведено на рис. 1.б [5]. На цій ілюстрації не показано детально датчики рівня насипу, газовивідні канали, атмосферні клапани, підйомні механізми для монтажу й технічного обслуговування обладнання, несучі металоконструкції чи і майданчики для обслуговування. До основних компонентів системи завантаження належать: верхній і нижній бункери (1); завантажувальний бункер (2), пристрій для центрування верхнього завантаження (3). Ці конструкції розраховані на певні технологічні та експлуатаційні умови та зображені на рис.1.



а) Загальний вигляд системи завантаження [4]



б) завантажувальний пристрій Danieli Corus [5]

Рисунок 1 – Об’єкт досліджень

Методика проектних розрахунків. В якості вихідні геометричні дані для проектних розрахунків приймальних і завантажувальних бункерів та центрувального пристрою використано креслення прототипів конструкцій. Розрахунки виконували для всіх сценаріїв навантаження з урахуванням технологічних особливостей умов експлуатації та розміщення обладнання. На першому етапі здійснювали вибір матеріалу для цих конструкцій. Вибір ґрунтувався на результатах чисельного експерименту, проведеного для завантажувального бункера за нормальних умов експлуатації. Порівнювали два матеріали: 09Г2С (аналог S355) та 10ХСНД. Нормальні умови експлуатації відповідають сценарію комбінованого навантаження, що включає: внутрішній тиск 0,23 МПа, стале теплове навантаження 450 °С, повне заповнення бункера шихтовим матеріалом. Шихтовий матеріал може складатися з коксу, агломерату або окатишів. Конструкція працює в умовах знакозмінного навантаження з коефіцієнтом асиметрії, що дорівнює 0, а кількість циклів зміни тиску на рік — 57 000, термін експлуатації становить 20 років;

На основі порівняння результатів розрахунків для всіх спроектованих конструкцій було обрано сталь марки 09Г2С. Було визначено всі сценарії навантаження, зокрема: нормальні експлуатаційні умови (НУЕ), НУЕ з урахуванням вітрового навантаження за різних напрямків вітру, НУЕ з урахуванням сейсмічного навантаження в поєднанні з вітровим навантаженням.

Для аналізу міцності підйомних вушок і фланцевих з’єднань застосовувався метод субмоделювання. Проектувальні розрахунки проводилися методом послідовних наближень. У конструкції дослідних зразків із відомими геометричними параметрами вносилися зміни на основі базових розрахунків міцності. У разі виявлення локального порушення цілісності чи

міцності конструкції відповідні зміни вносилися безпосередньо в цю зону. Геометрію конструкції коригували ітеративно доти, доки не було забезпечено виконання всіх вимог щодо умов працездатності.

Навантаження визначені з урахуванням місця розташування об'єкта. Розрахунки враховували сейсмічні та вітрові навантаження, характерні для місця розташування споруд, а саме м. Запоріжжя (Україна). Під час виконання розрахунків враховувалися такі особливості:

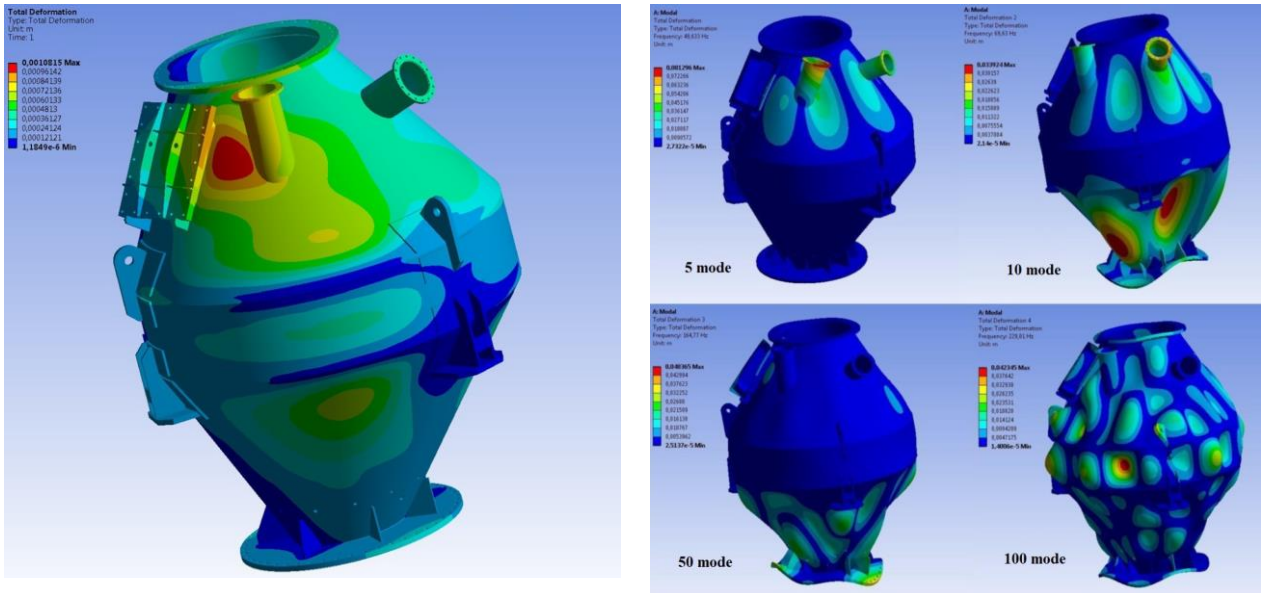
– геометрична модель конструкції враховує всі концентратори напружень, зумовлені галтелями та фасками складових елементів, а також корозією. Врахування корозії здійснюється шляхом зменшення розрахункової товщини несучої стінки конструкції на 3 мм;

– матеріали конструкції розглядаються як нелінійно-пружні ізотропні матеріали з механічними характеристиками, що відповідають робочій температурі 450°C. У розрахунках використовується білінійна діаграма деформування для робочої температури;

– оцінка ресурсу (строку служби) виконується за кількістю циклів до руйнування. Ця оцінка здійснюється з використанням функції поведінки циклу напружень, що описується кривою Велера з фізичною межею витривалості σ, визначеною за рівнянням Басквіна. Враховано зниження межі витривалості за рахунок шорсткості поверхні, впливу абсолютних розмірів та концентрації напружень.

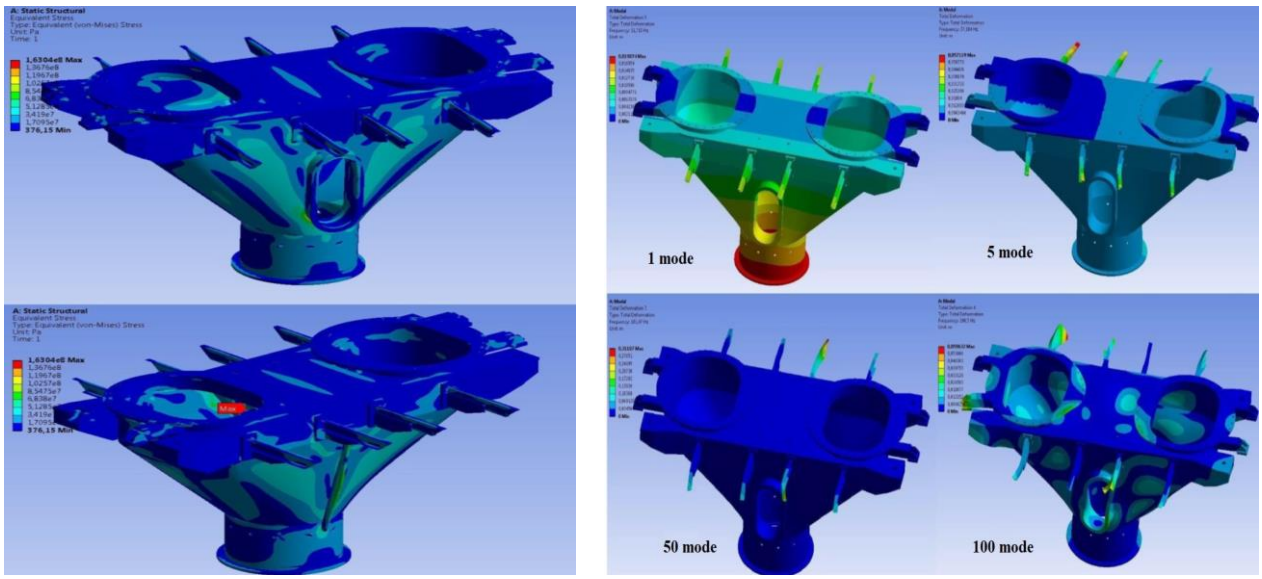
– розрахунок працездатності завантажувального пристрою проводили за енергетичною теорією міцності (Губера-Мізеса).

Навантаження, рекомендовані розрахункові випадки проєктування бункерів та норми міцності регламентовано на основі таких нормативних документів: ДБН В.1.2-2:2006, СНіП 2.09.03-85, СТП 0.03.082-2009, СНіП 2.04.12-86, СНіП 2.01.07-85, ГОСТ 30546.1-98, ГОСТ 30546.2-98, ГОСТ 30546.3-98, ГОСТ Р 51282-99, ПНАЕ Г-7-002-86 та ПНАЕ Г-7-008-89. Результати остаточних розрахунків для конструктивних елементів вибірково представлено для кожного компонента без конусного завантажувального пристрою на рис.2-4 [4].



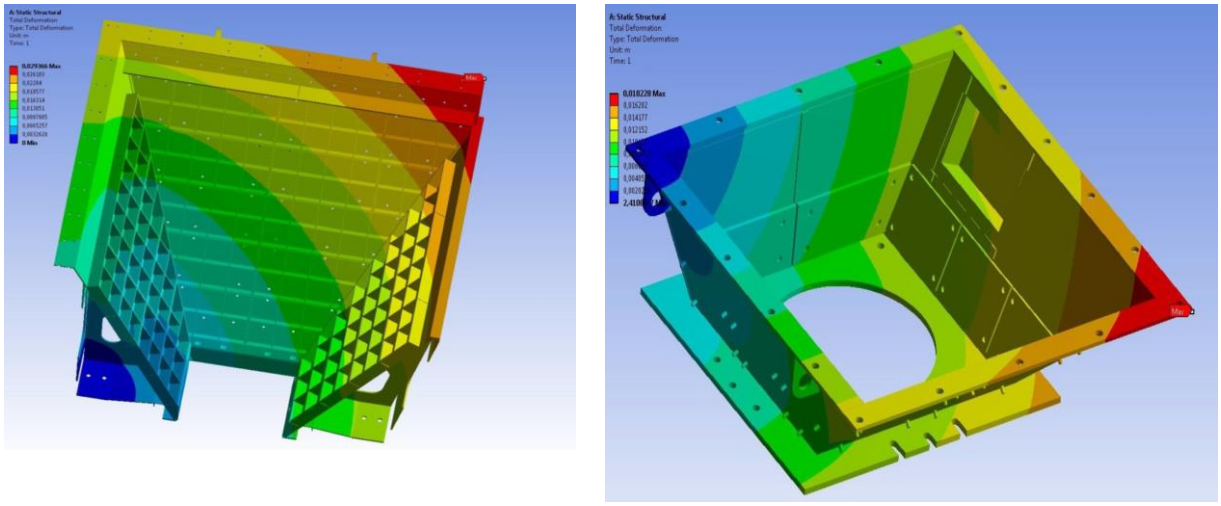
а) Загальні деформації бункеру шихти б) Результати модального аналізу

Рисунок 2 – Результати розрахунків бункеру шихти в нормальних умовах експлуатації



а) Еквівалентні напруження за Мізесом б) Результати модального аналізу

Рисунок 3 – Результати розрахунків пристрою для центрування верхнього завантаження



а) Загальні деформації верхнього бункера б) Загальні деформації нижнього бункера

Рисунок 4 – Результати розрахунків нижнього та верхнього бункерів в нормальних умовах експлуатації

Висновки. Продемонстровано успішне проведення проєктувальних розрахунків елементів колошникового завантажувального пристрою доменної печі, яке дозволило зробити комплект конструкторської документації, виготовити завантажувальний пристрій на підприємстві ДніпроВажМаш, інтегрувати його для доменної печі №3 м. Запоріжжя та забезпечити постійну роботу печі вже протягом п’яти років [6].

ЛІТЕРАТУРА

1. ANSYS Inc. (2018). *Guide to ANSYS programmable features*. Canonsburg, PA.
2. ПАТ «Запоріжсталь» викине на завантажувальний пристрій 165 млн грн. / Редакція Промполітінформ // Промполітінформ. - 2016. - 4 липня. — URL: https://prompolit.info/2016/07/04/pao-zaporozhstal-vybrosit-na-zagruzochnoe-ustrojstvo-165-mln-grn/ (дата звернення: 08.10.2026).
3. Енциклопедичний словник з металургії. — URL: http://www.find-info.ru/doc/dictionary/metallurgy/index.htm (дата звернення: 08.10.2026).
4. Lipovskyi V. I. Applied design tasks of a top charging arrangement for a blast furnace: [monograph] / DNU. — Dnipro, 2025. — 230 p. — URL: https://doi.org/10.15421/monog.251101 (date of access: 08.10.2026).
5. Danieli Corus. Danieli Top Charging Unit with DANCU Distributor. — URL: https://www.danieli-corus.com/ironmaking/top-charging-unit (date of access: 08.10.2026).
6. Сапронов Є. Перше розливання металу з доменної печі №3: [фото] / УНІАН. — 2000. — URL: https://photo.unian.net/photo/1830-pervaya-razlivka-metalla-iz-domennoy-pechi-3 (дата звернення: 08.10.2026).

УДК 539.3

ТЕМПЕРАТУРНЕ ПОЛЕ В ТОНКОМУ ПОКРИТТІ ЗА ЛОКАЛЬНОГО ПІДВИЩЕННЯ ТЕРМООПОРУ НА ІНТЕРФЕЙСІ ОСНОВА–ПОКРИТТЯ

Б.С. Хапко[1], Р.М. Мартиняк[2]

[1]к.ф.-м.н., старший науковий співробітник, e-mail: bogdan.khapko@gmail.com

[2]д.ф.-м.н.,професор, e-mail: mrostyslav@gmail.com

[1]лабораторія математичних проблем контактної механіки відділу обчислювальної механіки деформівних систем, Інститут прикладних проблем механіки і математики ім. Я. С. Підстригача НАН України, Львів, Україна

[2]відділ механіки руйнування матеріалів, Інститут механіки ім. С. П. Тимошенка НАН України, Київ, Україна

Анотація. Досліджено розподіл температури в тонкому покритті, спричинений різницею температур основи та довкілля, з урахуванням збільшення контактного термоопору на локальній ділянці міжфазної поверхні. Запропоновано спосіб зведення крайової задачі теплопровідності до системи інтегральних рівнянь Фредгольма другого роду. Наведено результати числового аналізу розподілу температури на поверхнях покриття.

Ключові слова: *тонке покриття, температура, термоопір, коефіцієнти тепловіддачі, інтегральні рівняння Фредгольма другого роду*.

TEMPERATURE FIELD IN A THIN COATING WITH A LOCAL INCREASE IN THERMAL RESISTANCE AT THE SUBSTRATE-COATING INTERFACE

Bohdan Khapko[1], Rostyslav Martynyak[2]

[1] Ph.D. (Phys.-Math.). senior research fellow, e-mail: bogdan.khapko@gmail.com

[2] Dr. Sci (Phys.-Math.), professor, e-mail: mrostyslav@gmail.com

[1] Laboratory of Mathematical Problems of Contact Mechanics, Department of Computational Mechanics of Deformable Systems, Pidstryhach Institute for Applied Problems of Mechanics and Mathematics, National Academy of Science of Ukraine, Lviv, Ukraine

[2] Department of Fracture Mechanics of Materials, S.P. Timoshenko Institute of Mechanics, National Academy of Science of Ukraine, Kyiv, Ukraine

Abstract. The temperature distribution in a thin coating induced by the temperature difference between the substrate and the ambient environment is investigated, taking into account an increase in thermal contact resistance over a local region of the interface. A method for reducing the boundary-value problem of heat conduction to a system of Fredholm integral equations of the second kind is proposed. The results of a numerical analysis of the temperature distribution on the coating surfaces are presented.

Keywords: *thin coating, temperature, thermal resistance, heat-transfer coefficients, Fredholm integral equations of the second kind.*

Вступ. Сучасні елементи конструкцій розглядаються як багаторівнева система в якій поверхневі шари і внутрішні границі розділу являються самостійними підсистемами. Поверхневі шари, особливо в ракетно-космічній галузі, часто піддаються дії високих температур. Контактний термоопір між покриттям і основою може істотно вплинути на теплопередачу між ними та зумовити локальний перегрів і високі теплові потоки. При цьому із-за різниці коефіцієнтів теплового розширення спряжених матеріалів виникає значна концентрація термічних напружень, що може спричинити відшарування покриття або його руйнування. Для дослідження цих критичних моментів термомеханічної поведінки елементів конструкцій з покриттями за неідеального міжфазного контакту необхідно спочатку вивчити температурні поля в таких структурах, враховуючи неоднорідність контактного термоопору.

Мета роботи. Моделювання температурного поля в тонкому покритті за неідеального теплового контакту з підкладкою (основою), використовуючи теорію теплопровідності тонкостінних елементів. Зведення задачі теплопровідності для покриття з урахуванням неоднорідного термічного опору на інтерфейсі покриття-основа до системи лінійних інтегральних рівнянь Фредгольма другого роду відносно інтегральних характеристик температури. Дослідження впливу локального збільшення термоопору вздовж центральної ділянки міжфазної поверхні на розподіл температури в покритті.

Задача теплопровідності. Розглянуто задачу про визначення температури в тонкому покритті завтовшки $2h$ і завдовжки l, яке вздовж лінії $z=-h$ з'єднано з основою

температури t^-. З лицевої поверхні покриття $z=h$ відбувається теплообмін за законом Ньютона з довкіллям температури t^+ з коефіцієнтом тепловіддачі μ_1^+. На ділянці $a<x<b$ контактний термоопір r значно перевищує термоопір r_0 на ділянках $0<x<a$ та $b<x<l$. На торцях покриття $x=0$ та $x=l$ відбувається конвективний теплообмін з середовищем температури t_c.

Стаціонарне температурне поле в тонкому покритті описуватимемо взаємозв'язаною системою рівнянь для визначення інтегральних температурних характеристик в покритті - середньої температури T_1 та температурного моменту T_2 [1]:

$$h^2\Delta T_1(x)-\mu_1(x)\big(T_1(x)-t_1\big)-\mu_2(x)\big(T_2(x)-t_2\big)=0,$$
$$h^2\Delta T_2(x)-3\big(1+\mu_1(x)\big)\big(T_2(x)-t_2\big)-3\mu_2(x)\big(T_1(x)-t_1\big)=3t_2, \qquad (1)$$

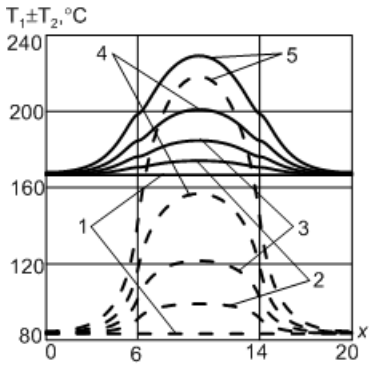
де $\mu_1(x)$, $\mu_2(x)$ визначаються через μ_1^+, r і r_0, а t_1, t_2 - через t^+, t^-.

Систему диференціальних рівнянь (1) введенням заміни [2]:

$$F_1=T_1-t_1+\lambda_1\big(T_2-t_2\big),\ \lambda_2F_2=T_1-t_1+\lambda_2\big(T_2-t_2\big) \qquad (2)$$

спрощуємо, після чого методом варіації сталої, з урахуванням граничних умов на торцях, зводимо до системи лінійних інтегральних рівнянь Фредгольма другого роду, яку розв'язуємо числово, використовуючи квадратурні формули Сімпсона [3]:. Підставляючи знайдені функції F_1 і F_2 у (2), визначаємо шукані температурні характеристики T_1 та T_2.

Аналіз результатів розрахунків. Обчислення проводили для покриття з теплоізольованими торцями за таких значень параметрів: $t_c^+=250^\circ C$, $t_c^-=0^\circ C$, $a/h=6$, $b/h=14$, $l/h=20$, $\mu_1^+=100$, $r_0=0,01$.



На рисунку наведено розподіл температури на лицевій поверхні покриття $z=h$ (суцільні лінії) та на нижній його поверхні $z=-h$ (пунктирні лінії) за різних значень термоопору на ділянці відшарування (криві: 1 – $r=1$; 2 – $r=0.9$, 3 – $r=0.5$; 4 – $r=0.25$; 5 – $r=\infty$). Також проаналізовано числові залежності середньої температури та температурного моменту від локального збільшення контактного термоопору.

Висновки. Наведено результати числового аналізу розподілу температури на поверхнях покриття, а також середньої температури та температурного моменту в покритті, коли контактний термоопір на центральній частині інтерфейсу більший, ніж на його периферії. Виявлено, що таке локальне зростання термоопору приводить до значного збільшення температури як на лицевій поверхні покриття так і на межі покриття–основа, а також середньої температури. Водночас температурний момент на ділянці зі збільшеним термоопором зменшується в порівнянні з випадком однорідного термоопору.

ЛІТЕРАТУРА

1. Подстригач Я. С., Швец Р. Н. Термоупругость тонких оболочек – К.: Наук. думка, 1978. – 344 с.
2. Хапко Б.С., Чиж А.І. Термічний прогин смуги та прямокутної пластинки за залежних від координати коефіцієнтів тепловіддачі // Мат. методи і фіз.- мех. поля. – 2009. – **49**. – № 4. – С. 198-206.
3. Верлань А. Ф., Сизиков В. С. Методы решения интегральных уравнений с программами для ЭВМ – К.: Наук. думка, 1978, – 292 с.

УДК 62-752:678.4

ФУНКЦІОНАЛЬНИЙ КРИТЕРІЙ ПРАЦЕЗДАТНОСТІ ГУМОМЕТАЛЕВИХ ВІБРОІЗОЛЯТОРІВ З УРАХУВАННЯМ ЗМІНИ ЖОРСТКОСТІ

Є.В. Калганков[1], О.В. Толстенко[2], О.А. Черній[3]

[1]старший викладач, м.н.с., e-mail: kalhankov.ye.v@gmail.com
[2]к.т.н., доцент, e-mail: tolstenko.o.v@dsau.dp.ua
[3]старший викладач, e-mail: chernii.o.a@dsau.dp.ua
[1,2,3]кафедра інжинірингу технічних систем, Дніпровський державний аграрно-економічний університет, Дніпро, Україна
[1]Інститут геотехнічної механіки ім. М.С. Полякова НАН України, Дніпро, Україна

Анотація. Розглянуто, як змінюється жорсткість гумометалевих віброізоляторів залежно від геометрії гумового шару та старіння гуми. Такі елементи рідко виходять з ладу через розрив гуми чи її відшарування від арматури – частіше гума поступово твердне, і віброізолятор, залишаючись цілим, перестає виконувати своє завдання. На основі повторної обробки експериментальних даних і результатів промислової експлуатації показано, як ці зміни зміщують власну частоту системи, і запропоновано функціональний критерій працездатності, що пов'язує допустиму жорсткість опори з масою машини та частотою збурення.

Ключові слова: *віброзахист, гумометалевий віброізолятор, жорсткість, старіння гуми, власна частота, критерій працездатності.*

FUNCTIONAL SERVICEABILITY CRITERION FOR RUBBER-METAL VIBRATION ISOLATORS CONSIDERING STIFFNESS VARIATION

Ye.V. Kalhankov[1], O.V. Tolstenko[2], O.A. Chernii[3]

[1]Senior Lecturer, m.n.s.. e-mail: kalhankov.ye.v@gmail.com
[2]Ph.D., Associate Professor, e-mail: tolstenko.o.v@dsau.dp.ua
[3]Senior Lecturer, e-mail: chernii.o.a@dsau.dp.ua
[1,2,3]Department of Technical Systems Engineering, Dnipro State Agrarian and Economic University, Dnipro, Ukraine
[1]M.S. Poliakov Institute of Geotechnical Mechanics of the National Academy of Sciences of Ukraine, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper examines how the stiffness of rubber-metal vibration isolators changes with the geometry of the rubber layer and with rubber ageing. Such elements rarely fail through rubber fracture or debonding from the metal; more often the rubber gradually stiffens, and the isolator, while remaining intact, no longer performs its function. Based on reprocessed experimental data and field operation results, the shift in the natural frequency of the system caused by these changes is shown, and a functional serviceability criterion is proposed that relates the allowable support stiffness to the machine mass and the excitation frequency.

Keywords: *vibration protection, rubber-metal vibration isolator, stiffness, rubber ageing, natural frequency, serviceability criterion.*

Вступ. Вібрація прискорює втомне пошкодження деталей, розхитує різьбові та зварні з'єднання, підвищує шум і передає динамічні зусилля на раму та фундамент. Найпростіше обмежити цей вплив, якщо встановити між джерелом коливань і опорною конструкцією пружно-дисипативний елемент. Гума для цього підходить чи не найкраще: вона витримує великі оборотні деформації, добре розсіює енергію, а деталь із неї можна відформувати майже будь-якої конфігурації [1, 2].

Жорсткість гумометалевого елемента залежить не тільки від модуля пружності гуми, а й від форми деталі – насамперед від того, наскільки вільно гума може деформуватися в поперечному напрямку. У високому елементі бічна поверхня під час стиску випинається майже без перешкод, і розрахунок можна вести за модулем Юнга. Коли ж шар тонкий і привулканізований до металевих пластин, поперечне переміщення обмежене, напружений стан наближається до всебічного стиску, і в роботу дедалі більше включається модуль об'ємного стиску, значно більший за модуль Юнга [3, 4].

Є й інший чинник – старіння гуми під час експлуатації. Під дією статичних і циклічних навантажень, тепла й кисню повітря структура еластомера поступово змінюється: жорсткість зростає, а здатність розсіювати енергію падає. Зовні елемент може бути цілком справним, без

тріщин і відшарувань, але динамічного налаштування, закладеного під час проєктування, він уже не забезпечує. Оскільки такі пошкодження накопичуються разом із дисипацією енергії при циклічному деформуванні, в енергетичних моделях втоми в'язкопружних матеріалів дисиповану енергію дедалі частіше використовують для прогнозування ресурсу.

Мета роботи. Сформулювати інженерний критерій, за яким можна оцінювати працездатність гумометалевого елемента з урахуванням зміни його жорсткості.

Матеріал і результати досліджень. Досліджували циліндричні гумометалеві елементи, у яких металеву арматуру товщиною $h_м$ = 5 мм з'єднано з гумовим масивом під час вулканізації. Гума – середньонаповнена, типу 2959, на основі натурального каучуку. Радіус усіх елементів R = 100 мм, товщина одного гумового шару $h_р$ – 40, 20, 10 і 5 мм. Щоб сумарна висота гуми була однаковою, елементи випробовували стопками відповідно з 1, 2, 4 і 8 шарів.

Випробування проводили на універсальному стенді FP100/1, який автоматично записує криву «навантаження – деформація». Перед основною серією кожну стопку тренували: тричі навантажували й розвантажували зі швидкістю 0,2 мм/с. Статичну жорсткість C визначали на лінійній ділянці залежності P(Δ) після витримки під навантаженням щонайменше 30 хв. Методику й первинні дані наведено в [5, 6]; тут ці дані повторно оброблено, щоб пов'язати геометрію елемента з динамічними параметрами системи.

Таблиця 1 – Результати випробувань гумометалевих елементів циліндричної форми

№	$h_р$, мм	n	Δ, мм	P, кг	$R/h_р$	C, кг/мм	$h_м$, мм
1	40	1	2	2100	2,5	1050	5
2	20	2	2	5000	5,0	2500	5
3	10	4	2	10000	10,0	5000	5
4	5	8	2	10800	20,0	5400	5

Примітка. $h_р$ – товщина гумового шару; n – кількість елементів у стопці; Δ – деформація стопки під навантаженням P; $h_м$ – товщина металевої арматури.

Таблиця 2 – Нормована жорсткість і власна частота залежно від $R/h_р$

$h_р$, мм	$R/h_р$	$\bar{C}_\lambda$	$\bar{\omega}_0 = \sqrt{\bar{C}_\lambda}$
40	2,5	1,00	1,00
20	5,0	2,38	1,54
10	10,0	4,76	2,18
5	20,0	5,14	2,27

Геометрію елемента описували безрозмірним параметром

$$\lambda = R / h_р \qquad (1)$$

де R – радіус гумового шару, мм; $h_р$ – товщина окремого шару гуми, мм.

Щоб порівнювати стопки між собою, жорсткість нормували:

$$\bar{C}_\lambda = C_\lambda / C_{2,5} \qquad (2)$$

де C_λ – жорсткість стопки за відповідного значення λ; $C_{2,5}$ – жорсткість базового елемента при $R/h_р$ = 2,5 ($h_р$ = 40 мм, суцільний шар).

За даними табл. 2 перехід від λ = 2,5 до λ = 5 збільшує жорсткість у 2,38 раза, від 5 до 10 – ще приблизно вдвічі, а від 10 до 20 – лише на 8 %. Тобто до λ ≈ 10 тоншання шару дає основний приріст жорсткості, а далі крива виходить на насичення.

Такий характер залежності зручно пояснити через загальновживаний коефіцієнт форми S – відношення навантаженої площі гумового шару до площі його вільної бічної поверхні. Для циліндричного шару $S = \pi R^2 / (2\pi R h_р) = R / (2h_р)$, тож дослідженому діапазону λ = 2,5…20 відповідає S = 1,25…10. За S понад 5 подальше зменшення товщини шару майже не впливає на жорсткість, бо її вже обмежує стисливість самої гуми, тобто модуль об'ємного стиску. Для

проєктування це означає, що робити шари тоншими за $\lambda \approx 10$ немає сенсу, якщо мета – підвищити жорсткість, бо зростає лише кількість арматурних пластин.

Вплив зміни жорсткості на віброізольовану систему оцінювали за класичною моделлю одномасової системи. Для приведеної маси m і еквівалентної вертикальної жорсткості C власна кругова частота дорівнює

$$\omega_0 = \sqrt{(C / m)} \tag{3}$$

Якщо маса машини не змінюється, зміщення власної частоти визначається лише відношенням поточної жорсткості до початкової:

$$\omega_0(t) / \omega_0(0) = \sqrt{[C(t) / C(0)]} = \sqrt{k_a(t)} \tag{4}$$

де $k_a(t)$ – коефіцієнт зміни жорсткості гуми внаслідок старіння на момент часу t.

Режим роботи системи характеризує частотне відношення

$$r = \omega / \omega_0 \tag{5}$$

де ω – кругова частота вимушеного збурення.

Зі зростанням жорсткості ω_0 збільшується, тож за незмінної частоти збурення r зменшується і система наближається до резонансу. Для зарезонансного режиму ($r > \sqrt{2}$) ефективність віброізоляції оцінюють коефіцієнтом передавання вібрації

$$T = 1 / (r^2 - 1) \tag{6}$$

Для стаціонарного технологічного обладнання зазвичай прагнуть мати $r_{min} = 2{,}5\ldots3$, що відповідає $T \approx 0{,}12\ldots0{,}19$.

Значення k_a для гумометалевих блоків БРМ101 і БРМ102 взято з результатів багаторічних промислових спостережень і прогнозу старіння гуми [7]. За моделлю умовно-рівноважного модуля зсуву з [7] жорсткість блоків через 50 років роботи при 25 °C зростає не більше ніж на 11 %. Блоки БРМ101, що тривалий час працювали у віброконвеєрах КВ2Т (циклічний зсув з амплітудою деформації до 30 %, частота 10,2 Гц), стали жорсткішими не більш як на 25 %. У блоків БРМ102, навантажених квазістатичним стиском з відносною деформацією 10–12 %, жорсткість зросла на 20–24 %. Ці значення – 11, 24 і 25 % – відповідають різним режимам роботи опор одного конструктивного типу, тому далі їх розглядаємо як межі можливого діапазону k_a.

Обговорення результатів. Отримані дані дають змогу розділити два граничні стани гумометалевого елемента. Перший – конструкційний: елемент втрачає несучу здатність, з'являються тріщини, гума відшаровується від арматури або накопичується неприпустима залишкова деформація. Другий – функціональний: елемент цілий, але його жорсткість, а з нею і власна частота системи, вже вийшли за межі, у яких забезпечується проєктне зниження вібрації.

Функціональну умову можна записати через мінімально допустиме частотне відношення:

$$r(t) \geq r_{min} \tag{7}$$

де r_{min} обирають за допустимим коефіцієнтом передавання (6) і робочим спектром частот конкретної машини.

З (3), (5) і (7) отримуємо граничну жорсткість елемента:

$$C(t) \leq m\,(\omega / r_{min})^2 \tag{8}$$

З виразу (8) видно, що допустиме зростання жорсткості не можна задавати одним відсотком для всіх опор: воно залежить від маси об'єкта, частоти збурення і того, наскільки далеко від резонансу машина працювала спочатку. Тому звичну практику міняти елемент, коли його жорсткість зросла на 20–25 %, варто доповнювати перевіркою за (8) для конкретного вузла.

Покажемо це на прикладі. Нехай для вузла задано $r_{min} = 2{,}5$. Якщо машину спроєктовано з початковим частотним відношенням $r_0 = 3$, то з (4) і (5) випливає, що допустиме зростання жорсткості становить $k_a = (r_0 / r_{min})^2 = 1{,}44$, тобто 44 %. Навіть максимальне зафіксоване зростання на 25 % зменшує r лише до 2,68, а коефіцієнт передавання збільшується з 0,125 до

0,16 – умова (7) ще виконується. Для машини з r_0 = 2,7 допустиме зростання жорсткості становить уже 17 %, і той самий елемент після старіння слід вважати непрацездатним.

На практиці цей критерій можна контролювати, періодично вимірюючи осідання опори під контрольним навантаженням або власну частоту вузла (після легкого удару чи вимкнення приводу) і порівнюючи результат з паспортним значенням. Якщо власна частота наближається до робочого діапазону збурення, елемент краще замінити ще до появи видимих пошкоджень, тобто раніше, ніж того вимагав би конструкційний критерій.

Слід окреслити межі застосування отриманих результатів. У роботі розглянуто статичну жорсткість при стиску, тоді як динамічна жорсткість гуми вища за статичну і залежить від частоти та амплітуди деформації, тому для точнішої оцінки ω_0 доцільно використовувати динамічний модуль. Значення k_a отримано для гуми на основі натурального каучуку за конкретних режимів навантаження й температури, тож для інших рецептур їх потрібно підтверджувати окремо. Подальші дослідження доцільно спрямувати на вимірювання динамічної жорсткості елементів різної геометрії після прискореного старіння, а також на зв’язок функціонального критерію з дисипованою енергією.

Висновки. 1. Жорсткість гумометалевого елемента і його довговічність слід розглядати разом, у межах одного розрахунку.

2. Повторна обробка експериментальних даних для циліндричних елементів (R = 100 мм, h_p = 5…40 мм) показала: зі збільшенням R/h_p від 2,5 до 10 жорсткість зростає в 4,76 раза, а власна частота системи – у 2,18 раза. Подальше збільшення R/h_p до 20 дає лише 5,14 раза від початкової жорсткості: елемент наближається до режиму об’ємного стиску гуми.

3. За даними промислової експлуатації блоків БРМ101, БРМ102 і прогнозом зростання умовно-рівноважного модуля зсуву старіння підвищує жорсткість на 11–25 % залежно від режиму і тривалості навантаження, що зміщує власну частоту системи на 5–12 %.

4. У дослідженому діапазоні R/h_p відносне зміщення власної частоти через старіння від геометрії практично не залежить, тому обидва ефекти в розрахунку можна враховувати послідовно.

5. Запропоновано розрізняти конструкційний і функціональний граничні стани. Функціональний критерій, отриманий з умови мінімально допустимого частотного відношення, пов’язує граничну жорсткість елемента з масою машини, частотою збурення і потрібним запасом від резонансу. Тому універсальний поріг на кшталт 20–25 % без такої перевірки для конкретного вузла недостатньо обґрунтований.

ЛІТЕРАТУРА

1. Abdelmoniem M., Yagimli B. Numerical studies on the heat dissipation process in elastomers under rotating loading direction. Journal of Rubber Research. 2021. Vol. 24, No. 5. P. 797–805.
2. Abu-Qbeitah S., Jabareen M., Volokh K. Y. Modeling cracks in viscoelastic materials at finite strains. International Journal for Numerical Methods in Engineering. 2023. Vol. 124, No. 19. P. 4148–4167.
3. BehkamRad K., Azizi M. Experimental and analytical investigations of a novel energy dissipation device for seismic protection of engineering structures. Structures. 2021. Vol. 34. P. 1201–1211.
4. Bulat A. F., Dyrda V. I., Lysytsya M. I., Grebenyuk S. M. Numerical simulation of the stress-strain state of thin-layer rubber-metal vibration absorber elements under nonlinear deformation. Strength of Materials. 2018. Vol. 50, No. 3. P. 387–395.
5. Дирда В. І., Калганков Є. В., Цаніді І. М., Черній О. А., Толстенко О. В., Деркач О. Д., Кабат О. С. Особливості розрахунків гумометалевих елементів з урахуванням ефекту об’ємного стиску. Геотехнічна механіка. 2018. Вип. 138. С. 160–168.
6. Kalhankov Ye., Lysytsia M., Kromik A., Ahaltsov H., Novikova A., Tolstenko O. Determination of rubber lining thickness with accounting dissipative losses and viscoelastic response. Geotechnical Mechanics. 2025. No. 175. pp. 101–112.
7. Lysytsia M., Lapin V., Marienkov M., Ahaltsov H., Novikova A., Kalhankov Y., Lysytsia N. New rubber in seismic and vibration systems for insulating building structures against natural and technogeneous dynamic impact. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2025. Vol. 1491. 012025.

УДК 622.73:621.926.5:678.7:621.891

ДВОКРИТЕРІАЛЬНЕ ПРОГНОЗУВАННЯ ДОВГОВІЧНОСТІ ГУМОВИХ ФУТЕРІВОК КУЛЬОВИХ МЛИНІВ ДЛЯ ЇХ БЕЗПЕЧНОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

Є.В. Калганков[1], Г.М. Агальцов[2], А.В. Новікова[3]

[1]молодший науковий співробітник, старший викладач, e-mail: kalhankov.ye.v@gmail.com
[2]молодший науковий співробітник, e-mail: ag.gena@gmail.com
[3]молодша наукова співробітниця, e-mail: alina.goncharenko@gmail.com
[1,2,3]Інститут геотехнічної механіки ім. М.С. Полякова НАН України, Дніпро, Україна
[1]Дніпровський державний аграрно-економічний університет, Дніпро, Україна

Анотація. Розглянуто прогнозування довговічності гумових футерівок кульових млинів першої стадії подрібнення залізистих кварцитів. Показано, що граничний стан футерівки формують два фізично різні процеси: локальне профільне зношування робочої поверхні та накопичення термовтомного пошкодження еластомеру внаслідок циклічного деформування і старіння. Запропоновано двокритеріальну модель, за якою ресурс визначається меншим із часів досягнення цих граничних станів. Для футерівки «Плита-Н-Хвиля» млина МШР 3,6×4,0 розрахунковий ресурс узгоджується з фактичним напрацюванням комплектів 6850–9053 год, похибка прогнозу не перевищує 10 %.

Ключові слова: *гумова футерівка, кульовий млин, довговічність, профільне зношування, термовтомне пошкодження, старіння гуми, граничний стан, безпека експлуатації.*

TWO-CRITERION DURABILITY PREDICTION OF RUBBER LININGS OF BALL MILLS FOR THEIR SAFE OPERATION

Ye.V. Kalhankov[1], H.M. Ahaltsov[2], A.V. Novikova[3]

[1]Junior Researcher, Senior Lecturer, e-mail: kalhankov.ye.v@gmail.com
[2]Junior Researcher, e-mail: ag.gena@gmail.com
[3]Junior Researcher, e-mail: alina.goncharenko@gmail.com
[1,2,3]M.S. Poliakov Institute of Geotechnical Mechanics of the National Academy of Sciences of Ukraine, Dnipro, Ukraine
[1]Dnipro State Agrarian and Economic University, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper addresses durability prediction of rubber linings of ball mills at the first stage of ferruginous quartzite grinding. It is shown that the limit state of a lining is formed by two physically different processes: local profile wear of the working surface and accumulation of thermo-fatigue damage in the elastomer due to cyclic deformation and ageing. A two-criterion model is proposed in which the service life is determined by the shorter of the times needed to reach these limit states. For the «Plyta-N-Khvylia» lining of an MShR 3.6×4.0 mill, the predicted service life agrees with the actual operating time of 6850–9053 h, the prediction error not exceeding 10 %.

Keywords: *rubber lining, ball mill, durability, profile wear, thermo-fatigue damage, rubber ageing, limit state, operational safety.*

Вступ. Гумові футерівки дедалі ширше замінюють сталеві в кульових млинах: комплект у 3–5 разів легший, млин працює тихіше, а монтаж і демонтаж займають менше часу. На першій стадії подрібнення (кулі 100–125 мм, руда до 25 мм) гумові плити довго вважали ненадійними через ризик пробою. Досвід промислової експлуатації показав, що ресурс футерівки тут обмежує не стільки міцність гуми, скільки поєднання двох процесів [1, 2].

Перший процес – поступова втрата геометрії робочого профілю. Рудно-кульове завантаження багаторазово вдавлюється в гуму і зсувається вздовж її поверхні, а руда й пульпа видаляють ослаблений шар [1, 5]. Другий процес відбувається в масиві еластомеру: циклічне деформування супроводжується гістерезисним нагрівом, гума старіє, твердне і гірше розсіює енергію [2, 6, 7]. На практиці рішення про заміну футерівки здебільшого ухвалюють лише за залишковою товщиною плит. Такий підхід не враховує стану самої гуми: плита, що зберегла достатню висоту, може вже наближатися до втомного руйнування.

Мета роботи. Розробити модель прогнозування довговічності гумової футерівки кульового млина, яка одночасно враховує профільне зношування і термовтомне пошкодження еластомеру, та перевірити її за даними промислової експлуатації для забезпечення безпечної експлуатації млинів.

Матеріал і результати досліджень. Промислові спостереження виконано на млинах МШР 3,6×4,0 ПрАТ «ПІВНГЗК» і МШР 4,43×5,01 ПрАТ «Полтавський ГЗК» з кулями діаметром 100 мм. Млини були футеровані нерівнобокими трапецеїдальними плитами «Плита-Н-Хвиля» виробництва ТОВ «ВАЛСА ГТВ»: у найбільш навантажених зонах барабана встановлювали плити висотою 270 мм, у решті – 240 мм. Висоту плит вимірювали під час регламентних зупинок, а зразки гуми з демонтованих комплектів випробовували в лабораторії.

З часом робоча поверхня плит набуває хвилястої форми (рис. 1). Первинна хвиля утворюється вже за 150–200 год роботи, і її довжина 410–450 мм наближається до розрахункової природної довжини близько 460 мм [1, 4]. Відносно стійкий профіль встановлюється після 3,5–4,0 тис. год. Після цього питома швидкість зношування плит висотою 240 мм на ПрАТ «ПІВНГЗК» зменшилася приблизно вдвічі – з 0,050 до 0,025 мм на тисячу тонн переробленої руди.



а б

Рисунок 1 – Хвилястий характер зношування гумової футерівки: а – профіль зношеної плити; б – сформована хвиля в млині першої стадії подрібнення (кулі діаметром 100 мм)

Залежність залишкової висоти плит від напрацювання в межах досліджених інтервалів добре описується лінійною функцією

$$h(t) = h_0 - a\,t \qquad (1)$$

де h_0 – умовна початкова висота, мм; a – швидкість профільного зношування, мм/год; t – напрацювання, год.

Тоді час досягнення критичної залишкової висоти $h_{кр}$ становить

$$t_{зн} = (h_0 - h_{кр}) / a \qquad (2)$$

Для футерівок ТОВ «ВАЛСА ГТВ» нормальну експлуатацію допускають до залишкової висоти близько 50 мм, а 20–25 мм вважають передаварійною товщиною, за якої зростає ризик пошкодження барабана. Коефіцієнти залежності (1) та оцінки $t_{зн}$ за $h_{кр}$ = 50 мм наведено в табл. 1 і на рис. 2.

Таблиця 1 – Параметри кінетики профільного зношування плит «Плита-Н-Хвиля»

Підприємство	Висота плити, мм	h_0, мм	a, мм/год	R^2	$t_{зн}$ ($h_{кр}$ = 50 мм), год
ПрАТ «ПІВНГЗК»	270	266,87	0,0340	0,9734	6380
ПрАТ «ПІВНГЗК»	240	239,17	0,0259	0,9706	7300
ПрАТ «Полтавський ГЗК»	270	246,74	0,0212	0,9586	9280
ПрАТ «Полтавський ГЗК»	240	221,91	0,0166	0,9565	10360

Примітка. На ПрАТ «ПІВНГЗК» через несправність решітки в млин періодично потрапляли шматки руди 250–300 мм.

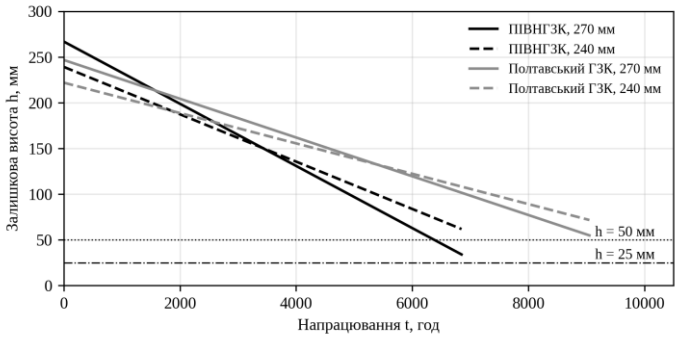


Рисунок 2 – Лінійні апроксимації залишкової висоти плит від напрацювання та граничні рівні 50 і 25 мм

Комплект на ПрАТ «ПІВНГЗК» демонтували після 6850 год за залишкової висоти близько 50 мм, що потрапляє в діапазон оцінок 6380–7300 год. На ПрАТ «Полтавський ГЗК» футерівку зняли після 9053 год за висоти близько 70 мм через вихід з ладу розвантажувальної решітки.

Другий процес оцінювали за властивостями гуми з демонтованих плит (табл. 2): модуль G_∞ визначали за випробуваннями зразків на зсув, коефіцієнт дисипації ψ – за петлею гістерезису.

Таблиця 2 – Властивості нової та експлуатованої футерувальної гуми

Показник	Нова гума	ПрАТ «Полтавський ГЗК», 9053 год	ПрАТ «ПІВНГЗК», 6850 год
Умовно-рівноважний модуль зсуву G_∞, МПа	≈ 19	25,1	30,5
Коефіцієнт дисипації ψ	0,66	0,56	0,53

Експлуатована гума стала помітно жорсткішою і гірше розсіює енергію, а для гуми, що працювала в лужно-абразивному середовищі за температури близько 90 °C і вийшла з ладу з катастрофічним зносом, G_∞ сягнув 32,8 МПа.

Накопичення термовтомного пошкодження описано на основі енергетичного балансу плити як відкритої термодинамічної системи [2]. Частина механічної енергії, що дисипується за цикл, відводиться у вигляді тепла, решта витрачається на необоротну перебудову структури гуми. Число циклів до локального енергетичного граничного стану

$$N^* = \eta_\varphi \, \delta_м \, U^*_p \,/\, [0{,}5 \, |E^*| \, \varepsilon^2 \, \psi \, (1 - \eta_т) \, f(x, y, z)] \qquad (3)$$

де η_φ – коефіцієнт профілю; $\delta_м$ – коефіцієнт нерівномірності навантаження вздовж млина; U^*_p – критична густина енергії структурних пошкоджень, Дж/м^3; $|E^*|$ – модуль комплексної пружності, Па; ε – відносна циклічна деформація; ψ – коефіцієнт дисипації; $\eta_т$ – частка дисипованої енергії, що переходить у тепло; f(x, y, z) – функція просторового розподілу напружень і деформацій.

Розрахунковий час роботи до енергетичного граничного стану

$$t^* = N^* / n_c \qquad (4)$$

де n_c – частота циклічного навантаження, с$^{-1}$.

За інших незмінних параметрів із (3) випливає обернено-квадратична залежність $N^* = C\varepsilon^{-2}$: збільшення робочої деформації лише на 10 % скорочує число циклів до граничного стану приблизно на 17 %. Старіння входить у розрахунок через зміну $|E^*|$, ψ та допустимої енергії пошкодження гуми в її поточному стані.

Ресурс футерівки визначає той граничний стан, який досягається раніше:

$$t_р = min \, (t_{зн}; \, t^*) \qquad (5)$$

Перевірочний розрахунок виконано для млина МШР 3,6×4,0 з кулями діаметром 100 мм і частотою обертання барабана 18,1 об/хв (n_c = 0,3 $с^{-1}$), футерованого плитами «Плита-Н-Хвиля» висотою 270 мм. Вихідні дані: ε = 0,046; η_φ = 1,15; $\delta_м$ = 1,10; динамічний модуль гуми $E_д = 5{,}8\cdot10^6$ Па; ψ = 0,66; $\eta_т$ = 0,72; f(x, y, z) = 1,53. Сумарна критична енергія руйнування за втомною та абразивною складовими, визначена експериментально, $U^*_р = (1{,}05 + 0{,}18)\cdot10^{10} = 1{,}23\cdot10^{10}$ Дж/м^3. За (3) і (4) отримано $N^* \approx 8{,}97\cdot10^6$ циклів і $t^* \approx 2{,}99\cdot10^7$ с ≈ 8305 год.

Оцінка за профільним критерієм для найбільш навантаженої ділянки цього млина, отримана за промисловою кривою зношування, становить $t_{зн}$ = 7735 год. Отже, за (5) ресурс визначає профільне зношування, але енергетичний критерій відстає від нього лише на 7,4 %. Обидва процеси мають співмірний вплив, тому оцінка лише за одним із них не є надійною. Розрахункові значення узгоджуються з фактичним напрацюванням комплектів 6850–9053 год.

Отримані результати покладено в основу рекомендацій щодо підвищення ефективності та безпеки роботи барабанних млинів з гумовою футерівкою. Для безпеки роботу плит нижче 50 мм слід посилено контролювати, а передаварійної товщини 20–25 мм не допускати. Слід контролювати справність класифікувальних решіток: шматки руди 250–300 мм прискорюють зношування і можуть спричинити пробій плити. Доцільно також контролювати твердість або модуль гуми: приріст G_∞ понад 50–60 % відносно нової гуми є підставою для планової заміни, навіть якщо залишкова висота ще достатня. Для підвищення ефективності плити слід встановлювати крутою гранню назустріч руху завантаження і підтримувати заповнення барабана 30–34 % та частоту обертання 70–75 % від критичної, за яких формується кінематично узгоджений хвильовий профіль. На ПрАТ «ПІВНГЗК» це дало зниження питомого споживання електроенергії приблизно на 10,7 %.

Висновки. 1. Граничний стан гумової футерівки кульового млина першої стадії подрібнення формують два фізично різні процеси – локальне профільне зношування і накопичення термовтомного пошкодження еластомеру, тому ресурс доцільно визначати за меншим із часів досягнення цих станів.

2. Залишкова висота плит «Плита-Н-Хвиля» лінійно зменшується з напрацюванням (R^2 = 0,9565–0,9734); швидкість зношування на двох підприємствах становила 0,0166–0,0340 мм/год.

3. За час експлуатації модуль зсуву гуми зростає приблизно на 32–60 %, а коефіцієнт дисипації зменшується з 0,66 до 0,53.

4. Для млина МШР 3,6×4,0 розрахунковий ресурс за енергетичним критерієм становить 8305 год, за профільним – 7735 год; різниця між критеріями 7,4 %, а похибка відносно фактичного напрацювання 6850–9053 год не перевищує 10 %.

5. Сформульовано рекомендації щодо безпечної та ефективної експлуатації млинів з гумовою футерівкою.

ЛІТЕРАТУРА

1. Bulat A. F., Dyrda V. I., Kalhankov Y. V. Synergetic model of the wave abrasive-fatigue wear of rubber lining in the ball-tube mills. Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu. 2018. No. 5. P. 39–47.
2. Kalhankov Y. Calculation of the durability of rubber linings for ball ore grinding mills, taking into account rubber aging. Geo-Technical Mechanics. 2013. No. 113. P. 181–202.
3. Kalhankov Y., Lysytsia M., Ahaltsov H., Cherniy O. Reliability prediction for the rubber lining operating under extreme conditions. Geo-Technical Mechanics. 2022. Iss. 160. P. 96–105.
4. Kalhankov Y., Lysytsia M., Ahaltsov H., Novikova A., Lysytsia N. Dynamics of the interaction between the charge and the protective lining inside the drum ball mills. Geo-Technical Mechanics. 2024. Iss. 170. P. 65–77.
5. Дирда В., Кобець А., Калганков Є., Цаніді І., Черній О. Абразивно-втомний знос гумової футерівки в контексті фрактального аналізу. Геотехнічна механіка. 2019. Вип. 144. С. 103–110.
6. Mars W. V., Fatemi A. A literature survey on fatigue analysis approaches for rubber. International Journal of Fatigue. 2002. Vol. 24, No. 9. P. 949–961.
7. Klüppel M., Jungk J. Thermo-oxidative aging and mechanical fatigue of elastomer compounds. Degradation of Elastomers in Practice, Experiments and Modeling. Advances in Polymer Science. Springer, 2022. P. 15–48.

УДК 621.22:62-52:62-192

ІНТЕЛЕКТУАЛЬНО-АДАПТИВНЕ КЕРУВАННЯ ЕНЕРГЕТИЧНИМИ ТА ТЕПЛОВИМИ ПРОЦЕСАМИ ГІДРОПРИВОДІВ МОБІЛЬНИХ МАШИН ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ Й НАДІЙНОСТІ

М.А. Ткаченко[1], Ю.Л. Салій[2], І.Г. Пімонов[3], В.І. Мощенок[4], О.В. Ярижко[5]

[1]аспірант, група М-31а-24, e-mail: miketkachenko92@gmail.com
[2]асистент, e-mail: urasalij36@gmail.com
[3]к.т.н.,доцент, igor_lena_p@ukr.net
[4]к.т.н., професор, moshenok@gmail.com
[5]к.т.н.,доцент, yaryzko@gmail.com
[1,2,3,4,5]кафедра експлуатації, випробувань, сервісу будівельних і дорожніх машин, Харківський національний автомобільно-дорожній університет, Харків, Україна

Анотація. У роботі розглянуто актуальну науково-технічну проблему підвищення якості функціонування та експлуатаційної надійності гідроприводів мобільних машин будівельного, дорожнього й спеціального призначення на основі інтелектуально-адаптивного керування енергетичними та тепловими процесами. Обґрунтовано необхідність переходу від традиційних систем регулювання гідроприводів до комплексних кіберфізичних систем, що забезпечують безперервний моніторинг параметрів робочої рідини, енергетичних втрат, температурного стану гідроагрегатів і змін технічного стану обладнання. Запропоновано концепцію інтелектуально-адаптивного керування, яка передбачає інтеграцію сенсорного контролю, математичного моделювання, методів штучного інтелекту, прогнозування технічного стану та адаптивного регулювання робочих параметрів гідроприводу. Особливу увагу приділено використанню цифрових двійників, інтелектуальної діагностики та прогнозного керування для зменшення непродуктивних енергетичних витрат, запобігання перегріванню робочої рідини та підвищення довговічності гідравлічних компонентів. Практична значущість роботи полягає у формуванні науково-методичних засад створення інтелектуальних систем керування гідроприводами екскаваторів, автогрейдерів, бульдозерів, навантажувачів та інших мобільних машин.

Ключові слова: *мобільні машини, гідропривід, інтелектуальне керування, адаптивне регулювання, енергетична ефективність, теплові процеси, штучний інтелект, цифровий двійник, технічна діагностика, надійність.*

INTELLIGENT AND ADAPTIVE CONTROL OF ENERGY AND THERMAL PROCESSES IN THE HYDRAULIC DRIVES OF MOBILE MACHINES TO IMPROVE QUALITY AND RELIABILITY

M.A. Tkachenko[1], Y.L. Saliy[2], I.G. Pimonov[3], V.I. Moschenok[4], O.V. Yaryzhko[5]

[1]PhD student, group M-31a-24, email: miketkachenko92@gmail.com
[2]Assistant, email: urasalij36@gmail.com
[3]PhD in Engineering, Associate Professor, igor_lena_p@ukr.net
[4]PhD in Engineering, Professor, moshenok@gmail.com
[5]PhD in Engineering, Associate Professor, yaryzko@gmail.com
[1,2,3,4,5]Department of Operation, Testing and Maintenance of Construction and Road Machinery, Kharkiv National Automobile and Highway University, Kharkiv, Ukraine

Abstract. This paper examines the topical scientific and technical problem of improving the performance and operational reliability of hydraulic drives in mobile construction, road-building and specialised machinery, based on intelligent adaptive control of energy and thermal processes. The paper justifies the need to move away from traditional hydraulic drive control systems towards integrated cyber-physical systems that ensure continuous monitoring of working fluid parameters, energy losses, the thermal state of hydraulic units and changes in the technical condition of the equipment. A concept of intelligent-adaptive control is proposed, which involves the integration of sensor monitoring, mathematical modelling, artificial intelligence methods, technical condition forecasting and adaptive regulation of the hydraulic drive's operating parameters. Particular attention is paid to the use of digital twins, intelligent diagnostics and predictive control to reduce unproductive energy consumption, prevent overheating of the working fluid and increase the service life of hydraulic components. The practical significance of this work lies in establishing the scientific and methodological foundations for the development of intelligent control systems for the hydraulic drives of excavators, motor graders, bulldozers, loaders and other mobile machinery.

Keywords: *mobile machines, hydraulic drive, intelligent control, adaptive control, energy efficiency, thermal processes, artificial intelligence, digital twin, technical diagnostics, reliability.*

Вступ. Сучасний розвиток будівельного та дорожнього машинобудування характеризується широким упровадженням інтелектуальних технологій, цифрових систем керування, автоматизованого контролю та методів прогнозування технічного стану машин. Особливого значення ці тенденції набувають для гідравлічних приводів мобільної техніки, які забезпечують виконання основних робочих операцій, визначають продуктивність машин, їхню енергоефективність, точність позиціонування робочих органів і загальну експлуатаційну надійність. Гідроприводи сучасних екскаваторів, бульдозерів, автогрейдерів та навантажувачів функціонують у складних, змінних умовах навантаження. Режими роботи характеризуються значними коливаннями тиску, витрати робочої рідини, частоти обертання насосів, температури, зовнішньої температури середовища та інтенсивності виконання робочих циклів. За таких умов традиційні системи керування, орієнтовані переважно на підтримання заданих параметрів гідравлічного потоку або тиску, не завжди забезпечують оптимальний розподіл енергетичних ресурсів і належний тепловий режим. Відсутність урахування взаємного впливу енергетичних і теплових процесів призводить до додаткових втрат потужності, прискореного старіння робочої рідини, збільшення інтенсивності зношування деталей і зниження ресурсу гідроагрегатів. Особливої актуальності ця проблема набуває під час експлуатації машин у режимах часткового навантаження, частих перехідних процесів, інтенсивного циклічного використання робочого обладнання та за підвищеної температури навколишнього середовища [1,2,4].

Метою роботи є створення інтелектуально-адаптивних систем, які не лише реагують на поточні зміни робочих параметрів, а й здатні оцінювати енергетичний стан гідроприводу, прогнозувати розвиток теплових процесів і завчасно коригувати режими функціонування відповідно до фактичних умов експлуатації. У цьому контексті інтелектуально-адаптивне керування розглядається як комплексний підхід, що поєднує фізико-математичні моделі гідравлічних систем, технології промислового Інтернету речей (IIoT), алгоритми машинного навчання, цифрові двійники та методи прогнозного керування.

Матеріал і результати досліджень. Енергетична ефективність гідроприводу визначається здатністю перетворювати енергію первинного двигуна на корисну механічну роботу виконавчих механізмів із мінімальними втратами. У загальному випадку потужність, що передається потоком робочої рідини, визначається залежністю:

$$N_T(t) = p(t)Q(t) \tag{1}$$

де $N_T(t)$ — гідравлічна потужність, Вт; p — перепад тиску, Па; Q — об'ємна витрата робочої рідини, м³/с.

Для гідроприводу, що працює в нестаціонарних умовах, значення тиску та витрати безперервно змінюються залежно від навантаження на робочий орган, положення органів керування та характеристик гідроагрегатів.

Втрати потужності в гідравлічній системі можуть бути представлені як сума втрат у насосі, гідромоторах, гідроциліндрах, розподільниках, трубопроводах, регулювальній і запобіжній апаратурі:

$$N_{втр} = N_н + N_{гм} + N_{тр} + N_{ап} \tag{2}$$

де $N_н$ — втрати в насосі; $N_{гм}$ — втрати у виконавчих гідродвигунах; $N_{тр}$ — втрати в трубопроводах; $N_{ап}$ — втрати в гідроапаратурі.

Важливою складовою енергетичних втрат є дроселювання робочої рідини. Під час проходження потоку через регулювальні канали та дросельні елементи частина гідравлічної енергії перетворюється на внутрішню енергію рідини, що супроводжується підвищенням її температури [2,4].

Потужність дросельних втрат може бути визначена за формулою:

$$N_{др} = \Delta p_{др} Q_{др} \tag{3}$$

де $\Delta p_{др}$ — перепад тиску на дросельному елементі; $Q_{др}$ — витрата рідини через нього.

У традиційних гідросистемах із насосами постійної продуктивності за зниження потреби у витраті значна частина потоку може спрямовуватися через перепускні канали або працювати в режимах, які не відповідають поточному навантаженню. Це формує додаткові втрати потужності та тепловиділення.

Застосування насосів із регульованим робочим об'ємом, систем Load Sensing, електрогідравлічного керування та інтелектуального узгодження продуктивності насоса з потребами виконавчих механізмів створює передумови для зменшення таких втрат. Водночас самостійне впровадження регульованих насосів не вирішує повністю проблему. Для досягнення високої ефективності необхідно враховувати динаміку навантаження, температурну залежність властивостей робочої рідини, технічний стан компонентів і зміну характеристик гідроприводу в процесі експлуатації.

Тепловий стан гідроприводу є одним із визначальних факторів його довговічності та стабільності характеристик. У процесі роботи гідравлічної системи теплота утворюється внаслідок внутрішнього тертя, дроселювання, механічних втрат, витоків, деформацій робочої рідини та взаємодії рухомих елементів. Надлишкове тепловиділення спричиняє зміну в'язкості робочої рідини, збільшення внутрішніх витоків, погіршення умов мащення та прискорення процесів окиснення й деградації присадок. Зі зростанням температури зменшується кінематична в'язкість оливи, що за певних умов призводить до збільшення об'ємних втрат насосів і гідромоторів, зниження товщини мастильної плівки та підвищення ризику контактного зношування. Особливо небезпечними є тривалі режими експлуатації з підвищеною температурою, за яких порушуються допустимі умови роботи ущільнень, підшипників і прецизійних пар. Для опису теплового стану гідравлічної системи доцільно використовувати модель теплового балансу [2,3,4]:

$$C_m \frac{dT}{dt} = N_{втр} - K_m \left(T - T_{нс}\right) - N_{ok} \tag{4}$$

де C_m — ефективна теплоємність системи, Дж/К; T — середня температура робочої рідини та гідравлічних компонентів, °С або К; $T_{нс}$ — температура навколишнього середовища; K_m — узагальнений коефіцієнт тепловіддачі, Вт/К; N_{ok} — теплова потужність, відведена активною системою охолодження, Вт.

Рівняння (4) є спрощеною зосередженою моделлю, яка може використовуватися для оперативного оцінювання температурного стану. Для детального аналізу необхідно враховувати неоднорідність температурного поля, теплоємність окремих компонентів, теплові контакти та залежність коефіцієнтів тепловіддачі від режиму роботи.

Таким чином, енергетичні та теплові процеси гідроприводу є взаємопов'язаними. Зменшення втрат потужності безпосередньо обмежує тепловиділення, тоді як підтримання оптимальної температури сприяє стабілізації в'язкості робочої рідини та зниженню внутрішніх витоків. Цей взаємозв'язок формує основу для створення інтегрованої системи керування, що одночасно враховує енергетичну ефективність і теплову безпеку.

Запропонована методологія передбачає створення багаторівневої системи керування, яка об'єднує фізичні процеси в гідроприводі, цифрову модель, сенсорний комплекс, інтелектуальний модуль прогнозування та виконавчі засоби регулювання.

Функціонально система складається з п'яти основних рівнів.

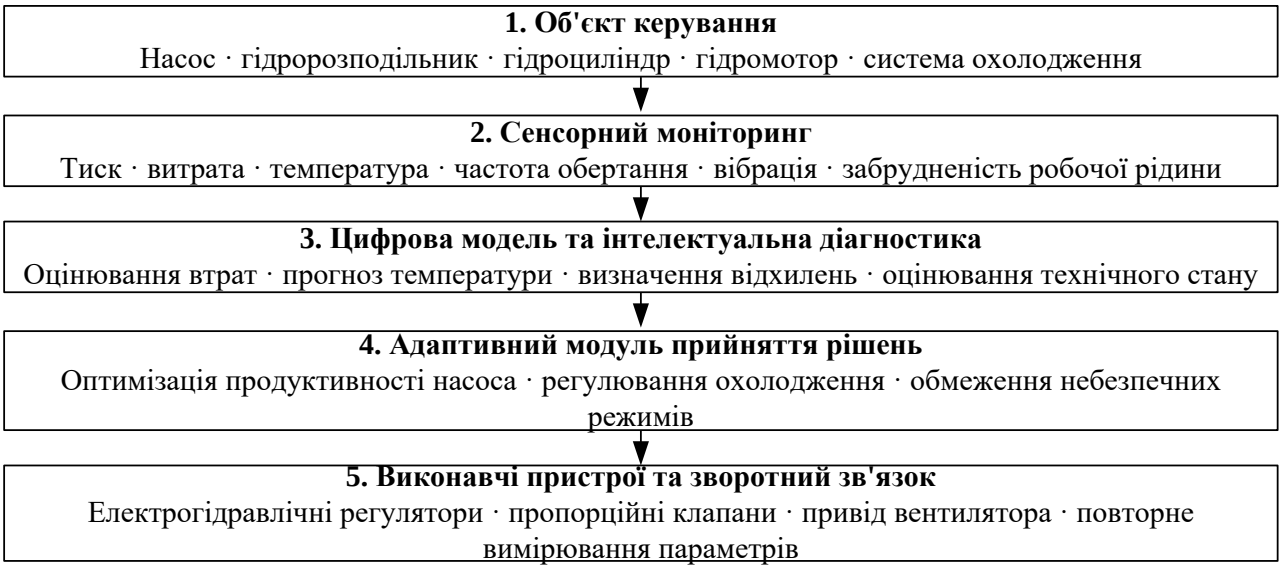


Рисунок 1 – Концептуальна структура інтелектуально-адаптивного керування гідроприводом мобільної машини.

Перший рівень представлений безпосереднім об'єктом керування, в якому відбуваються перетворення енергії, рух робочої рідини та формування механічного зусилля.

Другий рівень забезпечує отримання інформації про фактичний стан системи. До складу сенсорного комплексу доцільно включати датчики тиску на напірній і зливній магістралях, витратоміри, температурні датчики, датчики частоти обертання валу насоса, а також засоби контролю забрудненості робочої рідини та вібраційного стану агрегатів.

Третій рівень виконує оброблення вимірювальної інформації, порівняння фактичних параметрів із розрахунковими значеннями цифрової моделі та визначення відхилень, які можуть свідчити про зміну технічного стану.

Четвертий рівень забезпечує формування керувальних впливів на основі прогнозування енергетичних і теплових процесів та розв'язання задачі багатокритеріальної оптимізації.

П'ятий рівень реалізує сформовані керувальні дії через виконавчі пристрої та забезпечує замикання контуру зворотного зв'язку.

Принциповою особливістю запропонованої структури є наявність двох взаємопов'язаних контурів:

- швидкодійного контуру стабілізації тиску, витрати та положення виконавчих механізмів;
- повільнішого прогнозно-адаптивного контуру оптимізації енергетичного балансу, теплового режиму й технічного стану.

Такий розподіл дає змогу уникнути надмірного навантаження на обчислювальний модуль і забезпечити стабільність роботи гідроприводу навіть у разі тимчасової втрати зв'язку з віддаленими інформаційними ресурсами. Для реалізації інтелектуального керування необхідно сформувати вектор стану, який відображає основні енергетичні, теплові та діагностичні характеристики системи. У загальному вигляді вектор стану можна представити як:

$$x(t)=\begin{bmatrix} p(t) \\ Q(t) \\ T(t) \\ n(t) \\ \eta_o(t) \\ \mu(t) \\ D(t) \end{bmatrix} \tag{5}$$

де p — робочий тиск; Q — витрата; T — температура робочої рідини; n — частота обертання вала насоса; η_o— оцінка об'ємного ККД; μ— показник стану робочої рідини, наприклад її кінематична в'язкість; D — узагальнений показник деградації технічного стану.

Вектор керування доцільно визначити таким чином:

$$u(t)=\begin{bmatrix} \alpha_н(t) \\ n_s(t) \\ u_{ox}(t) \\ u_p(t) \end{bmatrix} \tag{6}$$

де $\alpha_н$ — керувальний сигнал регулятора робочого об'єму насоса; n_s — задана частота обертання привідного двигуна; u_{ox} — керувальний сигнал системи охолодження; u_p — керувальний сигнал регулювальної гідроапаратури.

Збуреннями системи є зміни зовнішнього навантаження, температури навколишнього середовища, режиму роботи двигуна, властивостей робочої рідини та умов виконання робочих операцій.

Динаміку гідроприводу доцільно описувати загальною моделлю:

$$\dot{x}=f\left(x,u,d,\Theta\right) \tag{7}$$

де d — вектор зовнішніх збурень; θ— параметри моделі, що залежать від конструкції, технічного стану та умов експлуатації [4].

Для практичної реалізації модель (7) повинна бути конкретизована відповідно до конструкції гідроприводу. Зокрема, вона може включати рівняння нерозривності потоку, балансу моментів насоса, динаміки гідроциліндрів, залежності витоків від тиску й в'язкості, а також рівняння теплового балансу. Важливо, що не всі змінні вектора стану можуть вимірюватися безпосередньо. Наприклад, об'ємний ККД, внутрішні витоки та ступінь деградації робочої рідини можуть визначатися за допомогою математичних моделей, спостерігачів стану й алгоритмів оброблення вимірювальних даних. Це створює передумови для реалізації інтелектуальної діагностики навіть за обмеженої кількості датчиків.

Одним із головних завдань системи є мінімізація непродуктивних витрат енергії за умови забезпечення необхідних швидкостей, зусиль і точності переміщення робочих органів. Миттєвий коефіцієнт корисної дії гідроприводу визначається відношенням корисної потужності до потужності, що підводиться:

$$\eta_г(t)=\frac{N_{кор}(t)}{N_{підв}(t)} \tag{8}$$

де $N_{кор}$ — корисна механічна потужність на виході гідроприводу; $N_{підв}$ — потужність, що підводиться від первинного двигуна.

Для оцінювання ефективності за певний робочий цикл доцільно застосовувати інтегральний показник:

$$\eta_{ц} = \frac{\int_0^{t_ц} N_{кор}(t)\,dt}{\int_0^{t_ц} N_{підв}(t)\,dt} \tag{9}$$

де $t_ц$ — тривалість робочого циклу.

На відміну від оцінювання за окремим усталеним режимом, інтегральний показник дає змогу врахувати втрати енергії під час розгону, гальмування, перемикання гідравлічних потоків і переходу між робочими операціями. Для інтелектуального керування важливим є не лише максимальне значення ККД, а й мінімізація загальних витрат енергії протягом заданого циклу за обмежень на продуктивність та безпеку. Тому енергетичний критерій доцільно доповнити показником питомих витрат енергії:

$$e_{пит} = \frac{\int_0^{t_ц} N_{підв}(t)\,dt}{W_{кор}} \tag{10}$$

де $W_{кор}$ — обсяг корисної роботи, виконаної машиною за цикл.

Такий показник дає змогу порівнювати режими роботи за умови виконання однакового технологічного завдання [5,7].

Важливою складовою системи є використання алгоритмів штучного інтелекту для аналізу багатовимірних даних і прогнозування зміни технічного стану гідроприводу. На відміну від класичних регуляторів, які реагують на поточне відхилення контрольованого параметра, інтелектуальний модуль може враховувати історію експлуатації, характер навантаження, температуру, швидкість зміни параметрів і попередні діагностичні ознаки. Доцільними є такі методи наведені у таблиці 1.

Таблиця 1 – Методи та призначення поточних відхилень контрольованих параметрів

Метод	Основне призначення
Штучні нейронні мережі	Прогнозування температури, витоків та енергетичних втрат за багатовимірними даними
Градієнтний бустинг і дерева рішень	Класифікація технічного стану, визначення характерних ознак несправностей
Автоенкодери	Виявлення аномалій у сенсорних даних за відсутності повного набору міток несправностей
Нечітка логіка	Формування керувальних рішень за невизначених умов експлуатації
Модельно-прогнозне керування (MPC)	Оптимізація керувальних впливів з урахуванням прогнозу стану та обмежень

На основі запропонованої структури можливо сформувати послідовність функціонування системи.



Рисунок 2 – Послідовність функціонування інтелектуально-адаптивної системи керування

На кожному кроці алгоритм повинен перевіряти дотримання обмежень тиску, температури та швидкості зміни керувальних сигналів. У разі виявлення критичного відхилення пріоритет надається безпеці гідроприводу. Інтелектуальний алгоритм не повинен замінювати штатні запобіжні клапани, апаратні блокування та інші незалежні засоби захисту. Критичні функції безпеки мають реалізовуватися окремими перевіреними контурами. Такий принцип забезпечує можливість застосування інтелектуальних технологій без зниження функціональної безпеки мобільної машини.

Перспективним інструментом реалізації запропонованої методології є цифровий двійник гідроприводу мобільної машини. Під цифровим двійником у межах цього дослідження розуміється динамічна цифрова модель конкретного гідроприводу, параметри якої уточнюються на основі фактичних вимірювань і даних експлуатації. На відміну від статичної математичної моделі, цифровий двійник повинен відображати зміну характеристик гідроагрегатів у часі, враховувати поточні умови навантаження та забезпечувати можливість прогнозування стану системи за різних керувальних впливів.

Структура цифрового двійника передбачає інтеграцію трьох основних складових:

1. Фізико-математичної моделі гідроприводу, що описує рух робочої рідини, енергетичні втрати, теплопередачу та динаміку виконавчих механізмів.

2. Інформаційної моделі, яка містить фактичні параметри датчиків, історію експлуатації, результати діагностування та відомості про технічне обслуговування.

3. Інтелектуального модуля, що забезпечує прогнозування стану, ідентифікацію зміни параметрів і формування рекомендацій щодо керування.

Практична реалізація запропонованого підходу. Для гідроприводу екскаватора цифровий двійник може відображати зміну робочого тиску в контурах стріли, рукояті та ковша, температурний стан насоса й гідравлічного бака, динаміку внутрішніх витоків і енергетичну ефективність робочого циклу. Для автогрейдера додатково доцільно враховувати

частоту коригувальних переміщень відвала, змінне навантаження на гідроциліндри та взаємозв'язок роботи гідроприводу з точністю формування дорожнього профілю. Таким чином, цифровий двійник може використовуватися не тільки для діагностики, але й для попереднього оцінювання ефективності різних алгоритмів керування без безпосереднього втручання в роботу реальної машини.

Для гідроприводу екскаватора характерними є циклічні зміни навантаження, одночасна робота декількох виконавчих механізмів і значні пікові витрати потужності під час копання. Інтелектуально-адаптивна система може забезпечувати узгодження продуктивності насоса з фактичною потребою гідроциліндрів стріли, рукояті та ковша. У режимах незначного навантаження алгоритм зменшує подачу насоса до необхідного рівня, обмежуючи надлишкову циркуляцію робочої рідини. Під час інтенсивного копання система забезпечує необхідний тиск і витрату, не допускаючи перевищення допустимих параметрів гідроприводу. За даними температурного моніторингу та прогнозної моделі може здійснюватися адаптивне регулювання продуктивності вентилятора масляного радіатора. Додатково цифровий двійник може оцінювати зміну об'ємного ККД насоса та гідромоторів механізму повороту платформи, що створює можливість своєчасного виявлення збільшення внутрішніх витоків.

У гідроприводах бульдозерів і автогрейдерів інтелектуально-адаптивне керування доцільно застосовувати для підвищення стабільності робочих операцій за змінного опору ґрунту та нерівномірного навантаження на робоче обладнання. Для бульдозера важливим завданням є узгодження подачі насоса з навантаженням на гідроциліндри підйому та перекосу відвала. Прогнозування навантаження може сприяти зменшенню непотрібного дроселювання та запобіганню тривалим режимам роботи за підвищеного тиску.

Для автогрейдера система може враховувати необхідну точність позиціонування відвала, швидкість руху машини та зміни опору матеріалу.

Інтеграція гідравлічних систем керування з цифровими системами контролю положення робочого обладнання створює можливості для реалізації адаптивного керування, спрямованого на підвищення точності виконання технологічних операцій і зниження енергетичних витрат.

Напрями підвищення ефективності. Запропоновані рішення впливають на різні складові експлуатаційної ефективності гідроприводу таблиця 2.

Таблиця 2 – Складові експлуатаційної ефективності гідроприводу

Напрям	Механізм реалізації	Результат
Енергетична ефективність	Регулювання подачі насоса відповідно до навантаження	Зменшення непродуктивного споживання потужності
Теплова стабільність	Прогноз температури та адаптивне керування охолодженням	Зниження ризику перегрівання
Діагностика	Аналіз відхилень параметрів від цифрової моделі	Раннє виявлення ознак деградації
Надійність	Запобігання роботі в небезпечних режимах і прогнозне обслуговування	Зменшення ризику раптових відмов
Якість робочого процесу	Узгодження витрати, тиску та руху виконавчих механізмів	Стабільність швидкості та точності робочих операцій

Водночас запропоновані математичні залежності та архітектура системи є концептуальними. Вони визначають напрям подальшого дослідження, але не є завершеною експериментально верифікованою системою керування. Практична реалізація запропонованих положень може стати основою для створення інтелектуальних гідроприводів нового покоління, здатних адаптуватися до навантаження, температури та змін технічного стану без втрати необхідних характеристик робочого процесу.

Висновки. Обґрунтовано актуальність інтелектуально-адаптивного керування енергетичними та тепловими процесами гідроприводів мобільних машин як напряму

підвищення їхньої енергоефективності, якості функціонування та експлуатаційної надійності. Установлено, що енергетичні втрати, температурний стан, в'язкість робочої рідини та технічний стан гідроагрегатів перебувають у взаємозалежності, що потребує їх комплексного врахування.

Запропоновано концептуальну структуру інтелектуально-адаптивної системи керування, яка об'єднує сенсорний моніторинг, цифрове моделювання, прогнозну діагностику та багатокритеріальну оптимізацію. Визначено принципи взаємодії швидкодійного контуру стабілізації параметрів і прогнозно-адаптивного контуру керування енергетичним і тепловим станом.

Розроблено концептуальний математичний апарат оцінювання гідравлічної потужності, енергетичних втрат, теплового балансу, питомих витрат енергії та узагальненого показника деградації. Сформовано функціонал якості керування, який дає змогу враховувати енергетичну ефективність, температурну стабільність, технічний стан та обмеження на керувальні впливи.

Обґрунтовано перспективність застосування цифрових двійників і методів штучного інтелекту для прогнозування температурного стану, виявлення відхилень робочих параметрів, оцінювання внутрішніх витоків і формування рекомендацій щодо технічного обслуговування гідроприводів. Визначено необхідність поєднання фізично обґрунтованих моделей із машинним навчанням для підвищення достовірності діагностики.

ЛІТЕРАТУРА

1. Пімонов І.Г., Пенкіна Н.П., Ярижко О.В., Мощенок В.І., Салій Ю.Л. Розроблення розрахункової моделі для підігріву робочої рідини гідропривода мобільних машин. // Вісник Харківського національного автомобільно-дорожнього університету. 2025. Вип. 108. С. 139–143. https://doi.org/10.30977/BUL.2219-5548.2025.108.0.139

2. Пімонов І. Г., Пенкіна Н. П., Ярижко О. В., Мощенок В. І., Салій Ю. Л. Вплив прогріву робочої рідини на підвищення експлуатаційних показників гідроприводів мобільних машин. Підйомно-транспортна техніка, 2025. №2 (70). С. 65-77 DOI:10.15276/pidtt.2.70.2025.06

3. Vogl G. W., Weiss B. A., Helu M. A review of diagnostic and prognostic capabilities and best practices for manufacturing. Journal of Intelligent Manufacturing. 2019. Vol. 30. P. 79–95.

4. Murrenhoff H. Grundlagen der Fluidtechnik. Teil 1: Hydraulik. Aachen: Shaker Verlag.

5. ISO 4413:2010. Hydraulic fluid power — General rules and safety requirements for systems and their components. International Organization for Standardization, 2010.

6. ISO 4406:2021. Hydraulic fluid power — Fluids — Method for coding the level of contamination by solid particles. International Organization for Standardization, 2021.

7. Lee J., Bagheri B., Kao H.-A. A Cyber-Physical Systems architecture for Industry 4.0-based manufacturing systems. Manufacturing Letters. 2015. Vol. 3. P. 18–23.

УДК 621.869

АНАЛІЗ МОБІЛЬНИХ МАШИН ДЛЯ ОБСЛУГОВУВАННЯ ТА РЕМОНТУ БУДІВЕЛЬНИХ І ДОРОЖНІХ МАШИН ТА ОБҐРУНТУВАННЯ МЕТОДУ ФОРМУВАННЯ ЇХ СКЛАДУ

Е.А. Жемчугов[1] Л.В. Разарьонов[2],

[1]магістр, e-mail: Gemchygov@gmail.com кафедра експлуатації, випробувань, сервісу будівельних і дорожніх машин

[2]к.т.н., доцент, e-mail: Lrazarenof@gmail.com, кафедра експлуатації, випробувань, сервісу будівельних і дорожніх машин,

Харківський національний автомобільно-дорожній університет, Харків, Україна

Анотація. У роботі розглянуто підхід до аналізу мобільних машин і пересувних ремонтних майстерень, призначених для технічного обслуговування та поточного ремонту будівельних і дорожніх машин безпосередньо в місцях їх експлуатації. Обґрунтовано доцільність класифікації мобільних ремонтних засобів за типом базової машини та запропоновано принцип формування їх складу на основі інтегрального представлення об’єктів ремонту. Розглянуто модульне компонування кузова-кунга, агрегування показників надійності, ремонтопридатності й трудомісткості, а також застосування оптимізаційних та економіко-математичних моделей для вибору раціонального складу обладнання. Окремо проаналізовано взаємозв’язок між габаритами мобільної майстерні, енергетичними можливостями, вантажопідіймальним обладнанням та характеристиками базового шасі.

Ключові слова: будівельні машини, дорожні машини, мобільна ремонтна майстерня, технічне обслуговування, ремонт, базове шасі, модульне компонування, надійність, оптимізація.

ANALYSIS OF MOBILE MACHINES FOR MAINTENANCE AND REPAIR OF CONSTRUCTION AND ROAD MACHINERY AND JUSTIFICATION OF THE METHOD FOR FORMING THEIR CONFIGURATION

E. A. Zhemchuhov[1], L. V. Razarionov[2]

[1] Master’s Degree, Department of Operation, Testing and Service of Construction and Road-Building Machinery, e-mail: Gemchygov@gmail.com

[2] Ph.D. in Engineering, Associate Professor, Department of Operation, Testing and Service of Construction and Road-Building Machinery, e-mail: Lrazarenof@gmail.com

Kharkiv National Automobile and Highway University, Kharkiv, Ukraine

Ph.D., Associate Professor, Kharkiv National Automobile and Highway University, Kharkiv, Ukraine

Abstract.The paper considers an approach to the analysis of mobile machines and field repair workshops intended for maintenance and current repair of construction and road machinery directly at operating sites. The expediency of classifying mobile repair facilities according to the type of base machine is substantiated, and a method for forming their configuration based on an integral representation of repair objects is proposed. The study considers modular body configuration, aggregation of reliability, maintainability and labor-intensity indicators, and the use of optimization and economic-mathematical models for selecting a rational equipment configuration. The relationship between workshop dimensions, power supply capability, lifting equipment and base-chassis capacity is also considered.

Keywords: construction machinery, road machinery, mobile repair workshop, maintenance, repair, base chassis, modular configuration, reliability, optimization.

Вступ. Сучасне будівництво характеризується високим ступенем механізації та використанням широкого спектру будівельних та дорожніх машин (БДМ). Ефективність їх експлуатації багато в чому визначається рівнем організації діагностування БДМ, технічного обслуговування та ремонту. При цьому значна частина техніки функціонує у віддалених чи тимчасових будівельних майданчиках, де немає розвиненої стаціонарної сервісної інфраструктури. [1, 2].

Особливість мобільного ремонту полягає в необхідності одночасного забезпечення технологічної повноти та транспортної мобільності. Надмірне збільшення складу обладнання призводить до зростання маси, габаритів і вартості майстерні, тоді як недостатнє оснащення збільшує кількість випадків, коли несправну машину необхідно доставляти на ремонтну базу.

Тому склад мобільного сервісного комплексу доцільно визначати як результат оптимізації за сукупністю технічних, експлуатаційних та організаційних критеріїв.

Мета роботи. Метою роботи є аналіз конструктивних та експлуатаційних особливостей мобільних ремонтних машин і розроблення підходу до формування їх раціонального складу з урахуванням типу базового шасі, структури парку будівельних і дорожніх машин, інтенсивності їх використання, умов експлуатації та вимог до оперативності відновлення працездатності.

Матеріал і результати досліджень. Вибір складу ремонтно-технологічного обладнання доцільно здійснювати шляхом представлення зразків інженерної техніки у вигляді інтегральних гіпотетичних об’єктів ремонту. Визначальним фактором такого узагальнення є базова машина. За цією ознакою доцільно виділяти техніку на автомобільній базі, техніку на спеціальних шасі та техніку спеціального призначення. Такий поділ дає змогу перейти від великої кількості окремих моделей до обмеженої кількості типових груп, для яких можуть бути визначені характерні відмови, ремонтні операції та потреба в технологічному обладнанні.

Важкі шасі підвищеної прохідності 6×6 доцільно застосовувати для робіт, що потребують значного набору стаціонарного обладнання та засобів механізації. Середньотоннажні шасі 4×4 є доцільними для технічного обслуговування та оперативного ремонту на діючих об’єктах, тоді як малотоннажні фургони ефективні переважно як сервісні одиниці для діагностики та регламентного обслуговування [1-5].

Вибір базового шасі повинен виконуватися не лише за вантажопідйомністю. Необхідно враховувати прохідність, допустиме навантаження на осі, доступний внутрішній об’єм, можливість розміщення генератора і компресора, наявність гідравлічного або електричного приводу допоміжних агрегатів, а також можливість монтажу крана-маніпулятора. У результаті формується взаємопов’язана система «об’єкт ремонту – технологічні операції – обладнання – базове шасі».

Таблиця 1 – Класифікація мобільних ремонтних засобів.

Тип бази	Приклад шасі	Основне призначення	Характерні особливості
Автомобільна	КрАЗ, MAN, IVECO-AMT, Mercedes-Benz Actros, 6×6	Польовий ремонт, дорожня інфраструктура	Висока вантажопідйомність; верстати, генератори, маніпулятори
Спеціальне шасі	MAN TGL, Renault Trucks, FOTON, HOWO,JAC, 4×4	ТО та оперативний ремонт	Компроміс між мобільністю та оснащенням
Малотоннажний автомобіль/фургон	Iveco Daily, Mercedes Sprinter, Renault Master	Діагностика та сервіс	Висока мобільність; обмеження маси
Спеціальна база	Залежить від умов	Спеціальне призначення	Підвищені вимоги до прохідності та захищеності

Модульний принцип формування майстерні. Важливою умовою раціонального формування пересувної майстерні є модульний принцип побудови кузова-кунга. Його використання дозволяє змінювати склад обладнання залежно від структури парку машин, логістичних і сезонних факторів без принципової зміни базового носія. Функціонально можуть формуватися діагностичний, механічний, гідравлічний, електротехнічний, зварювальний, мастильно-заправний та енергетичний модулі.

За переважання машин зі складними гідравлічними системами доцільним є посилення гідравлічного модуля обладнанням для діагностування гідросистем, заміни рукавів високого тиску та проведення операцій з робочими рідинами. За високої насиченості техніки електронними системами пріоритетним стає діагностичний та електротехнічний модулі. Для машин, що експлуатуються у віддалених кар’єрах, АБЗ, ЦБЗ і на дорожньому будівництві,

зростає потреба у вантажопідйомних засобах, автономному електроживленні та запасах експлуатаційних матеріалів.

Формування складу обладнання пропонується здійснювати на основі агрегування показників надійності, ремонтопридатності та трудомісткості технічного обслуговування. Для кожної групи машин визначаються частота виникнення характерних відмов, середня трудомісткість операцій, потреба в спеціальному інструменті та тривалість простою. Отримані показники можуть бути використані для ранжування обладнання за фактичним внеском у скорочення простоїв.

Таким чином, обладнання, яке забезпечує виконання великої кількості часто повторюваних операцій, повинно мати вищий пріоритет під час комплектування майстерні. Рідкісні операції доцільно виконувати за рахунок змінних модулів або залучення спеціалізованого сервісного засобу. Такий принцип дозволяє уникнути перевантаження обладнанням мобільної майстерні

.



Рисунок 1 – Машини для технічного обслуговування і ремонту машин.

Методика дослідження. Ефективність мобільного обслуговування доцільно оцінювати через скорочення простоїв та підвищення коефіцієнта технічної готовності машин.

Для традиційної системи ремонту загальний час простою машини можна представити:

$$T_{пр} = T_{оч} + T_{тр1} + T_{рем} + T_{тр2}, \quad (1)$$

де $T_{пр}$ – загальний час простою машини; $T_{оч}$ – час очікування початку ремонту; $T_{тр1}$ – час транспортування машини до ремонтної бази; $T_{рем}$ – тривалість ремонту; $T_{тр2}$ – час повернення машини до місця експлуатації.

При використанні мобільної ремонтної машини транспортна складова істотно скорочується. Загальний час простою може бути представлений:

$$T_{М} = T_{виїзд} + T_{підг} + T_{рем}, \quad (2)$$

де $T_{виїзд}$ – час прибуття мобільної майстерні до об'єкта; $T_{підг}$ – час підготовки обладнання до роботи; $T_{рем}$ – тривалість виконання ремонтної операції.

Економічний ефект від застосування мобільної ремонтної машини пов'язаний із різницею між тривалістю простою традиційної та мобільної систем:

$$\Delta T = T_{пр} - T_{М}, \quad (3)$$

Чим більше значення ΔТ, тим більший потенціал мобільної системи щодо скорочення простоїв.

Коефіцієнт технічної готовності машини можна визначити за залежністю:

$$K_{ТГ} = T_{Р} + T_{РЕМ}, \quad (4)$$

де $T_{Р}$ – час перебування машини у працездатному стані; $T_{РЕМ}$ – сумарний час перебування у ремонті.

Застосування мобільної ремонтної машини спрямоване насамперед на зменшення Трем, а отже, на збільшення $K_{ТГ}$.

Така постановка дозволяє перейти від простого переліку обладнання до обґрунтованого вибору конфігурації мобільної майстерні. Її практична цінність полягає в можливості сформувати декілька альтернативних варіантів – мінімальний сервісний, розширений

ремонтний та важкий польовий – і вибрати той, який забезпечує необхідний рівень технічної готовності парку за мінімальних сумарних витрат.

Висновки. 1. Аналіз мобільних машин для обслуговування та ремонту будівельних і дорожніх машин показав, що визначальним параметром формування пересувної майстерні є тип базової машини, який задає її мобільність, вантажопідйомність, енергетичні можливості та допустимий склад технологічного обладнання.

2. Обґрунтовано доцільність представлення парку машин у вигляді інтегральних груп об’єктів ремонту з подальшим визначенням характерних відмов, ремонтних операцій та необхідних технологічних модулів.

3. Модульний принцип компонування забезпечує адаптацію майстерні до структури парку та умов експлуатації. При цьому для легких шасі пріоритетними є мобільність і діагностика, для середніх – комплексне діагностування, ТО та поточний ремонт, для важких – механізований польовий ремонт.

ЛІТЕРАТУРА

1. Кузенко Л.М., Вантух З.З., Кузенко Д.В., Панюра Я.Й. Дорожньо-будівельні машини: навчальний посібник. Видавничий дім «Кондор», 2021. 236 с.
2. Петров П.П. Ремонт будівельної техніки. Харків, 2019. 180 с.
3. ALURA Trailer. Mobile Workshop Trucks & Field Service Units. Режим доступу: aluratrailer.com/mws/.
4. ALURA Trailer. MWS 2.1 Mobile Workshop Truck Cabin. Режим доступу: aluratrailer.com/mws/mws_2_1.php.
5. IVECO. Daily 70C / Daily Chassis Cab – technical specifications. Технічні характеристики базового шасі.

СЕКЦІЯ 2. СУЧАСНІ МЕТОДИ І ТЕХНОЛОГІЇ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОБЛЕМ МАТЕРІАЛОЗНАВСТВА У СПОРІДНЕНИХ ГАЛУЗЯХ

УДК 621.791.05:620.18

ЗЕРНОГРАНИЧНЕ КОНСТРУЮВАННЯ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ ТРУБ ІЗ ТЕРМОЗМІЦНЕНОЇ НИЗЬКОВУГЛЕЦЕВОЇ СТАЛІ З МАРТЕНСИТНОЮ СТРУКТУРОЮ ДЛЯ СИСТЕМ СПЕЦІАЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

Д.В. Лаухін[1], О.В. Бекетов[2], Л.М. Дадіверіна[3], В.А. Зіннер[4], А.А. Опонасенко[5], П.А. Тиквенко[6]

[1]д.т.н., професор, завідувач кафедри, laukhin.D.V@nmu.one
[2]д.т.н, доцент, декан факультету ІТМІ, e-mail: o.v.beketov@ust.edu.ua
[3]к.т.н., доцент, доцент, e-mail: dadiverina.L.M@nmu.one
[4]аспірант, групи 132а-24-10, e-mail: zinner.V.A@nmu.one
[5] аспірант, e-mail: andrey.opa2020@gmail.com
[6] аспірант, e-mail: pavel.mt72@gmail.com
[1,4] кафедра конструювання, технічної естетики і дизайну, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна
[3] кафедра будівництва, геотехніки і геомеханіки, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна
[2,5,6] кафедра матеріалознавства і обробки матеріалів, Український державний університет науки і технологій, Дніпро, Україна

Анотація. Розглянуто задачу конструювання рівноміцних стикових зварних з'єднань труб із масової низьковуглецевої сталі 20, термічно зміцненої до структури відпущеного мартенситу. Поєднання аналітичного розрахунку за критерієм Мізеса, методу скінченних елементів, механічних випробувань і металографічного аналізу дало змогу встановити закономірності структуроутворення в зоні термічного впливу та обґрунтувати технологічні параметри зміцнення і зварювання з позицій зернограничного конструювання.

Ключові слова: *зернограничне конструювання, мартенситне перетворення, зварне з'єднання, зона термічного впливу, низьковуглецева сталь, термозміцнення, метод скінченних елементів.*

GRAIN BOUNDARY ENGINEERING OF WELDED JOINTS OF PIPES MADE OF THERMALLY STRENGTHENED LOW-CARBON STEEL WITH A MARTENSITIC STRUCTURE FOR SPECIAL-PURPOSE SYSTEMS

D. Laukhin[1], O. Beketov[2], L. Dadiverina[3], V. Zinner[4], A. Oponasenko[5], P. Tykvenko[6]

[1] Dr. Sc. (Tech.), Professor, e-mail: laukhin.D.V@nmu.one
[2] Dr. Sc. (Tech.), Associate Professor, e-mail: o.v.beketov@ust.edu.ua
[3] Ph.D., Associate Professor, e-mail: dadiverina.L.M@nmu.one
[4] Postgraduate student, group 132a-24-10, e-mail: zinner.V.A@nmu.one
[5] Postgraduate student, e-mail: andrey.opa2020@gmail.com
[6] Postgraduate student, e-mail: pavel.mt72@gmail.com
[1,4]Department of Engineering and Generative Design, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine
[3]Department of Construction, Geotechnics and Geomechanics, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine
[2,5,6]Department of Materials Science and Materials Processing, Ukrainian State University of Science and Technologies, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper addresses the design of strength-matched butt welded joints of pipes made of mass-produced low-carbon steel 20 thermally strengthened to a tempered martensite structure. A combination of analytical calculation by the von Mises criterion, the finite element method, mechanical testing and metallographic analysis made it possible to establish the regularities of structure formation in the heat-affected zone and to substantiate the parameters of strengthening and welding from the standpoint of grain boundary engineering.

Keywords: *grain boundary engineering, martensitic transformation, welded joint, heat-affected zone, low-carbon steel, thermal strengthening, finite element method.*

Вступ. Трубопровідні системи спеціального призначення – паливо-, газо- та водопровідні мережі об'єктів критичної інфраструктури – мають поєднувати високу надійність, низьку металоємність і ремонтопридатність, у тому числі під час відновлювальних робіт. Зниження металоємності без додаткового легування можливе шляхом термічного зміцнення низьковуглецевої сталі – гартування з високим відпуском, яке переводить ферито-перлітну структуру у відпущений мартенсит. Проте термічний цикл зварювання частково

руйнує створену структуру, і в зоні термічного впливу (ЗТВ) з’являється розміцнена ділянка, ширина якої зростає зі збільшенням тепловкладення [1]. Найнижчу ударну в’язкість зазвичай має крупнозерниста ділянка біля лінії сплавлення, особливо після повторного нагрівання наступним проходом, коли по границях колишніх аустенітних зерен утворюються мартенситно-аустенітні складові [2, 3].

Зернограничне конструювання передбачає керування типом, часткою і зв’язністю границь зерен [4]. Для сталей з мартенситною структурою ефективною структурною одиницею є пакет і блок: міцність пакетного мартенситу визначається розміром блоків [5], а опір поширенню тріщини сколу – висококутовими границями [6], щільність яких зростає з подрібненням колишнього аустенітного зерна [7]. У дрібнозернистих ферито-мартенситних сталях зменшення феритного зерна підвищує міцність без втрати пластичності [8]; для ОЦК-сталей показано можливість підвищення частки спеціальних границь [9], а структурний стан низьковуглецевих мікролегованих сталей чутливо реагує на зварювальний термічний цикл [10]. Водночас для масової сталі 20, зміцненої до мартенситної структури, не встановлено, як термічний цикл зварювання змінює створений зернограничний стан у ділянках ЗТВ і за яких технологічних параметрів розміцнення не знижує міцності з’єднання.

Мета роботи. Оптимізація технологічних параметрів термічного зміцнення та зварювання труб із низьковуглецевої сталі 20 з мартенситною структурою на основі комплексного дослідження напруженого стану стикового зварного з’єднання і закономірностей структуроутворення в зоні термічного впливу з позицій зернограничного конструювання.

Матеріал і результати досліджень. Об’єктом дослідження є стикове зварне з’єднання труби 426×6 мм, що працює під внутрішнім тиском 2,0 МПа; зварювання виконано з V-подібною обробкою кромок у два проходи – кореневий і облицювальний. Сталь 20 досліджено у двох станах: після регламентованого прокатування з кінцем прокатування в міжкритичному інтервалі (≈750 °С) і після термічного зміцнення – нагрівання до 960 °С з витримкою 2 хв/мм, гартування у воді та відпуску при 600 °С протягом 1 год.

Властивості основного металу і з’єднань. Після прокатування сталь має смугасту ферито-перлітну структуру із субзернами фериту 3–5 мкм; гартування з відпуском усуває смугастість і формує відпущений мартенсит з високою щільністю висококутових границь пакетів і блоків [5]. Зварювання під флюсом АН-348А дротом 08ГА не забезпечило рівноміцності з термозміцненим металом, тому з’єднання повторно виконано в захисному газі дротом 07ХН2ГСМФТЮ Ø1,2 мм (табл. 1).

Таблиця 1 – Механічні властивості основного металу та зварних з’єднань сталі 20 (дріт 07ХН2ГСМФТЮ)

Показник	Регламентоване прокатування	Гартування 960 °С, відпуск 600 °С
$\sigma_т$ основного металу, МПа	335	448
$\sigma_в$ основного металу, МПа	425	516
KCV^{-40} основного металу, Дж/см²	130	170
$\sigma_в$ зварного з’єднання, МПа	425	530
Коефіцієнт міцності з’єднання φ	1,00	1,03
KCV^{+20} металу шва / ЗТВ, Дж/см²	187 / 208	107 / 158
Місце руйнування	Основний метал	Основний метал

Руйнування всіх зразків відбулося по основному металу на відстані не менше 22 мм від лінії сплавлення; усі зразки витримали випробування на холодний згин. Термозміцнення підвищує межу текучості на 34 %, а ударну в’язкість за –40 °С – на 31 %, що свідчить про

зниження температури в’язко-крихкого переходу внаслідок подрібнення ефективного зерна: високоугові границі пакетів мартенситу гальмують тріщину сколу [6, 7].

Напружений стан з’єднання. Кільцеві та осьові напруження в стінці труби визначено за формулами для тонкостінної оболонки ($\sigma_{кл}$ = 69,0 МПа, $\sigma_{ос}$ = 34,5 МПа), а еквівалентні напруження – за критерієм Мізеса:

$$\sigma_{екв} = \sqrt{(\sigma^2_{кл} + \sigma^2_{ос} - \sigma_{кл}\cdot\sigma_{ос})} = 59{,}8 \text{ МПа}, \quad (1)$$

де $\sigma_{кл}$, $\sigma_{ос}$ – кільцеві та осьові напруження, МПа.

Розрахунок методом скінченних елементів на тривимірній моделі ділянки труби (93 397 тетраедральних елементів, 181 410 вузлів) зі згущенням сітки в зоні шва показав, що найбільші еквівалентні напруження 53,5 МПа локалізовані у зварному шві, що на 10 % менше за аналітичну оцінку, яка не враховує стримувального впливу закріплення. Коефіцієнт запасу за межею текучості становить 4,10–7,50 залежно від стану сталі. Оскільки за однакового запасу міцності товщина стінки обернено пропорційна межі текучості, для термозміцненої сталі розрахункова товщина становить 6·335/448 ≈ 4,5 мм, тобто може бути зменшена приблизно на 25 %; ця перевага реалізується, оскільки зварне з’єднання не розміцнюється нижче рівня основного металу (табл. 1).

Структуроутворення в ЗТВ. Залежно від максимальної температури термічного циклу в ЗТВ виділено шість ділянок (рис. 1).

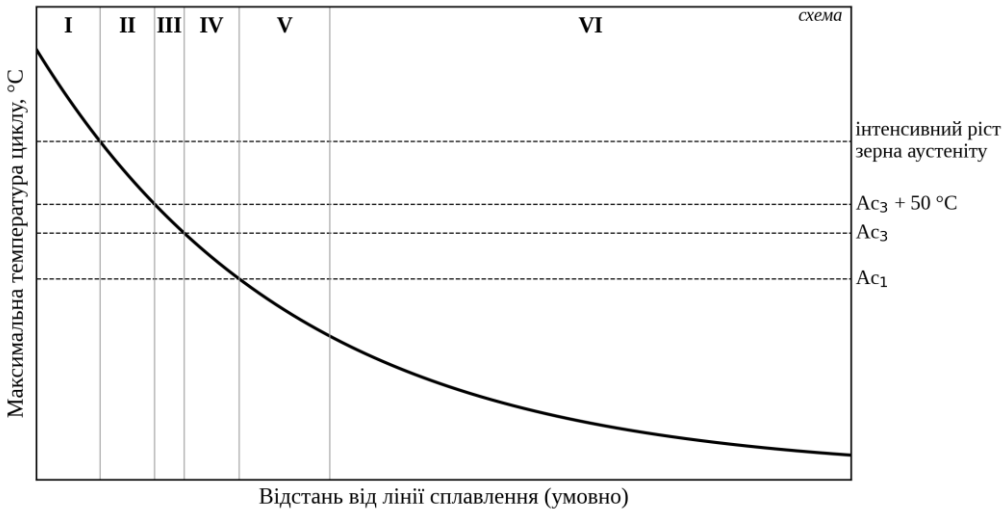


Рисунок 1 – Схема розташування ділянок зони термічного впливу залежно від максимальної температури термічного циклу зварювання

Біля лінії сплавлення (ділянка I) зерно аустеніту зростає до 100–120 мкм і після охолодження утворюється голчастий ферит з дрібними ділянками мартенситу. Вище Ac_3 + 50 °C (II) формується дрібнозерниста ферито-мартенситна (дуальна) структура; в інтервалі Ac_3…Ac_3 + 50 °C (III) – дуже дрібний доевтектоїдний ферит і мартенсит, що утворюється з аустеніту, збагаченого вуглецем; у міжкритичному інтервалі Ac_1…Ac_3 (IV) на місці перлітних смуг утворюються бейнітні структури; поблизу Ac_1 (V) відбувається часткова сфероїдизація перліту за збереження субзерен фериту; ділянка VI відповідає основному металу.

Найбільш ослабленими є ділянки сфероїдизованого перліту (V) та дуальної структури (II, III). Однак у дуальній структурі феритне зерно співмірне із субзерном полігонізованого фериту вихідного металу, а дисперсні острівці мартенситу дають додатковий внесок у зміцнення [8]. Отже, мартенситне перетворення відіграє двоїсту роль: в основному металі воно формує дрібну ефективну структурну одиницю з високою щільністю високоугових границь, а в ЗТВ – дуальну структуру, яка компенсує розміцнення. Тому коефіцієнт міцності з’єднання становить 1,03, а руйнування відбувається поза швом і ЗТВ.

Оптимізовані технологічні параметри. За критеріями рівноміцності з’єднання й основного металу, руйнування поза швом і ЗТВ та успішного холодного згину прийнято:

термозміцнення нагріванням до 960 °С з гартуванням у воді та відпуском при 600 °С, 1 год; напівавтоматичне зварювання в захисному газі дротом 07ХН2ГСМФТЮ Ø1,2 мм; V-подібну підготовку кромок ($\alpha = 60° \pm 5°$, $c = 1{,}5 \pm 0{,}5$ мм, $b = 2{,}0…3{,}0$ мм) і двопрохідне зварювання. Погонну енергію слід обмежувати за умовою мінімальної ширини ділянок II–V і росту зерна в ділянці I, а для облицювального проходу обирати так, щоб повторне нагрівання кореневої зони відбувалося вище Ac_3 і забезпечувало подрібнення зерна [2, 3].

Висновки. Оптимізовано технологічні параметри термічного зміцнення та зварювання труб із низьковуглецевої сталі 20 з мартенситною структурою, що відповідає меті роботи: термозміцнення (960 °С, вода; відпуск 600 °С, 1 год), зварювання в захисному газі рівноміцним дротом 07ХН2ГСМФТЮ, V-подібна підготовка кромок і два проходи забезпечують коефіцієнт міцності з’єднання 1,03 і руйнування по основному металу. Комплексне застосування аналітичного розрахунку і методу скінченних елементів показало, що еквівалентні напруження у шві становлять 59,8 і 53,5 МПа, а термозміцнення дає змогу зменшити розрахункову товщину стінки приблизно на 25 %. З позицій зернограничного конструювання встановлено, що розміцнення ЗТВ компенсується дуальною ферито-мартенситною структурою з феритним зерном, співмірним із субзерном вихідного фериту. Отримані результати можуть бути використані під час конструювання, виготовлення та ремонту трубопровідних систем спеціального призначення; подальшим завданням є визначення діапазону погонної енергії за ударною в’язкістю металу шва і ЗТВ та кількісна оцінка спектра границь методом дифракції зворотно розсіяних електронів.

ЛІТЕРАТУРА

1. Hochhauser F., Ernst W., Rauch R., Vallant R., Enzinger N. Influence of the soft zone on the strength of welded modern HSLA steels. Welding in the World. 2012. Vol. 56, No. 5–6. P. 77–85. https://doi.org/10.1007/BF03321352
2. Davis C. L., King J. E. Cleavage initiation in the intercritically reheated coarse-grained heat-affected zone: Part I. Fractographic evidence. Metallurgical and Materials Transactions A. 1994. Vol. 25, No. 3. P. 563–573. https://doi.org/10.1007/BF02651598
3. Cui J. J., Zhu W. T., Chen Z. Y., Chen L. Q. Microstructural characteristics and impact fracture behaviors of a novel high-strength low-carbon bainitic steel with different reheated coarse-grained heat-affected zones. Metallurgical and Materials Transactions A. 2020. Vol. 51. P. 6258–6268. https://doi.org/10.1007/s11661-020-06017-3
4. Watanabe T. Grain boundary engineering: historical perspective and future prospects. Journal of Materials Science. 2011. Vol. 46, No. 12. P. 4095–4115. https://doi.org/10.1007/s10853-011-5393-z
5. Morito S., Yoshida H., Maki T., Huang X. Effect of block size on the strength of lath martensite in low carbon steels. Materials Science and Engineering: A. 2006. Vol. 438–440. P. 237–240. https://doi.org/10.1016/j.msea.2005.12.048
6. Wang C., Wang M., Shi J., Hui W., Dong H. Effect of microstructural refinement on the toughness of low carbon martensitic steel. Scripta Materialia. 2008. Vol. 58, No. 6. P. 492–495. https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2007.10.053
7. Li X., Lu G., Wang Q., Zhao J., Xie Z., Misra R. D. K., Shang C. The effects of prior austenite grain refinement on strength and toughness of high-strength low-alloy steel. Metals. 2022. Vol. 12, No. 1. 28. https://doi.org/10.3390/met12010028
8. Calcagnotto M., Adachi Y., Ponge D., Raabe D. Deformation and fracture mechanisms in fine- and ultrafine-grained ferrite/martensite dual-phase steels and the effect of aging. Acta Materialia. 2011. Vol. 59, No. 2. P. 658–670. https://doi.org/10.1016/j.actamat.2010.10.002
9. Şen O. C., Benito S., Weber S., Janisch R. Increasing the content of CSL grain boundaries in ferritic steel through grain boundary engineering. Journal of Materials Research and Technology. 2025. Vol. 38. P. 4170–4177. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2025.08.188
10. Laukhin D., Poznyakov V., Kostin V., Beketov O., Rott N., Slupska Y., Dadiverina L., Liubymova-Zinchenko O. Features in the formation of the structural state of low-carbon micro-alloyed steels after electron beam welding. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 2021. Vol. 3, No. 12(111). P. 25–31. https://doi.org/10.15587/1729-4061.2021.234783

УДК 621.9.011

ДОСЛІДЖЕННЯ КІНЕТИКИ РОЗПОВСЮДЖЕННЯ ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ В НИЗЬКОВУГЛЕЦЕВИХ НИЗЬКОЛЕГОВАНИХ СТАЛЯХ З ФЕРИТО-БЕЙНІТНОЮ СТРУКТУРОЮ

О.В. Бекетов[1], Д.В. Лаухін[2], П.А. Тиквенко[3], В.М. Лакша[4]

[1]д.т.н., доцент, e-mail: o.v.beketov@ust.edu.ua
[2]д.т.н., професор, e-mail: d.v.laukhin@gmail.com
[3]аспірант, e-mail: pavel.mt72@gmail.com
[4]аспірант, e-mail: vn7847@ukr.net
[1, 3, 4,]кафедра матеріалознавства і обробки матеріалів, Український державний університет науки і технологій, Дніпро, Україна
[2]кафедра конструювання, технічної естетики і дизайну, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна

Анотація. В роботі досліджено взаємозв'язок між ферито-бейнітним структурним станом низьковуглецевої низьколегованої сталі Ст3сп та кінетикою розповсюдження пластичної деформації. Виявлено основні складові структурного стану, які впливають на процеси розповсюдження пластичної деформації. На підставі отриманих експериментальних даних виконано відповідні наближені розрахунки.

Ключові слова: *ферит, бейніт, пластична деформація, міжфазна границя*

INVESTIGATION OF THE KINETICS OF PLASTIC DEFORMATION PROPAGATION IN LOW-CARBON LOW-ALLOY STEELS WITH A FERRITE-BAINITE STRUCTURE

Oleksandr Beketov [1], Dmytro Laukhin [2], Pavlo Tykvenko [3], Vitalii Laksha [4],

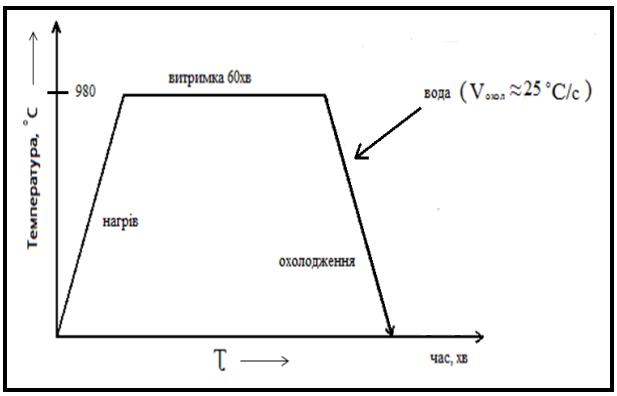
[1] Dr. Sc. (Tech.), Associate Professor, e-mail: o.v.beketov@ust.edu.ua
[2] Dr. Sc. (Tech.) , Prof., e-mail: d.v.laukhin@gmail.com
[3] Postgraduate student, e-mail: pavel.mt72@gmail.com
[4] Postgraduate student, e-mail: vn7847@ukr.net
[1, 3, 4] department Materials Science and Processing, Ukrainian state university of science and technologist, Dnipro, Ukraine
[2] Department of Engineering and Generative Design, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine

Abstract. This study investigates the relationship between the ferrite-bainite structural state of low-carbon, low-alloy steel (St3sp) and the kinetics of plastic deformation propagation. The key components of the structural state that influence the propagation of plastic deformation have been identified. Based on the experimental data obtained, relevant approximate calculations have been performed.***Keywords:*** *ferrite, bainite, plastic deformation, interphase boundary.*

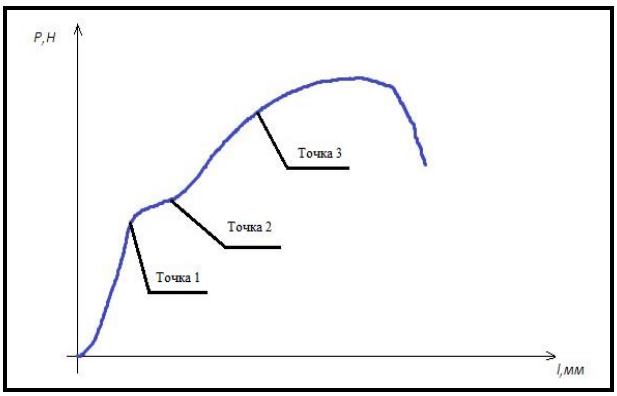
Вступ. Розвиток сучасного будівництва ставить підвищені вимоги до сталей, які використовується при виробництв металевих будівельних конструкцій, зокрема до підвищення експлуатаційної надійності. Одним із можливих шляхів вирішення цього завдання є вдосконалення та поліпшення якості вже існуючих матеріалів за рахунок формування в металопрокаті більш прогресивних структурних станів, наприклад феррит -бйнітного. Структурні стани такого типу характеризуються наявністю значної кількості нанорозмірних структурних складових: геометричними розмірами фаз (фериту, беніту, мартенситу тощо), розподілом карбо-нитрідної фази, морфологією внутрішньофазної та міжфазної будови. Саме вищезазначені структурні параметри забезпечують здатність металопрокату чинити опір виникненню та розповсюдженню в ньому пластичної деформації, яка виникає внаслідок дії зовнішнього навантаження.

Мета роботи. Дослідження взаємозв'язку між структурним станом низьковуглецевих низьколегованих сталей та кінетикою розповсюдження пластичної деформації.

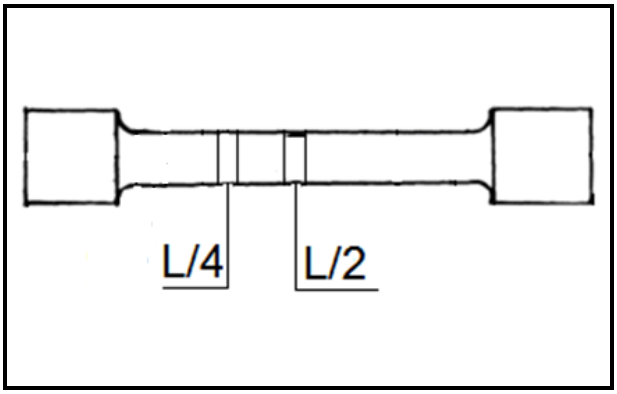
Матеріал і результати досліджень. В якості матеріалу для проведення дослідження обрано низьковуглецеву низьколеговану сталь Ст3сп широко спектру застосування. Для формування в структурі сталі ферито-бейнітного конгломерату проведено лабораторну термічну обробку зразків, схема якої наведена на рис. 1 *а*.



а



б



в

Рисунок 1 – Схема лабораторної термічної обробки для формування в зразках ферито-бейнітного структурного стану (*а*); схема проведення експерименту (*б*); схема розташування місць контролю структурного стану (*в*)

Для дослідження взаємозв'язку кінетика розповсюдження пластичної деформації структурний стан низьковуглецевих низьколегованих сталях було проведено комплекс експериментальних досліджень, який містив статичне випробування на розтяг з перериванням зовнішнього навантаження в певних точках: початок площадки плинності; кінець площадки плинності; середина області залишкової деформації. Схему проведення експерименту наведено на рис. 1 *б*, схематичне позначення зон зразку, де здійснювали дослідження структурного стану – на рис. 1 *в*.

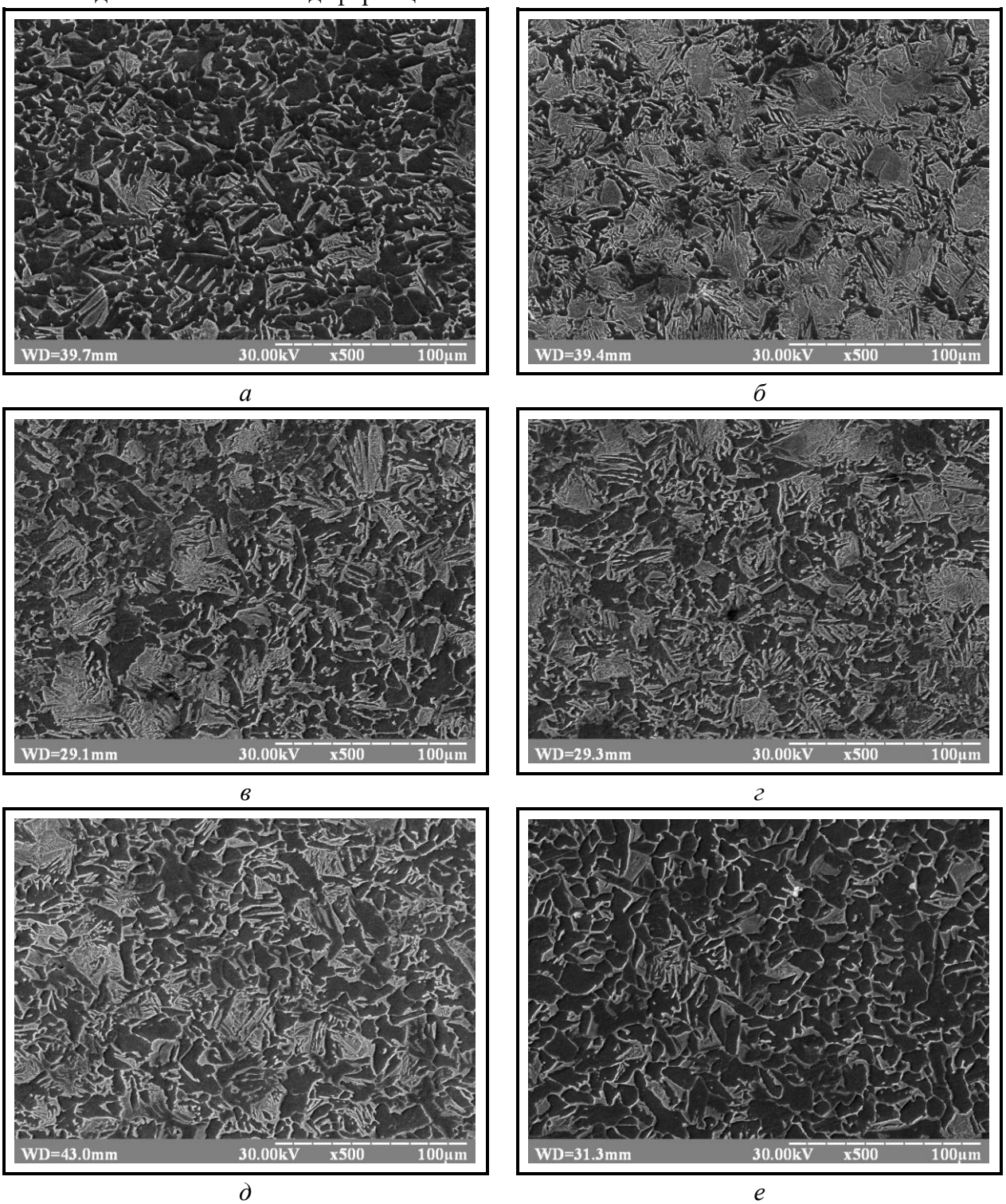
Результати дослідження взаємозв'язку між зовнішнім навантаженням та локальною деформацією наведені на рис. 2.

При дослідженні початковій стадії розвитку пластичної деформації або вивчення розподілу деформації у випадку нерівномірного розподілу напружень виявляється, що деформації розподіляються в обсязі металу вельми нерівномірно. При наявності градієнта напруги по довжині зразку спостерігається той факт, що при одному і тому ж значенні деформації в деяких областях пластична деформація вже встигає розвинутися, тоді як в суміжних областях матеріал ще перебуває в стані пружної деформації. Розміри елементарних областей, що утворилися в початковій стадії пластичної деформації, зі збільшенням зовнішнього навантаження, зазнають істотних змін.

Надалі при розвитку деформації зразка спостерігається відома ступінь упорядкування зон пластичної деформації, пов'язана з взаємодією розповсюдженням зон деформації і розподілом енергії в обсязі зразку. При цьому, міжфазні границі за рахунок власної енергії мають змогу вирівнювати розподіл деформацій між структурними складовими. Відмінності в деформації окремих структурних складових пояснюється певним разорієнтуванням і, як наслідок, різними площинами ковзання в кожній колонії бейніту та/або мартенситу або зерні фериту.

Аналіз отриманих даних показав, що для структурного стану, який формується в низьковуглецевих низьколегованих сталях внаслідок лабораторної термічної обробки, характерною особливістю є більш високий опір розповсюдженню пластичної деформації збоку міжфазних границь, порівняно з іншими видами структурних складових. Отже, можливо

дійти висновку, що саме міжфазні границі оказують істотний вплив на загальну кінетику розповсюдження пластичної деформації.



а *б* *в* *г* *д* *е*

Рисунок 2 – Мікроструктура сталі Ст3пс: *а, в, д* – відстань L/4; *б, г, е* – відстань L/2; *а, б* – навантаження початку площадки плинності; *в, г* – кінцю площадки плинності; *д, е* - середині області залишкової деформації

З метою виявлення кінетики розповсюдження пластичної деформації у сталях із структурою проміжного та/або зсувного типу перетворення переохолодженого аустеніту було проведено вимірювання геометричних розмірів структурних складових (колоній бейніту) після деформації з навантаженнями, які відповідають визначеним точкам припинення навантаження (дивись рис. 1 *б*). Результати проведених розрахунків узагальнено та представлено в табл. 1.

Таблиця 1 - Середній розмір бейнітних колоній після деформації

Сталь	Зона зразка	Розмір колонії в мм	Навантаження, яке прикладене до зразку
Ст3сп	*Край*	0,0051	початок площадки плинності
	L/4	0,0057	
	Край	0,0059	кінець площадки плинності
	L/4	0,0064	
	L/2	0,0071	
	Край	0,0061	середина області залишкової деформації
	L/4	0,0068	
	L/2	0,0073	

Відповідно до отриманих даних була розраховані значення деформація бейнітних колоній за наступною формулою:

$$Є = \Delta X0 / \Delta Xк \times 100\% \quad (1)$$

Результати підрахунків приведені в табл. 2.

Таблиця 2 – Кількісна оцінка деформації бейнітних колоній

Сталь	Зона зразка	Є, %
Ст3сп	*Край*	73
	L/4	85
	L/2	94

Кількісна оцінка деформації бейнітних колоній показала, що деформація становить край зразку 73%, на L/4 довжини зразку 85%, на L/2 довжини зразку 94%.

Аналіз наведених даних показує, що при рівні навантаження, яке відповідає початку площадки плинності, спостерігається деформування феритної фази, при цьому пластична деформація не викликає значних змін бейнітної та/або мартенситної складової. При збільшені зовнішнього навантаження до значень, які відповідають кінцю площадки плинності, вплив пластичної деформації значно збільшується. Про це свідчать поява слідів деформації в зернах фериту, в яких площині дії максимальних зсувних напружень збігаються з кристалографічними площинами найбільш щільного розташування атомів. При порівняно великому зовнішньому навантаженні (середина області залишкової деформації) спостерігається ефект блокування пластичної деформації міжфазними границями. Внаслідок чого, на границі виникає певний рівень внутрішніх напружень, який компенсує (до певного рівня зовнішнього навантаження) поле механічних напруг, яке чинить вплив на границю з боку фронту пластичної деформації. Таким чином, чим більша разупорядкованість (хаотичність) атомів в граничному шарі тим більше рівень власних напружень бути мати границя і тим більш ефективно буде гальмувати фронт пластичної деформації.

Висновки. Аналіз взаємозв'язку між прикладеним навантаженням та кінетикою розповсюдження пластичної деформації показав, що з трьох структурних складових (ферит, бейніт, мартенсит) деформація розпочинається у зернах фериту. При цьому по зернам фериту деформація розподіляється не рівномірно. Зі збільшенням навантаження зростає кількість зерен фериту які зазнали деформації і починається деформація на міжфазній границі ферит-бейніт. Деформація мартенситної складової (як власно колоній так і міжфазних границь мартенсит-бейніт, мартенсит-ферит) починається майже при навантаженнях, які відповідають середині області концентрації залишкової деформації.

УДК 620.178.152:621.793.1

ПОРІВНЯННЯ МЕТОДІВ ВИМІРЮВАННЯ МІКРОТВЕРДОСТІ БАГАТОШАРОВИХ ХРОМОВИХ ПОКРИТТІВ

М.В. Краєв[1], С.В. Ковальов[2], В.С. Краєва[3]

[1]к.т.н., e-mail: mkraev79@gmail.com
[2]к.х.н., доцент, e-mail: s.v.kovalyov@ust.edu.ua
[3]к.ф-м.н., доцент, e-mail: kraevavioletta2020@gmail.com
[1,3]виробничо-експериментальний відділ, Державне підприємство «Конструкторське бюро «Південне» ім. М.К. Янгеля», Дніпро, Україна
[2]кафедра енергетики, Український державний хіміко-технологічний університет, Дніпро, Україна

Анотація. У роботі розглянуто проблему порівняння методів Вікерса та Майєра для визначення твердості багатошарових хромових покриттів. Визначені переваги та недоліки методів для оцінювання твердості моношарів та інтегрованої твердості покриття. Виявлене зменшення розбіжностей інтегрованої твердості покриттів, визначених різними методами, при зменшенні товщини шарів від мікро- до нанорозмірів.

Ключові слова: *вакуумно-дугове покриття, мікротвердість, товщина покриття, нітриди.*

COMPARISON OF MICROHARDNESS MEASUREMENT METHODS FOR MULTILAYER CHROMIUM COATINGS

Maksym Kraiev[1], Stanislav Kovalyov[2], Violeta Kraieva[3]

[1] Candidate of Engineering Sciences (Ph. D.), e-mail: mkraev79@gmail.com
[2]Candidate of Chemical Sciences (Ph. D.), Associate Professor, e-mail: s.v.kovalyov@ust.edu.ua
[3]Candidate of Physical and Mathematical Sciences (Ph. D.), Associate Professor, e-mail: kraevavioletta2020@gmail.com
[1,3]Production and Experimental Department, Yuzhnoye State Design Office, Dnipro, Ukraine
[2] Department of power engineering, Ukrainian State University of Chemical Technology, Dnipro, Ukraine

Abstract. This paper examines the comparison of the Vickers and Meyer methods for determining the hardness of multilayer chromium coatings. The advantages and disadvantages of these methods for evaluating monolayer hardness and the integrated hardness of the coating are identified. A reduction in the discrepancy between integrated coating hardness values obtained by the different methods is observed as layer thickness decreases from the micro- to the nanoscale.

Keywords: *vacuum-arc coating, microhardness, coating thickness, nitrides.*

Вступ. Вузли техніки спеціального призначення працюють в екстремальних умовах, які висувають жорсткі вимоги до матеріалів, які використовуються для їх виготовлення. Враховуючи, що в процесі експлуатації найбільшого впливу зазнає поверхня виробів, в сучасному матеріалознавстві велику увагу приділяють розробці покриттів різного призначення. Вакуумно-дуговим осадженням створені багатошарові (до ~100 шарів) покриття на основі хрому, що представляє собою періодичне чергування мікро- (нано-) шарів хрому і нітриду хрому. Отримані три серії покриттів, нанесених з тривалістю імпульсу горіння дуги 40 с, 60 с і 120 с та відповідною товщиною шарів Cr/Cr+N 90/100 нм, 310/230 нм і 340/600 нм. Твердість є однією з головних показників механічних властивостей покриття. Методом Вікерса та методом Майєра оцінюють твердість матеріалів щодо опору пластичної деформації, але використовують різні типи інденторів та принципи розрахунку площі відбитка. Визначення особливостей застосування методів вимірювання твердості для багатошарових покриттів є важливим для точності прогнозування їх властивостей.

Мета роботи. Визначити переваги та недоліки методів Вікерса та Майєра для встановлення твердості багатошарових вакуумно-дугових покриттів Cr/Cr+N з різною товщиною моношарів.

Матеріал і результати досліджень. Для порівняння та вибору методів вимірювання мікротвердості багатошарових покриттів застосовані методи Вікерса, Майєра та теоретичний розрахунок композитної твердості по даним товщини та складу шарів покриттів.

Мікротвердість покриттів визначали за Вікерсом на мікротвердомірі ПМТ-3 згідно ГОСТ 9450-76 [1] та ISO 6507-1:2005 [2]. Мікротвердість визначали методом відновленого відбитку, шляхом нанесення на досліджувану поверхню зразка відбитку під дією статичного

навантаження, прикладеного до алмазної чотирьохгранної пірамідки на протязі певного часу. Випробування проводили при нормальному навантаженні на пірамідку F=0,98 Н (100 г), значення якого було обумовлене товщиною досліджуваних покриттів; час навантаження t=10с. Значення мікротвердості розраховували за формулою:

$$HV = 0{,}1891\frac{F}{d^2} \quad (1)$$

де [F]=[Н], [d]=[мм].

Для вимірювання мікротвердості покриттів методом Майєра використовувався багатофункціональний прилад "Micron-gamma" (рис. 1), призначений для дослідження фізико-механічних властивостей поверхневих шарів матеріалів. В даному досліджені мікротвердість визначалась методом безперервного вдавлювання індентора (інструментального індентування). Цей метод ґрунтується на автоматичній реєстрації в процесі випробувань навантаження (P) на індентор та глибини (h) його впровадження у поверхню випробуваного матеріалу у вигляді діаграми індентування $P=f(h)$ (рис. 2.). Розшифрування такої діаграми дозволяє отримувати не тільки більшу, але також і принципово нову, в порівнянні зі стандартним методом випробувань на мікротвердість, інформацію. Метод дозволяє фіксувати цінну інформацію про сам процес вдавлювання індентора, враховуючи процеси, що відбуваються внаслідок релаксації напружень, фазового переходу, формозміни матеріалу під індентором, при витримці під навантаженням, при навантаженні і т.п. Методичні основи визначення мікротвердості та модуля пружності за діаграмами індентування базуються на методі Олівера-Фара прийнятого як міжнародний стандарт ISO/FDIS 14577-1: 2002 [3].

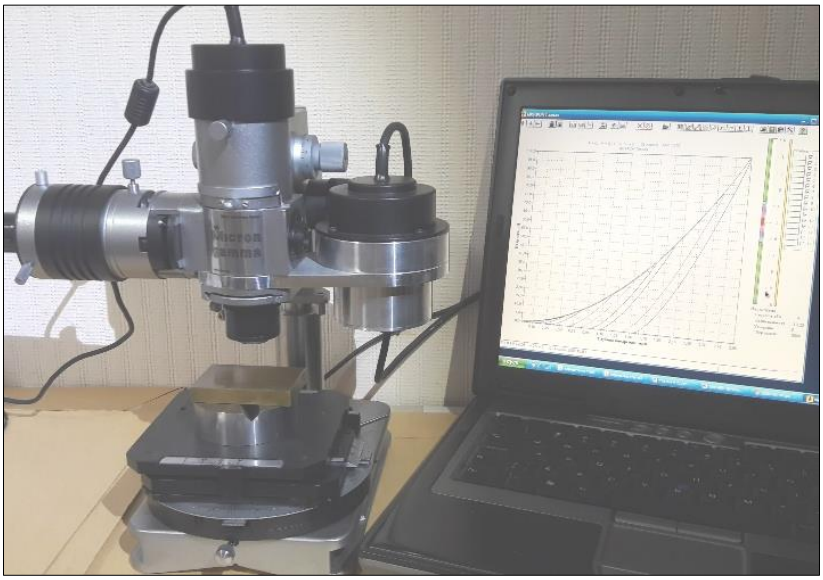


Рисунок 1 – Зовнішній вигляд "Micron-gamma"

Діаграма індентування та схематичне подання невідновленого та відновленого відбитків наведено на рис. 2; де h – максимальна глибина застосування; h_r – глибина відновленого відбитка; h_c – контактна глибина; h_s – усунення контактної поверхні при вдавлюванні; h_e – пружне відновлення відбитка; $2a$ – розмір відбитка поверхні після зняття навантаження; α та α_1.– кути між віссю та гранню при навантаженні та після зняття навантаження, відповідно.

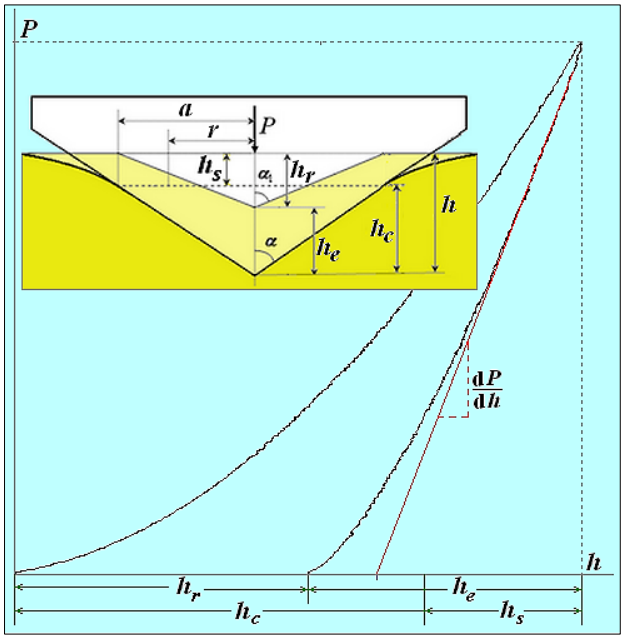


Рисунок 2 – Схематичне зображення застосування індентора та діаграма індентування

Зі схеми відбитка контактна глибина дорівнюватиме:

$$h_c=h-h_s \quad (2)$$

де h_c – зміщення контактної поверхні при вдавлюванні або пружне відновлення відбитка в точці $r = a$.

Зазвичай записують:

$$h_c=h-\varepsilon(P/S) \quad (3)$$

де $S=dP/dh$ – контактна жорсткість, яка визначається при лінійній апроксимації приблизно 30% кривої розвантаження, починаючи від P, або як похідна до кривої розвантаження в точці h;

ε – коефіцієнт, що залежить від форми профілю індентора: $\varepsilon=2(\pi-2)/\pi$ для конуса, ε=0,75 для параболоїда обертання, ε=1 для плоского циліндричного штампу. Для пірамід Вікерса та Берковича використовується ε =0,75.

По глибині контактної h_c розраховується значення проекції контактної площі:

$$A=24{,}5\cdot h_c^2 \quad (4)$$

Мікротвердість визначається за формулою:

$$H=P/A=P/(24{,}5\cdot h_c^2) \quad (5)$$

Значення мікротвердості визначали з максимальним навантаженням – 100 г.

На рис. 3 наведено усереднені значення мікротвердості покриттів за різних режимів осадження, визначені різними методами.

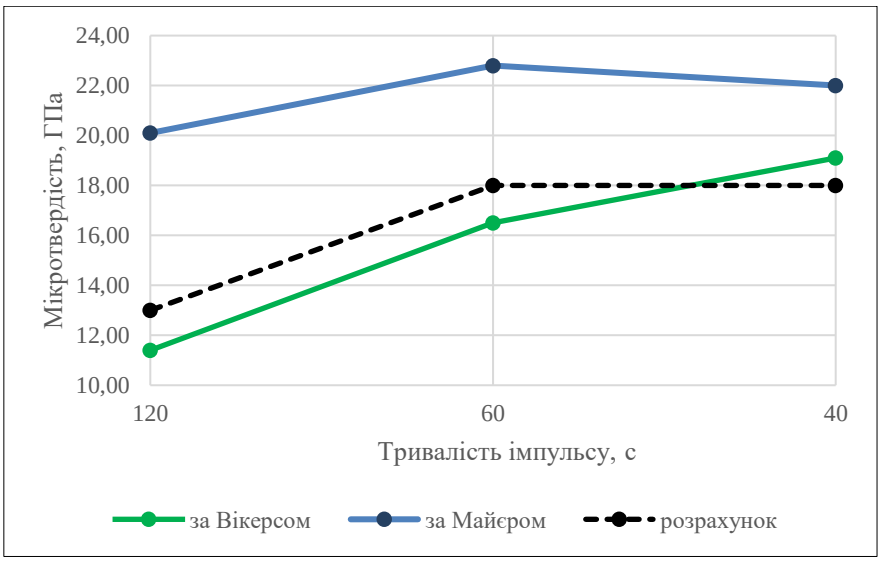


Рисунок 3 – Усереднені значення мікротвердості покриттів, визначеної різними методами

Значення мікротвердості, за Майєром перевищують значення за Вікерсом, що обумовлено різним способом визначення та випробувальними навантаженнями. Гострий кінчик пірамідки Вікерса визначає більш локальну твердість окремих шарів покриття, в той час як сферичний індентор Майєра усереднює властивості шарів, утворюючи об'ємну зону деформації. Розрахункова твердість визначена як інтегральна мікротвердість шарів хрому (твердість яких 4÷8 ГПа) та нітридних шарів різного фазового складу. Так, для покриттів, що отриманих з імпульсами 120 с, нітридні шари складаються з фази CrN, мікротвердість якої за літературних даних [4, 5] складає 15÷25 ГПа. Із зменшенням тривалості імпульсу горіння дуги, у нітридних шарах збільшується кількість фази Cr_2N, мікротвердість якої за літературних даних [4, 5] складає 25÷35 ГПа. В теоретичних значеннях мікротвердості не враховано ефект Хола-Петча та дифузії азоту між шарами, тому підвищені, у порівнянні з теоретичними, експериментальні значення є достатньо достовірними.

Висновки. Визначення мікротвердості багатошарових покриттів за Вікерсом має переваги при досліджені локальної твердості окремих шарів покриття та знижену, у порівнянні з Майєром, точність узагальненої (композитної) твердості покриттів. Однак, для багатошарових вакуумно-дугових покриттів зі зменшенням товщини шарів (шляхом зменшення тривалості імпульсу горіння дуги) різниця між твердістю за Вікерсом та Майєром теж зменшується.

ЛІТЕРАТУРА

1. GOST 9450-76. (1993). Measurement of microhardness by indentation of diamond indentors. Publishing House of Standards.
2. ISO 6507-1:2005. Metallic materials – Vickers hardness test – Part 1: Test method. Geneva: ISO, 2005. 23p.
3. ISO/FDIS 14577-1: 2002; Metallic materials – Instrumented indentation test for hardness and materials parameters. Part 1: Test method - Geneva: ISO Central Secretariat, 2002.
4. F. Schuster, F. Maury, J.F. Nowak, C. Bernard,Characterization of chromium nitride and carbonitride coatings deposited at low temperature by organometallic chemical vapour deposition, Surface and Coatings Technology, Volume 46, Issue 3, 1991, Pages 275-288, https://doi.org/10.1016/0257-8972(91)90170-2.
5. G. Bertrand, C. Savall, C. Meunier, Properties of reactively RF magnetron-sputtered chromium nitride coatings, Surface and Coatings Technology, Volume 96, Issues 2–3, 1997, Pages 323-329, https://doi.org/10.1016/S0257-8972(97)00184-9.

УДК 621.774:620

ЗАСТОСУВАННЯ ЗЕРНОГРАНИЧНОЇ ІНЖЕНЕРІЇ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОЇ НАДІЙНОСТІ ТРУБ ДЛЯ АТОМНОЇ ЕНЕРГЕТИКИ

Т.О. Дергач, Д.А.Сухомлин

[1]д.т.н., професор, e-mail: ta_dergach@i.ua

[2]к.х.н., доцент, e-mail: sukhomlyndmitrij@gmail.com

[1]кафедра Інженерії матеріалів і цифрового виробництва ім. О.М. Петриченка, Харківський національний автомобільно-дорожній університет, Харків, Україна

2кафедра хімії та хімічної інженерії, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна

Анотація. Розроблено нову технологію виготовлення труб підвищеної експлуатаційної надійності з аустенітної корозійностійкої сталі 03Х17Н14М3 (316L) для теплообмінного обладнання атомних електростанцій (АЕС). Технологія включає застосування сталі з вмістом до 0,2% N («селект»); високотемпературне гартування труб передготового розміру і термомеханічну обробку труб готового розміру за технологією зернограничної інженерії (ЗГІ) полікристалічних матеріалів. Отримані труби характеризуються дрібнозернистою структурою з підвищеним вмістом спеціальних низькоенергетичних границь зерен у теорії ґраток співпадаючих вузлів (СГ ∑3 ГСВ) та високим комплексом механічних і корозійних властивостей.

Ключові слова: аустенітна корозійностійка сталь, технологія, інженерія границь зерен, труби, мікроструктура, СГ ∑3 ГСВ, механічні й корозійні властивості

APPLICATION OF GRAIN BOUNDARY ENGINEERING TO INCREASE THE OPERATIONAL RELIABILITY OF PIPES FOR NUCLEAR POWER

T.O. Dergach[1], D. A. Sukhomlyn[2].

[1]Dr. Sc. (Technical Sciences), Professor, e-mail: ta_dergach@i.ua

[2]Cand. Sc. (Chemical Sciences), Associate Professor, e-mail: sukhomlyndmitrij@gmail.com

[1]Department of Materials Engineering and Digital Production named after O.M. Petrichenko Kharkiv National Automobile and Road University, Kharkiv, Ukraine

[2] Department of Chemistry and Chemical Engineering, Dnipro University of Technology, , Dnipro, Ukraine,

Abstract. A new technology has been developed for the production of pipes of increased operational reliability from austenitic corrosion-resistant steel 03X1714N M3 for heat exchange equipment of nuclear power plants (NPPs). The technology includes the use of steel with a content of up to 0.2% N ("select"); high-temperature quenching of pre-finished size pipes and thermomechanical processing of finished size pipes using the grain boundary engineering (GBE) technology of polycrystalline materials. The resulting pipes are characterized by a fine-grained structure with an increased content of special low-energy grain boundaries in the theory of coincident lattice sites (SG ∑3 CLS) and a high complex of mechanical and corrosion properties

Keywords: austenitic corrosion-resistant steel, technology, grain boundary engineering, fuel pipes, microstructure, SB ∑3 CLS, mechanical and corrosion properties

Вступ. Реалізація прогресу в техніці супроводжується підвищенням рівня напружень в елементах конструкцій при одночасному підвищенні вимог до надійності створюваних виробів. Один із напрямків вирішення цієї проблеми – підвищення експлуатаційної надійності металопродукції за рахунок максимального використання можливостей матеріалів і технологій [1-3].

До затребуваних на світовому ринку конструкційних матеріалів належать корозійностійкі аустенітні хромонікельмолібденові сталі типу 03Х17Н14М3 (316L), труби з яких застосовуються в теплообмінному обладнанні атомних електростанцій (АЕС) [1, 2].

Через присутність у воді трубопроводів солей та інших шкідливих домішок, теплообмінні труби виходять з ладу по причині локальної корозії: міжкристалітної (МКК), пітінгової (ПК), корозійного розтріскування (КР), що призводить до значних економічних збитків, які сягають до 10% від вироблення електроенергії. Отже, підвищення терміну експлуатації таких труб є актуальною задачею.

Аналіз публікацій.

Холоднокатані труби з аустенітних корозійностійких сталей виготовляють шляхом деформації на станах пільгерного і роликового типів (ХПТ і ХПТР) з проміжними і остаточною термічними обробками (гартуванням у воду від температур 1030…1050°С).

Аналіз літератури показав [4-8], що перспективним напрямом підвищення міцності, а також стійкості металопродукції проти локальних видів корозії, є: 1) легування низьковуглецевої сталі азотом, який стабілізує аустенітну структуру і підвищує стійкість проти ПК; 2) отримання дрібнозернистої структури, яка забезпечує підвищення стійкості проти МКК у слабо окисних середовищах, стійкості проти КР, а також міцнісних властивостей, що створює передумови для зниження металоємності труб; 3) застосування при виготовлені труб технології зернограничної інженерії полікристалічних матеріалів (ЗГІ).

Останнім часом технологія ЗГІ розвивається в зарубіжних країнах [5-8] і спрямована на утворення структури сталі з якомога більшим вмістом спеціальних низькоенергетичних границь зерен (СГ) ∑3 у теорії ґраток співпадаючих вузлів (ГСВ), які володіють підвищеною корозійною стійкістю та підвищують стійкість сталі й металопродукції з неї.

Мета роботи – підвищення корозійних, механічних і експлуатаційних властивостей труб з аустенітної хромонікельмолібденової сталі 03Х17АН14М3 (316LN) для теплообмінного обладнання АЕС шляхом застосування науково і експериментально обґрунтованих засобів.

Матеріал і методи досліджень. Матеріалами досліджень були холоднокатані труби зі сталі 03Х17Н14М3 (316L) поточного виробництва і труби зі сталі 03Х17Н14АМ3 (316LN) з вмістом 0,18% азоту (плавка «селект»), виготовлені за розробленою технологією.

Методи досліджень включали: світлову і електронну мікроскопію; випробування механічних властивостей зразків труб на розтягування, на згин, на ударну в’язкість, на сплющування і розвальцювання, а також комплексні корозійні випробування: на стійкість проти МКК за методом В, ASTM A-262; проти ПК (метод А), ASTM G-48 і проти КР за ASTM G-36.

Результати досліджень. Для досягнення мети роботи була запропонована нова технологія виготовлення холоднокатаних труб з низьковуглецевих аустенітних корозійностійких сталей, яка передбачає застосування сталі, легованої азотом, і схематично представлена на рис. 1.

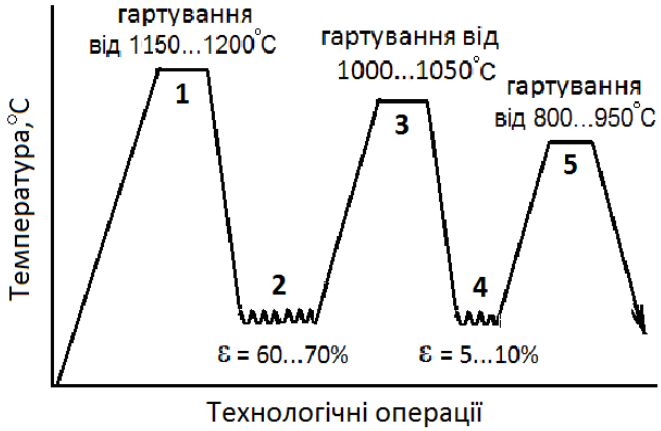


Рисунок 1 – Схема запропонованої нової технології термічних і термомеханічної обробки (ТМО) труб зі сталі 03Х17АН14АМ3 (316LN)

За зазначеною схемою зразки експериментальних холоднокатаних труб зі сталі 03Х17АН14АМ3 (0,18% N) на передготовому розмірі піддавали високотемпературному гартуванню від температур 1150…1200°С (операція **1,** рис. 1), – для гомогенізації структури сталі та збільшення кількості в ній СГ ∑3 ГСВ.

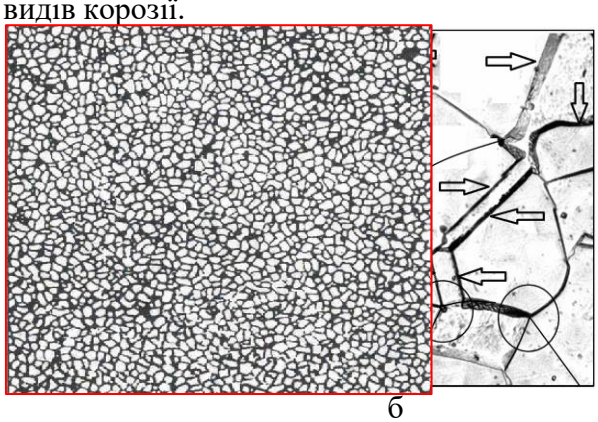
Прокатку труб на готовий розмір здійснювали зі ступенем деформації 60…75% (операція **2**) і піддавали гартуванню від температур 1000…1050°С (операція **3**). Далі труби піддавали деформації калібруванням зі ступенем 7…10% (операція **4**) і наступному низькотемпературному відпалу при визначених експериментальним шляхом температурах 850…900°С з прискореним охолодженням (операція **5**), – для отримання рекристалізованої

наддрібнозернистої структури сталі (№ зерна 11 за ГОСТ 5639, рис. 2, а, табл. 1) з підвищеним вмістом (≥ 70%) спеціальних низькоенергетичних границь зерен СГ ∑3 ГСВ (рис. 2, б). Технологічні операції **2-5** здійснено за технологією ТМО.

Відпал із гартуванням труб готового розміру здійснювали у прохідній печі з захисною атмосферою особливо чистого водню (99,999% H_2).

Результати дослідження структури труб

Отримана дрібнозерниста структура сталі з підвищеним вмістом СГ ∑3 (рис. 2), яка сприяє підвищенню міцнісних властивостей труб при збереженні високої пластичності та підвищенню їх стійкості до локальних видів корозії.



а б

Рисунок 2 – Мікроструктура експериментальних труб Ø12·1,8 мм зі сталі 03Х17Н14АМ3 (316LN), виготовлених за розробленою технологією:

а – рекристалізована зеренна структура (· 100); б – зернограничена структура з підвищеним вмістом (≥ 70%) СГ ∑3 (· 2000); СГ∑3 показані стрілками, четверні стики з СГ обведено колами

Результати випробувань механічних властивостей

Випробування механічних властивостей на розтягування показали, що відпал при 800-850°С з наступним гартуванням підданих попередній холодній деформації зі ступенем ε = 7…10% труб забезпечує їх високу міцність і пластичність (табл. 1). Межа міцності й межа плинності зразків у 1,5 і 3 рази, відповідно, перевищують вимоги технічних умов (ТУ) при збереженні високої пластичності. Експериментальні труби характеризувалися також підвищеною стійкістю проти ударної в'язкості при від'ємних температурах (табл. 1) і високою технологічністю при згині, розвальцюванні та сплющуванні, яким зазвичай піддають холоднокатані труби з корозійностійких сталей при здавально-приймальних операціях.

Таблиця 1 – Вплив температури відпалу на механічні властивості та величину зерна холоднокатаних труб зі сталі 03Х17Н14АМ3 (316LN)

№ режиму	Температура ТО, ° С	Механічні властивості				Величина зерна, № / мкм
		σв, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ_5, %	KCV^{-60}, Дж/см^2	
1	Після калібрування	980	880	12,5	13,5	Слабо деформовані зерна
2	700	920	830	20,5	20,5	Зерна частково деформовані
3	750	870	760	28	76	14-13 / 2,7-3,0
4	**800**	**780**	**620**	**39,5**	**105**	**13-12 / 3,0-4,5**
5	**850**	**740**	**560**	**43,5**	**122**	**12-11 / 4,8-6,5**
6	**900**	**695**	**520**	**45,0**	**143**	**10-9 / 10-14**
Вимоги ТУ		**≥ 500**	**≥ 200**	**≥ 35**	–	–

Результати корозійних випробувань

Випробування на стійкість проти пітінгової корозії показали, що питома втрата маси (швидкість корозії) зразків труб, виготовлених за новою технологією, знизилася в 3-4 рази

порівняно зі зразками труб поточного виробництва, а також підвищилася до 30°С температурна границя їх пітінгостійкості.

При випробуванні на стійкість проти корозійного розтріскування, на зразках труб поточного виробництва перші корозійні тріщини з'явилися через 8 годин, а на зразках експериментальних труб вони не спостерігалися навіть через 30 годин випробувань.

Отримані результати сприяють підвищенню економічної ефективності виробництва паливопровідних труб високого тиску завдяки підвищенню їх міцності й комплексу корозійних властивостей, та можливості завдяки цьому зменшення в 1,5-2 ризи товщини стінки труб та економії коштовного металу.

Висновки. Запропонована нова технологія виготовлення теплообмінних труб зі сталі 03Х17Н14АМ3 (316LN) для АЕС, яка забезпечує дрібнозернисту структуру сталі з вмістом ≥ 70% СГ∑3 ГСВ та підвищену стійкість проти міжкристалітної, пітінгової корозії корозійного розтріскування.

Отримані за новою технологією труби характеризуються підвищеною міцністю, корозійною стійкістю, експлуатаційною надійністю , а також високою доданою вартістю й конкурентоспроможністю на світовому ринку та можуть бути впроваджені при повоєнному відновленні атомної енергетики України.

ЛІТЕРАТУРА

1. H. Bhadeshia, R. Honeycombe Stainless steel Steels: Microstructure and Properties (fourth ed.), Elsevier (2017), pp. 343-376.
2. S. Pal, S.S. Bhadauria, P. Kumar. Pitting corrosion behavior of F304 stainless steel under the exposure of ferric chloride solution J. Bio- Tribo-Corrosion, 5 (4) (2019), pp. 1-13
3. M. A. Kappes. Localized corrosion and stress corrosion cracking of stainless steels in halides other than chlorides solutions: a review Corrosion Rev., 38 (1) (2020), pp. 1-24
4. Y. Wang, Z. Wang, W. Wang, B. Ma Effect of nitrogen content on mechanical properties of 316L (N) austenitic stainless steel. Materials Science and Engineering: A, 2023.
5. Tokita S., Kadoi K., Kanno Y. Inoue H. Microstructural evolution and solidification cracking susceptibility of grain boundary engineered fully austenitic stainless steel // Weld World. – 2020. https://doi.org/10.1007/s40194-020-00865-8.
6. P. Dolzhenko *et al*. On Grain Boundary Engineering for a 316L Austenitic Stainless Steel. J. Metals. 2023. *12* (12) 10.3390/met12122185
7. Дергач Т.О., Сухомлин Г.Д. Теоретичні та технологічні основи розробки інноваційних технологій виробництва труб з високолегованих сталей // Фізико-хімічна механіка матеріалів. Спец. випуск № 12. Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів. Львів: 2018. С. 153-158.
8. Дергач Т. О., Сухомлин Г. Д., Дейнеко Л. М., Балєв А. Є., Красюк А. В. Лабораторні та експлуатаційні випробування труб з високолегованих сталей, виготовлених за новітніми технологіями // *Український журнал будівництва та архітектури*. Дніпро: 2022. № 4, С. 46-57.

УДК 620.18

ПРОЕКТУВАННЯ ПОРИСТОСТІ СКАФФОЛДІВ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ МЕДИЧНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

О.М. Долгов[1], Ю.С. Слупська[2]

[1]к.т.н., професор., e-mail: dolgov@nmu.one
[2] к.т.н., доцент., e-mail: Slupska.Yu.S@nmu.one
[1,2]Кафедра механічної та біомедичної інженерії, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна

Анотація. *На основі аналізу базових проектних змінних комірчастих матеріалів наведено рівняння для визначення їх механічних характеристик. За прийнятим алгоритмом побудовано залежності відносного модуля пружності, межі текучості та межі міцності скаффолдів від їх пористості. Для чотирьох серій титанових сплавів визначено раціональну пористість скаффолдів у порівнянні з характеристиками кортикальних та трабекулярних кісток .*

Ключові слова: *титанові сплави, біосумісність, комірчасті структури, скаффолд, моделювання, пористість, механічні властивості, кісткова тканина.*

POROSITY DESIGN OF TITANIUM ALLOY SCAFFOLDS FOR MEDICAL APPLICATION

Olexandr Dolgov[1], Yulia Slupska[2]

[1]Ph.D., Professor, e-mail: dolgov@nmu.one
[2]Ph.D., Associate Professor, e-mail: Slupska.Yu.S@nmu.one
[1,2]Department of Mechanical and Biomedical Engineering, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine

Abstract. Based on the analysis of the basic design variables of cellular materials, equations are given to determine their mechanical characteristics. According to the adopted algorithm, the dependences of the relative elasticity modulus, yield strength and tensile strength of scaffolds on their porosity are constructed. For four series of titanium alloys, the rational porosity of scaffolds is determined in comparison with the characteristics of cortical and trabecular bones.

Keywords: *titanium alloys, biocompatibility, cellular structures, scaffold, modeling, porosity, mechanical properties, bone tissue.*

Вступ. Застосування скаффолдів титанових сплавів є перспективним для ортопедичного та стоматологічного використання завдяки структурі та регульованій пористості, що сприяє вростанню кістки, васкуляризації та стабільній довготривалій остеоінтеграції [1]. Характеристики пор, включаючи розмір, форму, та їх взаємозв'язок, суттєво впливають на біологічну реакцію, механічні властивості та загальну продуктивність скаффолдів [2,3]. Сучасні технології виготовлення дозволяють створювати титанові структури з контрольованою пористістю та оптимізованими мережами пор, адаптованими до конкретних потреб регенерації кісток. Подальша оптимізація архітектури пор, інженерії поверхні, розробки сплавів та виробничих процесів може покращити інтеграцію та стабільність пористих титанових імплантатів, що визначає актуальність відповідних досліджень.

Мета роботи. Визначення раціональної пористості скаффолдів титанових сплавів у порівнянні з характеристиками кортикальних та трабекулярних кісток людини.

Матеріал і результати досліджень. Аналіз залежності механічних властивостей від пористості скаффолдів проведено для чотирьох серій титанових сплавів. Механічні властивості відповідних монолітних матеріалів за серіями та їх середні значення зведено у табл.1.

Титан та його сплави жорсткіші і міцніші за кістку, що створює досить велику проблему механічного екранування (stress shielding) [4]. Оскільки титановий штифт або імплантат набагато жорсткіший за навколишню кістку, він фактично сприймає на собі майже все механічне навантаження. Як наслідок, кістка навколо імплантату деградує і починає атрофуватися, що, у свою чергу, призводить до повторних переломів. Таким чином, виникає проблема усунення зазначених негативних явищ. Одним із можливих шляхів вирішення проблеми є вибір матеріалу скаффолдів та проектування їх пористості так, щоб їх властивості наближалися до відповідних характеристик кісток. Оскільки механічні властивості не обмежуються якимось одним параметром, раціональне проектування скаффолдів набуває багатокритеріального характеру.

Таблиця 1 – Середні значення механічних властивостей монолітних титанових сплавів

Матеріал	Серія	Модуль пружності (ГПа)	Межа текучості (МПа)	Межа міцності (МПа)
Ti-6Al-4V	I	113	931	1036
Ti-6Al-7Nb				
Ti-5Al-2.5Fe				
Ti-10Cr-20Nb	II	32	1058	1623
Ti-20 Cr-10Nb				
Ti-20Cr-20Nb				
Ti-35Nb-7Zr-4Cu	III	68	1238	1601
Ti-35Nb-7Zr-7Cu				
Ti-35Nb-7Zr-10Cu				
Ti-35Nb-7Zr-13Cu				
Ti- 20Nb	IV	67	603	687
Ti-45Nb603				
Ti-42Nb				
Ti-27.5Nb				

Сплави серії I представляють еліту титанової металургії, кожен з яких оптимізований під конкретні завдання, в тому числі - для медичного використання [5]. Він має ідеальний баланс корозійної стійкості, міцності та зварюваності. Пористий Ti-6Al-4V – спеціальний вид, що виготовляється методами порошкової металургії або 3D-друку. Модуль пружності значно нижчий, ніж у суцільному титані, що наближає його до властивостей кістки людини, зменшуючи ефект екранування. Застосовується у якості імплантатів оскільки забезпечує вростання живої тканини в метал. Сплав Ti-6Al-7Nb розроблений як безпечніша альтернатива класичному Ti-6Al-4V для медичних імплантатів, оскільки ніобій менш токсичний, ніж ванадій [5-6] . Ванадій може бути токсичним при тривалому перебуванні в організмі. Характеризується високою в'язкістю руйнування. Ti-5Al-2.5Fe має гарну в'язкість, відмінну корозійну стійкість у біосередовищах, високу міцність при низькому модулі пружності, що зменшує ефект екранування напружень у кістках. Застосовується в якості штучних суглобів, пластин для фіксації переломів, зубних імплантатів, гвинтів, стрижнів, компонентів ендопротезів.

Сплави серії II належать до класу перспективних біомедичних матеріалів. Хром і ніобій дають можливість отримувати матеріал з порівняно меншим модулем пружності, який наближається до властивостей кістки.

Матеріали серії III розробляються переважно для медичного використання, оскільки поєднують низький модуль Юнга, близький до кістки людини, та антибактеріальні властивості. Зі збільшенням вмісту міді підвищується твердість, але, в той же час, може знижуватись пластичність. Антибактеріальний ефект проявляється у руйнуванні мембрани бактерій. Чим вищий відсоток міді, тим сильніший стерилізуючий ефект. Відносно низький модуль пружності покращує їх використання для кісткових імплантатів у порівнянні з класичним Ti-6Al-4V.

Властивості сплавів серії IV суттєво залежать від концентрації ніобію [6]. Ti-20Nb виявляє помірні властивості пам'яті форми та надпружності, досить високу твердість і застосовується в якості медичних імплантатів, де потрібна певна зміна форми під впливом температури.

Сплав Ti-27.5Nb проявляє можливість повертатися до початкової форми без пластичної деформації, має один із найнижчих показників модуля Юнга, що наближає його до механічних властивостей кістки людини. Ці сплави застосовуються як ортопедичні імплантати нового

покоління: стегнові суглоби, дентальні матеріали. Сплави Ti-42Nb та Ti-45Nb мають низьку магнітну сприйнятливість, що важливо для пацієнтів, яким потрібно процедура МРТ.

Вибір матеріалу скаффолду розглянуто окремо за трьома умовами: однакової жорсткості (модуля пружності) кістки та матеріалу скаффолду, їх межі текучості та межі міцності. При цьому визначається необхідна пористість. Розрахунки проведено у відповідності до моделі комірчастих матеріалів Гібсон-Ешбі [7]. За основу прийнято залежності відповідних характеристик моделі Гібсон-Ешбі, з яких, за прийнятим критерієм, випливають рівняння:

- за умови однакової жорсткості $\varphi_1 = 1 - \sqrt{\frac{E_k}{E_i}}$, (1)

- за умови однакової межі міцності $\varphi_2 = 1 - 4{,}47\sqrt{\frac{\sigma_k}{E_i}}$, (2)

- за умови однакової межі текучості $\varphi_3 = 1 - 2{,}23\sqrt[3]{\left(\frac{\sigma_{0,2k}}{\sigma_{0,2i}}\right)^2}$, (3)

де E_k, σ_k, $\sigma_{0,2k}$ – відповідно модуль пружності, межа міцності та межа текучості кістки;

E_i, $\sigma_{0,2i}$ – відповідно модуль пружності та межа текучості монолітного (суцільного) матеріалу.

Залежності пористості скаффолдів від відносних механічних характеристик кісток і суцільного матеріалу за критеріями жорсткості, міцності та текучості та рівняннями (1)-(3) для серії сплавів, що надані у табл.1, представлено на рис.1. За віссю абсцис відкладено значення відносних механічних властивостей кісток і суцільного сплаву, за віссю ординат – пористість скаффолдів.

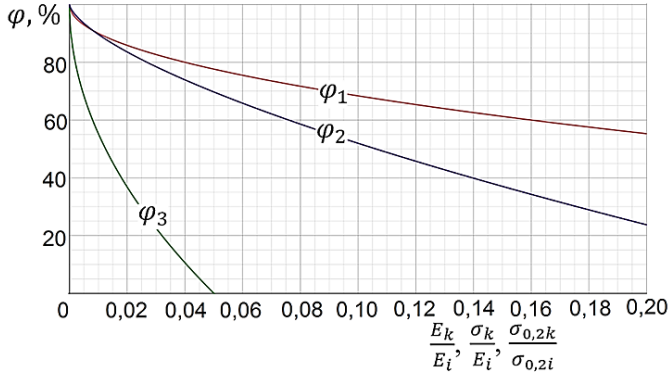


Рисунок 1 – До проектування пористості титанових скаффолдів

У табл. 2 і 3 наведено результати обчислень необхідної пористості скаффолдів сплавів чотирьох серій за різними критеріями проектування для середніх значень механічних параметрів кортикальних і трабекулярних кісток

Таблиця 2 – Результати проектування пористості скаффолдів для кортикальних кісток

Критерій	Пористість φ, %			
	Серія I	Серія II	Серія III	Серія IV
Однакова жорсткість	60	24	47	47
Однакова пластичність	43	47	53	24
Однакова міцність	82	82	77	77

Таблиця 3 – Результати проектування пористості скаффолдів для трабекулярних кісток

Критерій	Пористість φ, %			
	Серія I	Серія II	Серія III	Серія IV
Однакова жорсткість	90	82	88	87
Однакова пластичність	93	93	94	90
Однакова міцність	96	92	94	94

Відомо, що міцність матеріалу зменшується експоненціально із збільшенням пористості. За пористістю більше 70% титанові сплави набувають губчастої структури та втрачають свою високу міцність. Як висновок з обчислень, наведених у табл. 3, титанові скаффолди з однаковою із трабекулярними кістками жорсткістю не можуть використовуватись у якості імплантатів. Крім того, проектування скаффолдів титанових сплавів виключно за критерієм однакової міцності неможливе навіть для кортикальних кісток. У той же час, вони вважаються золотим стандартом для створення імплантатів, що заміщують або підтримують трабекулярну кісткову тканину. При цьому, за умови однакової пористості, титановий скаффолд значно міцніший навіть у порівнянні з кортикальною кісткою. Наприклад, межа міцності скаффолду з Ti-6Al-4V пористістю 60% дорівнює 904 МПа, що приблизно в п’ять разів більше міцності на стискання кортикальної кістки.

Отже, для того, щоб скаффолд функціонував належним чином необхідно проектувати його пористість під конкретну кістку й навіть її окрему ділянку. Наприклад, для імплантату щелепи потрібна більша пористість, тобто менший модуль пружності, адже щелепна кістка м'якша. Для кортикальної стегнової кістки краще середня пористість скаффолду, щоб сприймати вагу тіла і, в той же час, не бути дуже жорстким.

Висновки. З отриманих результатів обчислень випливає, що за критерієм жорсткості кращими є сплави серії II, за критерієм пластичності – серії III, а міцності – серії IV. Тим не менш, сплави серії I залишаються «золотим стандартом», оскільки у сукупності поєднують високі механічні характеристики. Скаффолди з однаковими із трабекулярними кістками властивостями не можуть використовуватись у якості імплантатів за технологічною обмеженістю пористого титану. Використання скаффолдів титанових сплавів доцільно за умови їх пористості, меншої 70%.

ЛІТЕРАТУРА

1. G. Lutzweiler, A. Ndreu Halili, N. Engin Vrana, The overview of porous, bioactive scaffolds as instructive biomaterials for tissue regeneration and their clinical translation, Pharmaceutics 12 (2020) 602. https://doi.org/10.3390/pharmaceutics12070602.
2. R. Chaudhuri, M. Ramachandran, P. Moharil, M. Harumalani, A.K. Jaiswal, Biomaterials and cells for cardiac tissue engineering: current choices, Mater. Sci. Eng. C 79 (2017) 950-957. https://doi.org/10.1016/j.msec.2017.05.121.
3. S. Bhat, A. Kumar, Biomaterials and bioengineering tomorrow’s healthcare, Biomatter 3 (2013). https://doi.org/10.4161/biom.24717.
4. Senesi G. The relationship between stress shielding, bone density changes and implant migration, failure and fracture after total knee arthroplasty: A systematic review. Journal of Experimental Orthopaedics. 2025. Vol. 12, issue 3. Art. e70350.
DOI: https://doi.org/10.1002/jeo2.70350.
5. L.-C. Zhang, L.-Y. Chen, A review on biomedical titanium alloys: recent progress and prospect, Adv. Eng. Mater. 21 (2019). https://doi.org/10.1002/adem.201801215.
6. A. Choubey, R. Balasubramaniam, B. Basu, Effect of replacement of V by Nb and Fe on the electrochemical and corrosion behavior of Ti–6Al–4V in simulated physiological environment, J. Alloys Compd. 381 (2004) 288–294. https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2004.03.096.
7. Gibson LJ and Ashby MF. Cellular solids: structure and properties. 2nd ed. Cambridge: Cambridge University Press, 1997.

УДК 621.785:620.193:669.14

МЕТОДИКА ВИБОРУ РЕЖИМУ ТЕРМІЧНОЇ ОБРОБКИ ВАЛІВ ПРИВОДУ МЕХАНІЗМІВ ІЗ СТАЛІ СТ3СП ЗА КРИТЕРІЯМИ КОРОЗІЙНОЇ СТІЙКОСТІ ТА ТЕХНОЛОГІЧНОЇ ЕФЕКТИВНОСТІ З УРАХУВАННЯМ ЗЕРНОГРАНИЧНОГО КОНСТРУЮВАННЯ

Д.В. Лаухін[1], О.В. Бекетов[2], Л.М. Дадіверіна[3], Д.В. Мосейченко[4], В.М. Лакша[5], Д.І. Мамчур[6]

[1]д.т.н., професор, завідувач кафедри, laukhin.D.V@nmu.one
[2]д.т.н, доцент, декан факультету ITMI, e-mail: o.v.beketov@ust.edu.ua
[3]к.т.н., доцент, доцент, e-mail: dadiverina.L.M@nmu.one
[4]аспірант, групи 132а-24-10, e-mail: Moseichenko.D.V@nmu.one
[5] аспірант, e-mail: vn7847@gmail.com
[6] аспірант, e-mail: mamchur605@gmail.com
[1,4] кафедра конструювання, технічної естетики і дизайну, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна
[3] кафедра будівництва, геотехніки і геомеханіки, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна
[2,5,6] кафедра матеріалознавства і обробки матеріалів, Український державний університет науки і технологій, Дніпро, Україна

Анотація. Розглянуто задачу вибору режиму термічної обробки вала приводу висівного апарата сільськогосподарської техніки зі сталі Ст3сп. Критерій корозійної стійкості пов'язано з межею текучості після термічної обробки через допустиму швидкість корозії, технологічну ефективність режимів оцінено інтегральним індексом. Запропоновано двоетапний алгоритм вибору режиму, у якому зернограничне конструювання розглядається як засіб зниження фактичної швидкості корозії.

Ключові слова: *термічна обробка, корозійна стійкість, допустима швидкість корозії, технологічна ефективність, сталь Ст3сп, вал приводу, зернограничне конструювання.*

METHOD FOR SELECTING THE HEAT TREATMENT MODE OF MECHANISM DRIVE SHAFTS MADE OF ST3SP STEEL BY THE CRITERIA OF CORROSION RESISTANCE AND TECHNOLOGICAL EFFICIENCY TAKING INTO ACCOUNT GRAIN BOUNDARY ENGINEERING

D. Laukhin[1], O. Beketov[2], L. Dadiverina[3], D. Moseichenko[4], V. Laksha[5], D. Mamchur[6]

[1] Dr. Sc. (Tech.), Professor, e-mail: laukhin.D.V@nmu.one
[2] Dr. Sc. (Tech.), Associate Professor, e-mail: o.v.beketov@ust.edu.ua
[3] Ph.D., Associate Professor, e-mail: dadiverina.L.M@nmu.one
[4] Postgraduate student, group 132a-24-10, e-mail: Moseichenko.D.V@nmu.one
[5] Postgraduate student, e-mail: vn7847@gmail.com
[6] Postgraduate student, e-mail: mamchur605@gmail.com
[1,4]Department of Engineering and Generative Design, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine
[3]Department of Construction, Geotechnics and Geomechanics, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine
[2,5,6]Department of Materials Science and Materials Processing, Ukrainian State University of Science and Technologies, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper considers the selection of the heat treatment mode for the drive shaft of the seeding unit of agricultural machinery made of St3sp steel. The corrosion resistance criterion is related to the yield strength after heat treatment through the allowable corrosion rate, and the technological efficiency of the modes is assessed by an integral index. A two-stage selection algorithm is proposed in which grain boundary engineering is considered as a means of reducing the actual corrosion rate.

Keywords: *heat treatment, corrosion resistance, allowable corrosion rate, technological efficiency, St3sp steel, drive shaft, grain boundary engineering.*

Вступ. Елементи механізмів сільськогосподарської техніки, як і техніки спеціального призначення, що тривалий час експлуатується поза приміщеннями, працюють у середовищі, яке поєднує атмосферну вологу, пил, ґрунт і мінеральні добрива, тому поряд зі зношуванням для них характерні атмосферна, ґрунтова та електрохімічна корозія [1]. Для валів приводу корозія небезпечна подвійно: вона зменшує робочий переріз і створює виразки, що є концентраторами напружень і скорочують втомну довговічність [2]. Атмосферна корозія маловуглецевої сталі визначається умовами зволоження, забрудненням атмосфери та

захисними властивостями шару продуктів корозії [3], а місцями зародження локальної корозії є міжфазні межі ферит – цементит і потрійні стики зерен [4]. Розмір зерна впливає на швидкість корозії маловуглецевих сталей [5], проте напрям цього впливу залежить від здатності металу до пасивації в конкретному середовищі [6].

Найдешевшим засобом підвищення корозійної стійкості деталей із вуглецевої сталі є термічна обробка. Зернограничне конструювання передбачає цілеспрямоване керування типом і часткою границь зерен [7]; для феритної сталі показано можливість суттєвого підвищення частки CSL-границь [8], а температурно-часові умови нагрівання маловуглецевих сталей спричиняють міграцію границь і змінюють структурний стан [9]. Водночас високотемпературні режими супроводжуються окисненням поверхні, товщина окалини на маловуглецевій сталі зростає за параболічним законом [10]. Методики вибору режиму, що одночасно враховують корозійну стійкість, її зв'язок з міцністю деталі та технологічну ефективність, відсутні.

Мета роботи. Аналіз технологічних параметрів режимів термічної обробки вала приводу висівного апарата сільськогосподарської техніки зі сталі Ст3сп за критеріями корозійної стійкості та технологічної ефективності і розроблення алгоритму вибору режиму з урахуванням зернограничного конструювання.

Матеріал і результати досліджень. Об'єктом дослідження є вал приводу висівних апаратів зернової сівалки СЗ-3,6 – суцільний стрижень квадратного перерізу 16×16 мм зі сталі Ст3сп ($\sigma_{0,2}$ = 235 МПа у гарячекатаному і 245–260 МПа в нормалізованому стані), що передає обертання до 24 висівних котушок. Рівномірну корозію враховано через допустиму швидкість корозії, а пітингову, щілинну і корозійно-механічну – через підвищений запас міцності.

Напружений стан вала. За розрахункового крутного моменту M_p = 50 Н·м дотичні напруження становлять 58,7 МПа, номінальні еквівалентні – 101,6 МПа, запас міцності – 2,31. За розрахунком методом скінченних елементів (Fusion 360 Simulation) найбільші напруження 123,9 МПа виникають між котушками біля приводної зірочки (концентрація 1,22, запас 1,90), тому прийнято n_{min} = 2,0 (для порівняння – 1,5).

Критерій корозійної стійкості. Гранична сторона перерізу, за якої запас знижується до n_{min}, і допустима швидкість корозії за терміну служби t_c визначаються виразами:

$$a_{гр} = (\sqrt{3}\cdot M_p \cdot n_{min} / (\alpha \cdot \sigma_{0,2}))^{1/3}, \quad (1)$$

$$П_{доп} = (a_0 - a_{гр}) / (2t_c), \quad (2)$$

де α = 0,208 – коефіцієнт для квадратного перерізу; a_0 = 16 мм – номінальна сторона перерізу.

Вирази (1), (2) пов'язують корозійну стійкість з межею текучості після термічної обробки: чим вища $\sigma_{0,2}$, тим менша $a_{гр}$ і тим більшу глибину ураження витримує вал. За n_{min} = 2,0 і терміну служби 20 років допустима швидкість корозії становить 0,019 мм/рік для $\sigma_{0,2}$ = 235 МПа і 0,031 мм/рік для 260 МПа, тобто підвищення межі текучості на 10,6 % збільшує її на 63 %. Отже, термічна обробка впливає на корозійну довговічність вала двома шляхами – через фактичну швидкість корозії і через межу текучості.

Технологічна ефективність режимів. Режими оцінено за трибальною шкалою за показниками Т1 – максимальна температура, Т2 – тривалість циклу, Т3 – ризик окалиноутворення, Т4 – кількість операцій нагрівання; індекс ефективності – відношення суми балів s_i до максимальної (табл. 1):

$$I_T = (1/12)\cdot \Sigma s_i,\ i = 1\ldots4. \quad (3)$$

Серед режимів (табл. 1) гомогенізаційний відпал (А5) забезпечує швидкість атмосферної корозії 0,014 мм/рік, що нижче за допустимі значення для терміну служби до 25 років як за n_{min} = 1,5, так і за n_{min} = 2,0. З позицій зернограничного конструювання тривала витримка при 1250 °С забезпечує дифузійне вирівнювання хімічного складу та міграцію границь зерен, що створює умови для зменшення частки високоенергетичних границь – місць зародження корозії [7, 9]. Проте А5 має найнижчий індекс ефективності (0,42) через найвищу температуру, тривалу витримку і ризик окалиноутворення [10]. Нормалізація (А3) має найвищий індекс

серед режимів з термічною обробкою (0,67) і підвищує межу текучості до 245–260 МПа, що збільшує допустиму швидкість корозії до 0,024–0,031 мм/рік.

Таблиця 1 – Технологічні параметри режимів термічної обробки сталі Ст3сп та їх технологічна ефективність

Режим	Технологічні параметри	Структура, вплив на корозійну стійкість	T1–T4	$I_т$
А1 – без термічної обробки	Гарячекатаний стан	Ферито-перлітна зі смугастістю	3/3/3/3	1,00
А2 – відпал	Ac_3 + 30…50 °С, охолодження з піччю	Рівноважна ферито-перлітна, знижені напруження	2/1/2/2	0,58
А3 – нормалізація	Ac_3 + 30…50 °С, охолодження на повітрі	Дрібнозерниста, рівномірніша ферито-перлітна	2/2/2/2	0,67
А4 – нормалізація та відпуск	Нормалізація, відпуск	Дрібнозерниста зі зниженими напруженнями	2/1/2/1	0,50
А5 – гомогенізаційний відпал	1250 °С, 4 год, охолодження на повітрі	Гомогенізована; П = 0,014 мм/рік	1/1/1/2	0,42

Алгоритм вибору режиму. Отримані залежності покладено в основу двоетапного алгоритму (рис. 1): на першому етапі режими перевіряють за критерієм корозійної стійкості, на другому – ранжують за технологічною ефективністю.

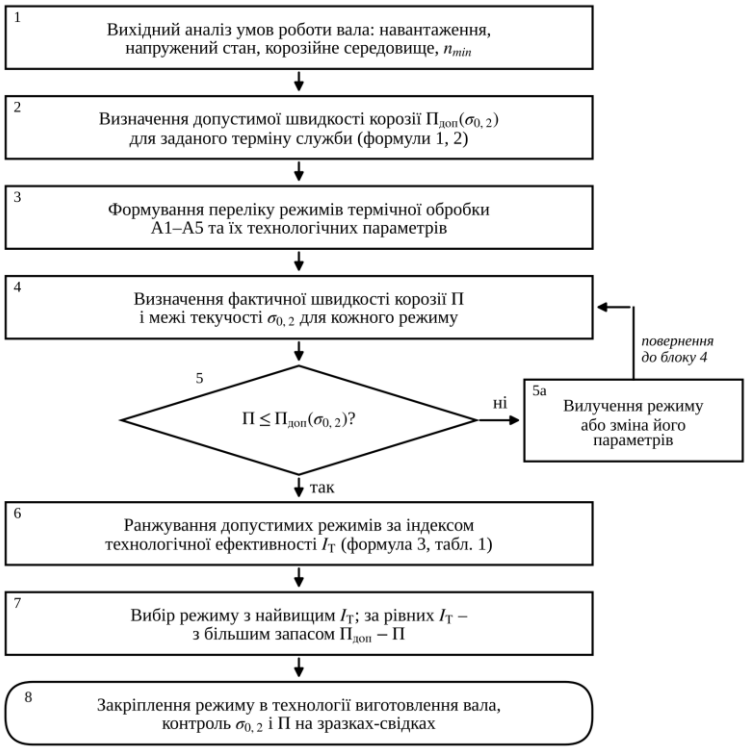


Рисунок 1 – Алгоритм вибору режиму термічної обробки вала за критеріями корозійної стійкості та технологічної ефективності

У блоці 1 (вихідний аналіз) визначають навантаження, напружений стан і умови корозійного впливу; результат – $M_р$ = 50 Н·м, напруження 101,6 і 123,9 МПа, n_{min} = 2,0. У блоці 2 за виразами (1), (2) розраховують $П_{доп}$ як функцію $\sigma_{0,2}$ для заданого терміну служби. У блоці 3 формують перелік доступних на підприємстві режимів А1–А5 з їх параметрами (табл. 1). У

блоці 4 для зразків після кожного режиму визначають швидкість корозії гравіметричним методом і межу текучості випробуванням на розтяг. Логічний блок 5 порівнює фактичну швидкість корозії з допустимою для фактичної межі текучості цього режиму: якщо $П \leq П_{доп}(\sigma_{0,2})$, режим допустимий і відбувається перехід до блоку 6; якщо ні – у блоці 5а режим вилучають або змінюють його параметри (температуру, тривалість, охолодження) з поверненням до блоку 4. У блоці 6 допустимі режими ранжують за індексом I_T (3), у блоці 7 обирають режим з найвищим I_T, а за рівних індексів – з більшим запасом $П_{доп} – П$. У блоці 8 обраний режим закріплюють у технології виготовлення вала з контролем $\sigma_{0,2}$ і П на зразках-свідках. За наявними даними режим А5 є допустимим (0,014 ≤ 0,019 мм/рік) і може бути рекомендований для особливо агресивних умов, а нормалізація стане кращим вибором, якщо її швидкість корозії не перевищить 0,024–0,031 мм/рік.

Висновки. Проаналізовано технологічні параметри режимів термічної обробки вала приводу висівного апарата сільськогосподарської техніки зі сталі Ст3сп за критеріями корозійної стійкості та технологічної ефективності і розроблено двоетапний алгоритм вибору режиму з урахуванням зернограничного конструювання, що відповідає меті роботи: режими спочатку перевіряють за допустимою швидкістю корозії, а потім ранжують за індексом технологічної ефективності. Показано, що критерій корозійної стійкості доцільно формулювати через допустиму швидкість корозії, пов'язану з межею текучості: за $n_{min} = 2,0$ і терміну служби 20 років підвищення $\sigma_{0,2}$ на 10,6 % збільшує допустиму швидкість корозії на 63 %. Гомогенізаційний відпал (П = 0,014 мм/рік) задовольняє критерій корозійної стійкості, але має найнижчу технологічну ефективність (0,42); нормалізація (0,67) може його замінити за швидкості корозії не більше 0,024–0,031 мм/рік. Методика може бути застосована для елементів механізмів сільськогосподарської техніки та техніки спеціального призначення, що експлуатуються в корозійно-активних середовищах.

ЛІТЕРАТУРА

1. Hozhimatov A. Analysis of destruction and protection of details of agricultural machinery. E3S Web of Conferences. 2023. Vol. 383. 04064. https://doi.org/10.1051/e3sconf/202338304064
2. Rokhlin S. I., Kim J.-Y., Nagy H., Zoofan B. Effect of pitting corrosion on fatigue crack initiation and fatigue life. Engineering Fracture Mechanics. 1999. Vol. 62, No. 4–5. P. 425–444. https://doi.org/10.1016/S0013-7944(98)00101-5
3. Morcillo M., de la Fuente D., Díaz I., Cano H. Atmospheric corrosion of mild steel. Revista de Metalurgia. 2011. Vol. 47, No. 5. P. 426–444. https://doi.org/10.3989/revmetalm.1125
4. Hayden S. C., Chisholm C., Grudt R. O. et al. Localized corrosion of low-carbon steel at the nanoscale. npj Materials Degradation. 2019. Vol. 3. 17. https://doi.org/10.1038/s41529-019-0078-1
5. Alharbi S. O., Ahmad S., Gul T., Ali I., Bariq A. The corrosion behavior of low carbon steel (AISI 1010) influenced by grain size through microstructural mechanical. Scientific Reports. 2024. Vol. 14. 5098. https://doi.org/10.1038/s41598-023-47744-y
6. Ralston K. D., Birbilis N. Effect of grain size on corrosion: a review. Corrosion. 2010. Vol. 66, No. 7. 075005. https://doi.org/10.5006/1.3462912
7. Watanabe T. Grain boundary engineering: historical perspective and future prospects. Journal of Materials Science. 2011. Vol. 46, No. 12. P. 4095–4115. https://doi.org/10.1007/s10853-011-5393-z
8. Şen O. C., Benito S., Weber S., Janisch R. Increasing the content of CSL grain boundaries in ferritic steel through grain boundary engineering. Journal of Materials Research and Technology. 2025. Vol. 38. P. 4170–4177. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2025.08.188
9. Laukhin D., Poznyakov V., Kostin V., Beketov O., Rott N., Slupska Y., Dadiverina L., Liubymova-Zinchenko O. Features in the formation of the structural state of low-carbon micro-alloyed steels after electron beam welding. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 2021. Vol. 3, No. 12(111). P. 25–31. https://doi.org/10.15587/1729-4061.2021.234783
10. Arreola-Villa S. A., Vergara-Hernández H. J., Solorio-Diáz G., Pérez-Alvarado A., Vázquez-Gómez O., Chávez-Campos G. M. Kinetic study of oxide growth at high temperature in low carbon steel. Metals. 2022. Vol. 12, No. 1. 147. https://doi.org/10.3390/met12010147

УДК 621.822.5:621.22:625.7.052

ВПЛИВ МІЦНОСТІ ПЛІВКИ ПАР У ТРИБОСПОЛУЧЕННЯХ НА ЕКСПЛУАТАЦІЙНУ ЕФЕКТИВНІСТЬ ГІДРОПРИВОДУ ДОРОЖНЬО-БУДІВЕЛЬНИХ МАШИН

Косолапов В. Б.[1], Звєрєв А.В.[2]

[1]к.т.н., доцент, e-mail: dr.tribolog@gmail.com

[2]аспірант, група М-21-25, e-mail: andriy.zverev@gmail.com

[1,2]кафедра експлуатації, випробувань, сервісу будівельних і дорожніх машин,
Харківський національний автомобільно-дорожній університет, Харків, Україна

Анотація. Досліджено вплив несучої здатності мастильної плівки робочої рідини на зношування елементів гідроприводу та продуктивність дорожньо-будівельної машини. Встановлено зниження несучої здатності плівки зі збільшенням напрацювання рідини та нелінійне зростання зносу. Обґрунтовано використання несучої здатності мастильної плівки як діагностичного параметра технічного стану гідроприводу.

Ключові слова: *гідропривод, робоча рідина, мастильна плівка, несуча здатність, граничне тертя, зношування, аксіально-поршневий насос, об'ємний ККД, продуктивність.*

THE EFFECT OF THE STRENGTH OF THE VAPOUR BARRIER FILM IN TRIBOLOGICAL ASSEMBLIES ON THE OPERATIONAL EFFICIENCY OF THE HYDRAULIC DRIVE SYSTEM IN ROAD-CONSTRUCTION MACHINERY

PhD in Engineering, Associate Professor, email: dr.tribolog@gmail.com

2Postgraduate student, group M-21-25, email: andriy.zverev@gmail.com

[1,2]Department of Operation, Testing and Maintenance of Construction and Road Machinery,
Kharkiv National Automobile and Highway University, Kharkiv, Ukraine

Abstract. The influence of the load-carrying capacity of the lubricating film of hydraulic fluid on wear of hydraulic drive components and the productivity of road construction machinery was investigated. The film load-carrying capacity was found to decrease with fluid operating time, while wear increased nonlinearly. The use of film load-carrying capacity as a diagnostic indicator of hydraulic drive condition was substantiated.

Keywords: hydraulic drive, hydraulic fluid, lubricating film, load-carrying capacity, boundary friction, wear, axial piston pump, volumetric efficiency, machine productivity.

Вступ. Гідростатичні трансмісії широко використовують у сучасних дорожньо-будівельних машинах завдяки можливості безступінчастого регулювання швидкості, реалізації значних передавальних відношень і компактності силового приводу [1–4]. Водночас їх експлуатаційні показники істотно залежать від технічного стану гідронасосів, гідромоторів і робочої рідини.

У процесі роботи внаслідок зношування поверхонь поршневих і розподільчих пар збільшуються зазори, зростають внутрішні витоки, знижуються коефіцієнт подачі насоса, об'ємний ККД гідромотора та загальна ефективність гідростатичної трансмісії [5–10]. Особливо небезпечними є нестаціонарні режими навантаження, за яких у локальних контактах реалізується граничний режим мащення. Руйнування адсорбованої мастильної плівки в цих умовах призводить до безпосередньої взаємодії мікронерівностей поверхонь, розвитку схоплювання та підвищеного зношування [7, 11]..

Аналіз стану питання. Несуча здатність мастильної плівки визначає максимальне зовнішнє навантаження, за якого плівка ще зберігає роздільну та протизношувальну функцію [11]. Закономірностям її формування та руйнування в умовах граничного тертя присвячено низку досліджень [12–14]. Встановлено, що експлуатаційне старіння робочої рідини супроводжується зміною стану поверхнево-активних компонентів і, відповідно, здатності адсорбованого шару протидіяти зовнішньому навантаженню.

Разом із тим у відомих дослідженнях переважно окремо розглядаються трибологічні характеристики мастильної плівки та вихідні параметри гідромашин. Недостатньо формалізованим залишається причинний зв'язок між зниженням несучої здатності плівки, інтенсифікацією зношування, збільшенням зазорів у качаючому вузлі та погіршенням експлуатаційної продуктивності машини. Саме встановлення такого зв'язку визначає наукову спрямованість даного дослідження.

Основний матеріал і результати досліджень. Дослідження виконували на прикладі гідростатичної трансмісії фронтального навантажувача ПМТС-1200. Як робочу рідину використовували МГЕ-46В із різним ступенем експлуатаційного напрацювання. Продуктивність машини розглядали як функцію тривалості робочого циклу, яка, своєю чергою, залежить від робочої швидкості. Аналіз балансу потужності показує, що серед параметрів гідростатичної трансмісії визначальний вплив на швидкість мають коефіцієнт подачі насоса та об'ємний ККД гідромотора. Їх зниження безпосередньо пов'язане зі збільшенням витоків робочої рідини через зазори трибосполучень.

Експериментальні дослідження несучої здатності мастильної плівки проводили в контакті «кулька–кулька». Температуру робочої рідини змінювали в межах 293–353 К, а тривалість витримки трибосполучення після видалення оксидного шару становила 600 с. Установлено, що зі збільшенням напрацювання робочої рідини несуча здатність мастильної плівки монотонно зменшується. Найбільш інтенсивне її зниження спостерігалось при 293 К, тоді як за 353 К абсолютні значення несучої здатності були найменшими.

Зношування досліджували на чотирикульковій машині тертя МАСТ-1 за температури 323 К, швидкості ковзання $1{,}84\cdot10^{-3}$ м/с, навантаження 1 Н та тривалості випробування 1800 с. Напрацювання робочої рідини змінювалося від 0 до 1000 маш.-год. Встановлено нелінійне збільшення діаметра плями зносу, причому інтенсивність зношування в досліджуваному діапазоні зростає приблизно на 65 %. Зростання зносу добре узгоджується зі зниженням несучої здатності мастильної плівки.

Для перенесення результатів модельного трибологічного експерименту на реальну гідромашину використано умову адекватності відносної зміни діаметра плями зносу і відносної зміни зазору поршневої пари аксіально-поршневого насоса[15, 16].

$$\frac{d_i}{d_0}=\frac{\delta_i}{\delta_0},$$

де d_i і d_0 — діаметри плями зносу відповідно при поточному та початковому стані робочої рідини; δ_i і δ_0 — відповідні зазори поршневої пари.

Це дозволило пов'язати лабораторний показник зношування з геометричним параметром, який безпосередньо визначає величину внутрішніх витоків.

Для узагальнення результатів уведено відносну несучу здатність мастильної плівки

$$\psi=\frac{N_i}{N_0},$$

де N_i — несуча здатність плівки за поточного напрацювання, N_0 — її початкове значення, та відносний показник зношування

$$\omega=\frac{d_i}{d_0}.$$

За результатами графоаналітичної обробки встановлено залежність зміни відносного зазору поршневої пари від відносної несучої здатності мастильної плівки. Коефіцієнт детермінації апроксимації становив $R^2=0{,}9936$, що характеризує високий ступінь узгодженості експериментальних даних із запропонованим описом.

Розрахунки продуктивності навантажувача показали, що зменшення несучої здатності мастильної плівки спричиняє нелінійне зниження продуктивності. За зміни зазору поршневої пари в характерному для дослідження діапазоні прогнозована зміна відносної продуктивності становить приблизно 5–25 %.

Обговорення. Отримані результати дозволяють сформувати єдиний причинно-функціональний механізм деградації гідроприводу. Зменшення несучої здатності мастильної плівки збільшує ймовірність безпосередньої взаємодії мікронерівностей спряжених поверхонь. Це призводить до інтенсифікації зношування та збільшення зазору поршневої пари. Оскільки витоки робочої рідини істотно залежать від геометрії щілини, навіть порівняно

невелике збільшення зазору призводить до зростання об'ємних втрат і зменшення коефіцієнта подачі насоса та об'ємного ККД гідромотора.

Принципово важливим результатом є встановлення трьох характерних областей зміни технічного стану. При $(N_i / N_0 = 1{,}0 \ldots 0{,}75)$ помітної зміни продуктивності практично не спостерігається. В інтервалі $0{,}75 \ldots 0{,}20$ формується зона поступового погіршення стану, у якій зменшення продуктивності становить до 4 %. За $\left(N_i / N_0 < 0{,}20\right)$ система переходить до області прискореної деградації, де зменшення продуктивності може досягати близько 20 %.

Отже, несучу здатність мастильної плівки доцільно розглядати не лише як локальну характеристику протизношувальних властивостей робочої рідини, а як потенційний діагностичний параметр, пов'язаний із прогнозованою зміною технічного стану гідромашини та продуктивності всієї машини.

Висновки. Експериментально встановлено монотонне зниження несучої здатності мастильної плівки робочої рідини зі збільшенням її експлуатаційного напрацювання.

У діапазоні напрацювання 0–1000 маш.-год. зростання інтенсивності зношування поверхонь тертя становить близько 65 % і корелює зі зменшенням несучої здатності мастильної плівки.

Встановлено функціональний зв'язок між несучою здатністю мастильної плівки, зношуванням поверхонь, збільшенням зазору поршневої пари та зниженням продуктивності машини.

Виділено три області експлуатаційного стану за величиною N_i / N_0 : стабільну — $1{,}0 \ldots 0{,}75$; область поступової деградації — $0{,}75 \ldots 0{,}20$; критичну — менше 0,20. В останній області спостерігається прискорене зниження продуктивності.

Періодичний контроль несучої здатності мастильної плівки може бути використаний для переходу від регламентної заміни робочої рідини за напрацюванням до обслуговування за її фактичним трибологічним станом, що створює передумови для зниження темпу зношування гідромашин і підтримання продуктивності дорожньо-будівельної техніки.

ЛІТЕРАТУРА

1. Офіційний сайт Milton CAT [Електронний ресурс]. Режим доступу: https://www.miltoncat.com/machinery-equipment/new.
2. Офіційний сайт Komatsu [Електронний ресурс]. Режим доступу: https://www.komatsu.com/en/industries/construction/.
3. Офіційний сайт Hyundai Construction Equipment [Електронний ресурс].
4. Офіційний сайт BOBCAT [Електронний ресурс].
5. Григоров О. В., Стрижак В. В., Петренко Н. О. та ін. Раціональні приводи підйомно-транспортних, дорожніх машин та логістичних комплексів : монографія / за ред. О. В. Григорова. Харків : НТУ «ХПІ», 2016. 352 с.
6. Аврунін Г. А., Кириченко І. Г., Самородов В. Б. Гідравлічне обладнання будівельних та дорожніх машин : підручник. Харків : ХНАДУ, 2016. 438 с.
7. Шевченко В. О. Структура адаптаційних заходів щодо пристосування землерийно-транспортної машини до умов експлуатації. Енергетичні установки та альтернативні джерела енергії : матеріали міжнар. конф. Харків, 2024. С. 184–188.
8. Разарьонов Л. В. Особливості навантаження гідростатичного тягового приводу короткобазового навантажувача при виконанні розвороту. Будівництво. Матеріалознавство. Машинобудування. 2013. № 72. С. 193–198.
9. Хмара Л. А., Шипілов О. С., Мусійко В. Д. та ін. Дорожні машини: машини для будівництва, ремонту та утримання автомобільних доріг. Ч. II. Київ–Дніпропетровськ : НТУ, 2013. 399 с.
10. Косолапов В. Б. Оцінка впливу наробітку робочої рідини на вихідні параметри гідромотора трансмісії фронтального навантажувача. Вісник ХНАДУ. 2020. Вип. 88. С. 115–119.
11. Івщенко Л. Й., Черкун В. Ю., Кубіч В. І., Черкун В. В. Термінологічний словник-довідник з трибології, надійності та нанотехнологій. Запоріжжя : ЗНТУ, 2016. 116 с.
12. Літовка С. В. Вплив робочих параметрів рідини гідроприводу на стійкість адсорбційної плівки до зовнішнього навантаження в режимі граничного тертя. Проблеми трибології. 2008. № 4 (59). С. 22–25.

13. Літовка С. В., Косолапов В. Б. Оцінка впливу несучої здатності мастильної плівки робочої рідини на вихідні параметри об'ємного гідроприводу трансмісій сільськогосподарської техніки. Вісник ХНТУСГ ім. Петра Василенка. 2011. Вип. 107, т. 2. С. 114–119.
14. Глухонець А. О. Еластогідродинамічні аспекти мащення в умовах локальних контактів тертя : дис. канд. техн. наук. Київ : Національний транспортний університет, 2021. 191 с.
15. Кузьменко А. Г., Диха А. В. Метод испытаний на износ со смазкой по четырехшариковой схеме. Проблеми трибології. 2000. № 3. С. 30–40.
16. Диха О. В. Методи контактної трибомеханіки мастильних шарів і моделі зношування при граничному терті : дис. д-ра техн. наук. Хмельницький, 2009. 399

УДК 629.7

ОСОБЛИВОСТІ ВИБОРУ МАТЕРІАЛІВ ДЛЯ СПЕЦІАЛЬНИХ ЗАПАЛЮВАЧІВ, ПРАЦЮЮЧИХ НА НЕСАМОЗАЙМИСТИХ КОМПОНЕНТАХ ПАЛИВА

Р.О. Пустовий[1], В.І. Ліповський[2], С. Ш. Векілов[3], В. В. Слюсарєв[4]

[1]аспірант, група G12-2025, e-mail: pustovoy1990@gmail.com
[2]к.фіз.мат.н., доцент, e-mail: lealvi@ukr.net
[3]доктор філософії, науковий співробітник, e-mail: abst0@i.ua
[4]доктор філософії, e-mail: slusarev.vv98@gmail.com
[1,2]кафедра ракетно-космічних та інноваційних технологій, Дніпровський національний університет ім. О. Гончара, Дніпро, Україна
[3]Національна академія наук України Державне космічне агентство України Інститут технічної механіки
[4]ТОВ Дніпро Аероспейс

Анотація. У роботі розглянуто можливість застосування газодинамічних запалювальних пристроїв на основі генераторів Хартмана–Шпренгера для запалювання несамозаймистих компонентів палива в камерах згоряння та газогенераторах рідинних ракетних двигунів. Проаналізовано особливості виготовлення таких пристроїв методом лазерного сплавлення порошкового шару. Визначено основні переваги та технологічні обмеження застосування даної технології. Розглянуто перспективні порошкові матеріали. Обґрунтовано необхідність комплексного вибору матеріалу з урахуванням експлуатаційних і технологічних вимог.

Ключові слова: *лазерне сплавлення порошкового шару, газодинамічні запалювальні пристрої, рідинні ракетні двигуни, порошкові матеріали, генератори Хартмана-Шпренгера.*

MATERIAL SELECTION CONSIDERATIONS FOR SPECIAL-PURPOSE IGNITERS OPERATING WITH NON-HYPERGOLIC PROPELLANT COMPONENTS

Roman Pustovyi[1], Volodymyr Lipovskyi[2], Samir Vekilov[3], Volodymyr Sliusariev[4]

[1]Postgraduate student, group G12-2025, e-mail: pustovoy1990@gmail.com
[2]Ph.D., Associate Professor, e-mail: lealvi@ukr.net
[3]PhD, researcher e-mail: abst0@i.ua
[4]PhD, e-mail: slusarev.vv98@gmail.com
[1,2]Department of Rocket, Space and Innovative Technologies, Oles Honchar Dnipro National University, Dnipro, Ukraine
[3]The Institute of Technical Mechanics of the National Academy of Sciences of Ukraine and the State Space Agency of Ukraine
[4]Dnipro Aerospace LLC

Abstract. The paper considers the applicability of gas-dynamic ignition devices based on Hartmann–Sprenger generators for the ignition of non-hypergolic propellant components in combustion chambers and gas generators of liquid rocket engines. The features of manufacturing such devices by laser powder bed fusion are analyzed. The main advantages and technological limitations of this manufacturing technology are identified. Promising powder materials are considered. The need for a comprehensive material selection approach that takes into account both operational and technological requirements is substantiated.

Keywords*: laser powder bed fusion, gas-dynamic ignition devices, liquid rocket engines, powder materials, Hartmann–Sprenger generators.*

Вступ. Зростання вимог до екологічності сучасних РРД обумовлює ширше застосування несамозаймистих компонентів палива, зокрема комбінацій кисню з гасом, метаном, воднем або етиловим спиртом. Їх використання потребує надійних систем запалювання, серед яких застосовують електроіскрові, електроплазмові, піротехнічні та системи з пусковим пальним.

Застосування технології лазерного плавлення в порошковому шарі (Laser Powder Bed Fusion, L-PBF) розширює можливості виготовлення елементів РРД зі складною внутрішньою геометрією. Зокрема, у роботі [1] наведено результати експериментального дослідження газодинамічних запалювальних пристроїв (ГДЗП) на основі генераторів Хартмана–Шпренгера, виготовлених методом L-PBF. Розглянута конструкція містить інтегровані канали регенеративного охолодження складної геометрії. Застосування L-PBF дає змогу виготовляти такий пристрій як єдину деталь. Такі пристрої дають змогу здійснювати запалювання несамозаймистих компонентів ракетного палива та зберігають роботоздатність в умовах високих температур, тисків, циклічного теплового навантаження та впливу окиснювального

середовища. Отже, вибір матеріалів для таких запальних пристроїв потребує одночасного врахування умов експлуатації та особливостей виготовлення методом L-PBF.

Проблема полягає в узгодженні вимог до стійкості матеріалу за термічних і хімічних впливів, довговічності конструкції та технологічної придатності до адитивного виготовлення.

Мета роботи. Розглянути особливості вибору порошкових матеріалів з урахуванням їх теплонапруженого стану, умов експлуатації та технології адитивного виробництва L–PBF. Визначити обмеження використання даної технології та шляхи їх подолання. Провести аналіз можливості інтегрування у склад РРД газодинамічних запалювачів, виготовлених за допомогою адитивної технології L–PBF.

Особливості запалювання несамозаймистих компонентів палива. Застосування несамозаймистих компонентів палива потребує підведення до паливної суміші зовнішньої енергії, достатньої для формування первинного осередку горіння та подальшого поширення полум'я в об'ємі камери згоряння або газогенератора.

До системи запалювання РРД висувається комплекс вимог: забезпечення гарантованого запалювання у заданому діапазоні тисків і витрат, мінімальний час виходу на режим, недопущення накопичення значного об'єму незгорілої суміші, при необхідності можливість багаторазового запуску, мінімальна маса та габарити, а також висока надійність.

Електроіскрові та електроплазмові запальні пристрої потребують використання складної високовольтної апаратури. Піротехнічні системи забезпечують значну енергію запалювання, але мають обмежену кількість спрацювань та ризик пошкодження матеріальної частини при повторному запалюванні. Використання спеціального пускового пального ускладнює систему додатковими ємностями, магістралями та клапанами. Форкамерні запалювачі не знайшли широкого застосування в новітніх РРД через свої відносно великі габарити та складну систему.

Одним із перспективних альтернативних рішень є використання газодинамічних запалювальних пристроїв на основі генератора Хартмана–Шпренгера, у яких теплова енергія, необхідна для запалювання, формується безпосередньо за рахунок газодинамічних процесів.

Газодинамічні запалювальні пристрої на основі генератора Хартмана–Шпренгера. Принцип роботи генератора Хартмана–Шпренгера ґрунтується на взаємодії надзвукового струменя газу з резонансною порожниною. Робочий газ подається через звукове або надзвукове сопло в напрямку відкритого торця резонатора. За відповідного співвідношення геометричних і режимних параметрів у системі виникає автоколивальний процес, що супроводжується періодичним входженням і витісненням газу з резонатора, поширенням хвиль стискання та розрідження і повторним стисканням газу біля закритого торця, що призводить до суттєвого зростання температури газу в цій зоні до рівня, достатнього для ініціювання горіння паливної суміші. Після формування високотемпературної області до зони запалювання подається другий компонент палива. У результаті його змішування з нагрітим газом утворюється горюча суміш і формується первинний осередок полум'я. Продукти згоряння надходять до основної камери або газогенератора та забезпечують запалювання основного потоку компонентів. [2, 3]

До основних переваг ГДЗП належать відсутність електричного джерела тепла, відсутність рухомих елементів, потенційна можливість багаторазового використання, компактність та використання одного з основних компонентів палива як робочого тіла генератора.

Переваги та недоліки застосування технології LPBF при виготовленні ГДЗП. Технологія лазерного сплавлення порошкового шару, дозволяє складну конструкцію генератора Хартмана-Шпренгера виконати однією деталлю в яку інтегровано резонатор, звукове сопло, камеру запалювання та канали подачі компонентів. Такий підхід був реалізований на практиці під час розробки експериментального ГДЗП для киснево-гасової пари, що продемонстрував стійке запалювання в широкому діапазоні вхідного тиску та співвідношенні компонентів, рисунок 1 [1]. Особливість даної конструкції полягає в тому, що в такий тип пристроїв вперше було інтегровано розвинену систему регенеративного охолодження, що дозволило значно продовжити їх ресурс роботи.

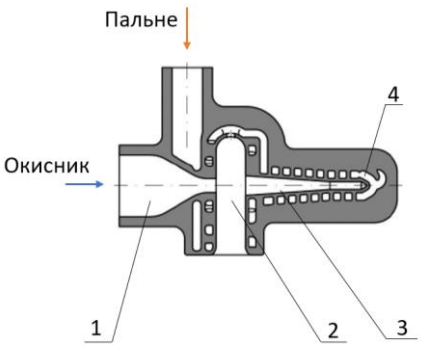


Рисунок 1 – Переріз моделі ГДЗП працюючої на киснево–гасовій парі, спроектованої для виготовлення методом L-PBF [1], де: 1 – звукове сопло; 2 – камера запалювання; 3 – резонатор; 4 – канали регенеративного охолодження

До переваг застосування методу L-PBF для виготовлення ГДЗП можна віднести: скорочення кількості окремих деталей і складальних операцій; зменшення або повна відмова від зварних та паяних з'єднань; можливість формування внутрішніх порожнин та каналів складної геометрії; інтеграцію системи охолодження безпосередньо в корпус ГДЗП; зниження маси та габаритів пристрою; забезпечення стабільного взаємного положення звукового сопла і резонатора, що є важливим чинником міжекземплярної повторюваності характеристик запалювання; можливість оперативної зміни геометрії під час експериментального відпрацювання.

До недоліків та обмежень застосування методу L-PBF для виготовлення ГДЗП можна віднести: обмежений перелік технологічно освоєних порошкових матеріалів; підвищену шорсткість внутрішніх поверхонь (Ra ≈ 3–40 мкм), в залежності від їх нахилу та орієнтації при друці [4]; анізотропію механічних властивостей; можливе утворення пористості та залишкових напружень; підвищену схильність окремих, зокрема тугоплавких сплавів до утворення тріщин; обмеження щодо мінімальних кутів нависання при виготовленні без підтримуючих структур; технологічні обмеження щодо формування малорозмірних внутрішніх каналів, фактичний прохідний переріз і гідравлічні характеристики яких значно залежать від площі перерізу, орієнтації та шорсткості поверхні. Також для деталей, виготовлених методом L-PBF без подальшої механічної обробки, характерна типова геометрична точність порядку ±0,05–0,1 мм, а мінімальний розмір друкованих елементів 75-250 мкм [5], що необхідно враховувати для критичних елементів ГДЗП, зокрема для звукового сопла та торцю резонатора.

Аналіз та особливості вибору порошкових матеріалів для виготовлення ГДЗП. Матеріал для виготовлення ГДЗП методом L-PBF повинен відповідати як експлуатаційним, так і технологічним вимогам. До експлуатаційних вимог належать жароміцність, стійкість до високотемпературного окиснення, термоциклічна довговічність, прийнятна теплопровідність та сумісність із компонентами палива. До технологічних вимог належать низька схильність до утворення тріщин, допустимий рівень пористості, стабільність геометричних параметрів, прийнятний рівень анізотропії властивостей, а також можливість формування тонкостінних елементів і внутрішніх каналів малих розмірів.

З огляду на широкий комплекс вимог та доцільність виготовлення ГДЗП у вигляді єдиної інтегрованої деталі, одночасне забезпечення всіх необхідних характеристик є складним завданням. Тому вибір матеріалу потребує комплексного аналізу порошкових сплавів. Поєднання CFD моделювання, аналізу методом скінченних елементів та експериментальних даних, отриманих під час вогневих випробувань дослідних зразків ГДЗП, дасть змогу сформувати критерії вибору матеріалу та уточнити допустимі діапазони його основних характеристик.

Як потенційні матеріали для подальшого порівняння доцільно розглядати Inconel 718, Haynes 230, Haynes 282 та ABD-900AM.

Inconel 718 є одним із найбільш технологічно відпрацьованих нікелевих сплавів для L-PBF і може використовуватися як базовий матеріал порівняння. Водночас його

високотемпературна роботоздатність поступається більш сучасним жароміцним сплавам. В тім необхідно відмітити, що ГДЗП які були представлені в роботі [1] – виготовлені методом L-PBF з Inconel 718, пройшли серію успішних вогневих випробувань, що підтверджує можливість використання даного матеріалу в комбінації з регенеративним охолодженням.

Haynes 230 характеризується високою жаростійкістю та стійкістю до високотемпературного окиснення, що робить його перспективним для теплонапружених елементів ГДЗП. Водночас необхідно враховувати схильність до тріщиноутворення цього сплаву при L-PBF [6].

Haynes 282 поєднує високотемпературну міцність, окиснювальну стійкість та достатньо високу технологічність адитивного виготовлення, що робить його перспективним кандидатом для багаторазових теплонапружених конструкцій [7].

ABD-900AM є сучасним γ′-зміцненим нікелевим суперсплавом, спеціально розробленим для адитивного виробництва [8]. Поєднання високої температурної роботоздатності та технологічності L-PBF дозволяє розглядати його як один із перспективних матеріалів для подальших досліджень.

Таким чином, вибір матеріалу для ГДЗП не повинен ґрунтуватися лише на одному показнику, наприклад максимально допустимій температурі або межі міцності. Необхідна комплексна оцінка експлуатаційних, теплофізичних і технологічних характеристик.

Висновки. Газодинамічні запалювальні пристрої на основі генератора Хартмана–Шпренгера є перспективним варіантом автономної багаторазової системи запалювання несамозаймистих компонентів ракетного палива. Застосування L-PBF дає змогу інтегрувати основні елементи ГДЗП і систему регенеративного охолодження в одну деталь, зменшити кількість складальних операцій і масогабаритні характеристики пристрою. Водночас технологія має обмеження, пов’язані з шорсткістю внутрішніх поверхонь, анізотропією властивостей, пористістю, тріщиноутворенням і геометричною точністю.

Вибір порошкового матеріалу доцільно здійснювати за комплексом експлуатаційних, теплофізичних і технологічних критеріїв. Перспективними для подальшого дослідження є Inconel 718, Haynes 230, Haynes 282 та ABD-900AM. Остаточний вибір потребує оцінки теплонапруженого стану конструкції, багатокритеріального порівняння сплавів та експериментального підтвердження їх роботоздатності.

ЛІТЕРАТУРА

1. Marchan R., Oleshchenko A., Vekilov S., Arsenuk M., Bobrov O. 3D Printed Acoustic Igniter of Oxygen–Kerosene Mixtures for Aerospace Applications. EUCASS, 2019.
2. Lungu P., Bauer C., Haidn O. J. Design Aspects and Characterisation of a Resonance Igniter for Oxygen/Methane In-Orbit Propulsion Systems. EUCASS, 2019.
3. Conrad E. W., Pavli A. J. A Resonance-Tube Igniter for Hydrogen-Oxygen Rocket Engines. NASA TM X-1460. Lewis Research Center, 1967.
4. Векілов С. Ш. Підвищення гідравлічних характеристик трактів рідинних ракетних двигунів, виготовлених із застосуванням адитивних технологій: дисертація. Дніпро, 2024.
5. Zitelli C., Folgarait P., Di Schino A. Laser Powder Bed Fusion of Stainless Steel Grades: A Review. Metals. 2019. Vol. 9, No. 7. Article 731.
6. Wu Z., Yarasi S. R., Seo J., Lamprinakos N., Rollett A. D. Study of the Printability, Microstructures, and Mechanical Performances of Laser Powder Bed Fusion Built Haynes 230. Metals. 2022. Vol. 12, No. 8. Article 1380.
7. Christofidou K. A., Pang H. T., Li W. et al. Microstructural Control and Optimization of Haynes 282 Manufactured Through Laser Powder Bed Fusion. Superalloys 2020: Proceedings of the 14th International Symposium on Superalloys. Cham: Springer, 2020. P. 1014–1023.
8. Aubert & Duval. Stellar ABD®-900AM: Powder for Additive Manufacturing. Product datasheet.

УДК 53.092

ДИСКРЕТНІСТЬ ЕНЕРГІЇ ТА ДИНАМІКА ФАЗОВИХ ПЕРЕХОДІВ ПЛАВЛЕННЯ МЕТАЛІВ І СПЛАВІВ

Н.О. Шаповал[1], Ю.О. Казимиренко[2]

[1] докторант, к.т.н., доцент, e-mail: *natalia.shapoval@nuos.edu.ua*
[2]Зав. кафедрою матеріалознавства і технології металів, д.т.н., доцент, професор кафедри
e-mail: *yuliia.kazymyrenko@nuos.edu.ua*
[1,2] Національний університет кораблебудування імені адмірала Макарова, м. Миколаїв, Україна

Анотація. У роботі розглянуто механізм фазового переходу твердого тіла в рідкий стан з урахуванням дискретності енергії переходу окремого атома. Показано, що теплота плавлення повинна бути пропорційною числу атомів, які перейшли у рідку фазу, а сам процес відбувається не стрибкоподібно, а плавно в межах інтервалу температур. Запропоновано підхід до оцінки часу перебігу фазового переходу на основі аналізу міжатомних взаємодій та експериментальних даних про густину речовини при температурі плавлення. Отримані результати можуть бути використані для уточнення математичних моделей плавлення металів і сплавів на мікро- та нанорівні та формування наноструктурованих евтектичних композитів.

Ключові слова: *плавлення, фазовий перехід, міжатомна взаємодія, нанорівень.*

ENERGY DISCRETION AND DYNAMICS OF PHASE TRANSITIONS OF MELTING METALS AND ALLOYS

N.O. Shapoval[1], Yu.O. Kazymyrenko[2]

[1] PhD in Engineering, Associate Professor, Doctoral Student, e-mail: *natalia.shapoval@nuos.edu.ua*
[2] Head of the Department of Materials Science and Technology of Metals, DSc in Engineering, Associate Professor, e-mail: *yuliia.kazymyrenko@nuos.edu.ua*
[1,2] Admiral Makarov National University of Shipbuilding, Mykolaiv, Ukraine

Abstract. This paper considers the mechanism of the phase transition of a solid into a liquid state, taking into account the discreteness of the transition energy of an individual atom. It is shown that the heat of fusion should be proportional to the number of atoms that have transitioned into the liquid phase, while the transition itself does not occur abruptly but gradually over a temperature interval. An approach to estimating the duration of the phase transition is proposed based on the analysis of interatomic interactions and experimental data on the density of the substance at the melting temperature. The obtained results can be used to refine mathematical models of melting in metals and alloys at the micro- and nanoscale and formation of nanostructured eutectic composites.

Keywords: *melting, phase transition, interatomic interaction, nanoscale.*

Вступ. Фазові переходи речовини належать до фундаментальних фізичних процесів, що визначають поведінку атомів у різних агрегатних станах, де найважливішим вважається. перехід від твердого стану до рідкого – плавлення. Попри те, що явище плавлення вивчається протягом багатьох десятиліть, низка його характеристик на атомному рівні залишаються недостатньо дослідженими. Зокрема, постає питання: чи відбувається фазовий перехід різко, у вигляді стрибка, чи ж він має плавний, метастабільний характер [1, 2]?

У роботі розглянуто підхід до опису процесу плавлення з урахуванням дискретності енергії переходу окремого атома з твердого стану в рідкий. Це дасть змогу глибше зрозуміти природу теплоти фазового переходу, інтервал існування метастабільного стану, а також формує нове бачення процесів плавлення на атомарному та нанорівні.

Аналіз існуючих моделей. У класичній термодинаміці плавлення розглядають як фазовий перехід першого роду, що відбувається за сталої температури зі стрибкоподібною зміною ентропії та питомого об’єму й поглинанням прихованої теплоти [1]. Водночас дослідження зв’язку між кристалічною структурою, розупорядкуванням ґратки та плавленням, а також тривалий пошук ознак неперервного плавлення свідчать, що така картина не вичерпує мікроскопічної природи процесу [1, 2].

Серед мікроскопічних моделей найпоширенішими є критерії нестійкості кристалічної ґратки. Критерій Ліндемана пов’язує плавлення з досягненням середньоквадратичним зміщенням атомів певної частки міжатомної відстані (вібраційна нестійкість), а модель Борна – зі зникненням модуля зсуву кристала (механічна нестійкість) [2, 3]. До цієї ж групи

належать теорії ентропійної катастрофи, дислокаційні та дефектні моделі, а також уявлення про передплавлення поверхні кристала [2].

Результати молекулярно-динамічного моделювання перегрітого кристала Леннарда-Джонса показали, що плавлення в його об'ємі починається з накопичення та злиття скупчень локально нестійких атомів, які одночасно задовольняють критерії Ліндемана і Борна; отже, межа перегріву визначається вібраційною та пружною нестійкістю разом [3]. Для реальних матеріалів суттєву роль відіграють також міжфазні поверхні та межі зерен, будова яких впливає на локальні умови початку розупорядкування [8].

Кількісне дослідження плавлення на атомному рівні сьогодні виконують переважно методами молекулярної динаміки та Монте-Карло, засади яких викладено в [4, 5]. Масштабні розрахунки забезпечують ефективні паралельні алгоритми молекулярної динаміки [6], а міжатомну взаємодію в металах зазвичай задають напівемпіричними потенціалами, зокрема на основі методу зануреного атома [7].

Спільною рисою розглянутих моделей є те, що теплоту та температуру плавлення трактують як усереднені макроскопічні величини, а сам перехід описують через критерії нестійкості ґратки або статистичні ансамблі; дискретність енергії переходу окремого атома і тривалість самого переходу в явному вигляді не розглядаються [1, 2, 3]. Саме це зумовлює доцільність підходу, запропонованого в даній роботі.

Метою статті є: обґрунтування дискретного характеру енергії переходу окремого атома з твердого стану у рідкий; визначення взаємозв'язку між міжатомними силами та теплотою фазового переходу; побудова підходу, що дозволяє описати часові характеристики процесу плавлення на атомарному рівні.

Якщо вважати, що $\Delta r_{\text{ек}}$ – відповідає температурі фазового переходу з твердої фази ($\Delta r'$) у рідку фазу ($\Delta r''$), тоді точці відповідатиме початок фазового переходу (коли атоми ще не мають можливості залишити структурну одиницю), ($\Delta r''$) – зміщення, що відповідає завершенню переходу з твердої фази в рідку. Отже, в інтервалі $\Delta r' - \Delta r''$ система атомів перебуває у метастабільному стані, тобто, у точці $\Delta r'$ ще жоден атом не залишив структурну одиницю, при $\Delta r''$ усі атоми, що знаходяться в елементі об'єму структурної одиниці $\Delta V = \Delta r_0^2 \cdot \Delta r''$ перейшли у стан рідкої фази.

Оскільки енергія для переходу одного атома в рідку фазу є дискретною (тобто має цілком визначене значення) $q = const$. Тому теплота переходу атомів у структурній одиниці з твердого стану в рідкий повинна бути пропорційною числу атомів, що перейшли у рідку фазу:

$$m_{\text{ат}} q_{\text{пл}} = q_{\text{ат}} n_{\text{ат}} \quad (1)$$

де $q_{\text{пл}}$ – питома теплота фазового переходу; m_{am} – маса атома даної речовини;

$q_{\text{ат}}$ – теплота фазового переходу одного атома з твердого стану в рідкий; $n_{\text{ат}}$– число атомів, що перейшли з твердої фази в рідку.

З цього випливає, що питома теплота фазового переходу дорівнюватиме

$$q_{\text{пл}} = \frac{q_{\text{ат}} \cdot n_{\text{ат}}}{m_{\text{ат}}}. \quad (2)$$

Зважаючи на те, що для даної речовини $q_{\text{ат}}$ дискретним, маса атомів $m_{\text{ат}}$ дискретна, то й питома теплота плавлення повинна бути дискретною за кількістю атомів, що перейшли в рідку фазу ($n_{\text{ат}}$ – атомів, які перейшли в рідку фазу). Для того, щоб обчислити величину енергії, яку потрібно витратити для переходу одного атома структурної одиниці в рідку фазу, необхідно знати значення величин $\Delta r'$ і $\Delta r''$. З дослідів ми знаємо (не відомо з якою точністю) величину ρ', ρ'', тобто густину твердої фази, рідкої фази за температури плавлення (фазового переходу). Точність вимірювання цих величин при температурах фазового переходу $T_{\text{пл}}$ = (2000 - 3500) К, викликають сумніви. Однак, вони дають і звужують інтервал пошуку величин $\Delta r'$ і $\Delta r''$. Скористаємось графічним представленням фізичних величин, що описують взаємодію атомів у структурній одиниці [2], $W(\Delta r)$ і $F(\Delta r)$ (де $W(\Delta r)$ - постійна міжатомної взаємодії, $F(\Delta r)$ - результуюча сила міжатомних взаємодій залежно від зміщень із положення

рівноваги r_0, r_0 – положення атомів в структурній одиниці при T = 0 К, тобто мінімальна відстань між взаємодіючими атомами (див. рис. 1.)

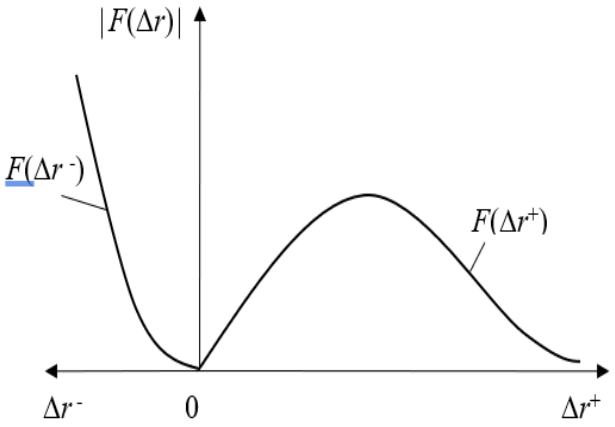


Рисунок 1. Залежність результуючої сили міжатомних взаємодій від зміщень із положення рівноваги

Якщо прийняти експериментальне зміщення $\Delta r_{\text{ек}} \to c$ що відповідає середньому значенню величин $\Delta r'$ і $\Delta r''$, де $\Delta r_{\text{ек}}$ - відповідає екстремуму результуючої сили міжатомних взаємодій, і припустити, що сили міжатомної взаємодії атомів на початковій стадії фазового переходу та на кінцевій стадії фазового переходу $\Delta r'$ і будуть мати однакові значення, тобто $F(\Delta r)$, при $T_{\text{пл}}$, $F(\Delta r') = F(\Delta r'')$. Цьому співвідношенню відповідатимуть $\Delta r'$ і $\Delta r''$ (див. рис. 1). Спроєктувавши значення $\Delta r'$ і $\Delta r''$ на залежність $W(\Delta r)$, отримаємо значення $W(\Delta r')$ і $W(\Delta r'')$ (див. рис. 2). Робота сил міжатомного взаємодії витрачена на перехід одного атома в рідку фазу [1].

$$A(\Delta r) = \int_{\Delta r'}^{\Delta r''} F(\Delta r)d\Delta r = \int_{\Delta r'}^{\Delta r''} 2a\varepsilon(e^{-2a\Delta r} - e^{-a\Delta r})d\Delta r.$$

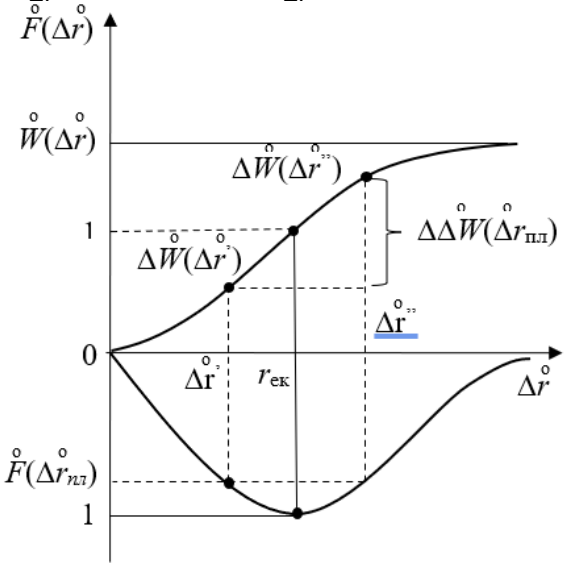


Рисунок 2. Схема взаємозв'язку $F(\Delta r)$ і $W(\Delta r)$ при $T_{\text{пл}}$ відповідно до значення $\Delta r_{\text{ек}}$.

Отже при фазовому переході атома з твердої фази $(\Delta r')$ в рідку фазу $(\Delta r'')$ ця енергія плавно переходить (не стрибкоподібно) в стан рідкої фази. Різниця цих енергій і складає енергію теплоти фазового переходу одного атома.

$$W(\Delta r'') - W(\Delta r') = q_{\text{ат}} \quad (3)$$

Якщо врахувати, що знаючи енергію за даного значення Δr, можна перейти до температурної характеристики даного процесу. Якщо прийняти r_0 за міжатомну відстань структурної одиниці при температурі T = 0 К, тоді температура початку фазового переходу

має бути $T'(\Delta r') = \frac{W(\Delta r')}{k_Б}$, а температура закінчення фазового переходу відповідати $T''(\Delta r'') = \frac{W(\Delta r'')}{k_Б}$, где $k_Б$ - стала Больцмана.

Через те, що температура фазового переходу не постійна, а лежить в значенні величин від $T(\Delta r')$ до $T(\Delta r'')$, а вимірюємо ми средню $T_{пл}$. З цього випливає, що фазові переходи на атомарному рівні метастабільні, перехід атомів із твердої фази в рідку відбувається не стрибкоподібно, а плавно (див. рис. 2).

Постановка подальшого дослідження. Подальші дослідження доцільно спрямувати на кількісне визначення атомної динаміки плавлення та взаємозв'язку між енергією міжатомної взаємодії, температурою і часом фазового переходу. Запропонований підхід дає можливість розглядати плавлення як послідовний перехід окремих атомів із впорядкованого стану в рідкоподібний, що відбувається у певному температурному інтервалі. Перспективним є дослідження впливу розміру системи на характер фазового переходу. Очікується, що на мікро- та нанорівні дискретність енергетичних переходів і поверхневі ефекти проявлятимуться сильніше, тоді як у макроскопічних системах індивідуальні атомні переходи статистично усереднюватимуться [3, 8]. Для перевірки запропонованої моделі доцільно застосувати метод молекулярної динаміки та дослідити зміну структури, густини, енергії та рухливості атомів під час нагрівання. Це дозволить визначити час переходу атомів у рідкоподібний стан і порівняти результати моделювання з експериментальними даними [4, 5, 6, 7].

Пояснюваність прогнозу. Запропонований підхід дає підстави прогнозувати, що фазовий перехід від твердого до рідкого стану відбувається поступово та охоплює певний температурний інтервал. На мікро- та нанорівні очікується більш виражений прояв дискретності енергетичних переходів окремих атомів і впливу поверхневих ефектів. Зі збільшенням розміру системи ці ефекти повинні послаблюватися внаслідок статистичного усереднення [3, 8]. Отримані результати можуть бути використані для прогнозування поведінки металів і сплавів під час плавлення, особливо на мікро- та нанорівні.

Висновки. Такий підхід до проблеми фазових переходів дає можливість розрахувати детальний час фазового переходу атомів з твердої фази в рідку (тобто час переходу процесу $\tau_{пер}$). Експериментальні дані теплоти фазового переходу $q_{пл}$ є середньоінегальними значеннями, які не відображають фізичної суті процесу фазового переходу (через те що велечина $q_{ат}$ дискретна, як і заряд електрона). Врахування часу перехідного процесу фазового переходу дозволить по-новому подивитися на математичні моделі процесів плавлення металів на нанорівні та формування наноструктурованих евтектичних композитів.

ЛІТЕРАТУРА

1. Ubbelohde A. R. **The Molten State of Matter: Melting and Crystal Structure.** Chichester: John Wiley & Sons, 1978. 354 p.
2. Dash J. G. **History of the Search for Continuous Melting** // *Reviews of Modern Physics*. 1989. Vol. 61, No. 3. P. 675–722. DOI: 10.1103/RevModPhys.61.675.
3. Jin Z. H., Gumbsch P., Albe K., Ma E., Lu K., Gleiter H., Hahn H. Melting mechanisms at the limit of superheating of a crystal // **Physical Review Letters.** 2001. Vol. 87, No. 5. 055703. DOI: 10.1103/PhysRevLett.87.055703.
4. Frenkel D., Smit B. **Understanding Molecular Simulation: From Algorithms to Applications.** 2nd ed. San Diego: Academic Press, 2002. 664 p.
5. Allen M. P., Tildesley D. J. **Computer Simulation of Liquids.** 2nd ed. Oxford: Oxford University Press, 2017. 664 p.
6. Plimpton S. Fast parallel algorithms for short-range molecular dynamics // **Journal of Computational Physics.** 1995. Vol. 117, No. 1. P. 1–19. DOI: 10.1006/jcph.1995.1039.
7. Daw M. S., Baskes M. I. Semiempirical, quantum mechanical calculation of hydrogen embrittlement in metals // **Physical Review Letters.** 1983. Vol. 50, No. 17. P. 1285–1288. DOI: 10.1103/PhysRevLett.50.1285.
8. Sutton A. P., Balluffi R. W. **Interfaces in Crystalline Materials.** Oxford: Clarendon Press, 1995. 819 p.

УДК 669.715; 620.17; 004.85

ПРОГНОЗУВАННЯ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ДЕФОРМІВНИХ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ НА ОСНОВІ ЗВ'ЯЗКУ «СКЛАД – ТЕХНОЛОГІЯ – СТРУКТУРА – ВЛАСТИВОСТІ» ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ НЕЙРОННИХ МЕРЕЖ

К.М. Брежнєв[1], З.В. Сазанішвілі[2]

[1]аспірант, група МЗа-25-10, e-mail: brezhniev.k.m@nmu.one

[2]к.т.н., доцент, e-mail: sazanishvili.z.v@nmu.one

[1,2]кафедра конструювання, технічної естетики і дизайну, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна

Анотація. У роботі розглянуто матеріалознавчі засади прогнозування механічних властивостей деформівних алюмінієвих сплавів – умовної межі текучості, тимчасового опору розриву та відносного подовження – із застосуванням нейронних мереж. Узагальнено механізми зміцнення і чинники формування властивостей сплавів серій 2xxx, 5xxx, 6xxx і 7xxx, показано причини нелінійності залежностей «склад – властивості», обґрунтовано склад хімічних, технологічних і структурних ознак та матеріалознавчі критерії фізичної обґрунтованості прогнозу.

Ключові слова: *алюмінієві сплави, механічні властивості, механізми зміцнення, термічне оброблення, прогнозування властивостей, нейронні мережі.*

PREDICTION OF THE MECHANICAL PROPERTIES OF WROUGHT ALUMINUM ALLOYS BASED ON THE "COMPOSITION – PROCESSING – STRUCTURE – PROPERTIES" RELATIONSHIP USING NEURAL NETWORKS

Kyrylo Brezhniev[1], Zoia Sazanishvili[2]

[1]Postgraduate student, group MZa-25-10, e-mail: brezhniev.k.m@nmu.one

[2]Ph.D., Associate Professor, e-mail: sazanishvili.z.v@nmu.one

[1,2]Department of Engineering and Generative Design, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper considers the materials science foundations for predicting the mechanical properties of wrought aluminum alloys – yield strength, ultimate tensile strength and elongation – using neural networks. Strengthening mechanisms and property-forming factors of 2xxx, 5xxx, 6xxx and 7xxx series alloys are summarized, the causes of nonlinearity of composition–property relationships are shown, and the set of chemical, processing and structural features together with materials science criteria of the physical consistency of predictions are substantiated.

Keywords: *aluminum alloys, mechanical properties, strengthening mechanisms, heat treatment, property prediction, neural networks.*

Вступ. Одним із ключових завдань сучасного матеріалознавства є встановлення кількісних зв'язків між хімічним складом, технологією оброблення, структурою і властивостями матеріалу. Для деформівних алюмінієвих сплавів, що широко застосовуються в авіаційній, транспортній і спеціальній техніці, практичне значення мають насамперед умовна межа текучості $\sigma_{0,2}$, тимчасовий опір розриву $\sigma_в$ і відносне подовження δ, які визначають за ISO 6892-1 [1]. Експериментальне визначення цих характеристик для кожного нового поєднання складу і режиму термічного оброблення потребує виготовлення зразків і тривалих випробувань. Тому дедалі більшого значення набувають розрахункові методи прогнозування властивостей, які дають змогу скоротити обсяг експерименту, цілеспрямовано обирати склад і режими оброблення та виявляти найбільш впливові чинники.

Мета роботи. Обґрунтування матеріалознавчих засад прогнозування $\sigma_{0,2}$, $\sigma_в$ і δ деформівних алюмінієвих сплавів із застосуванням нейронних мереж на основі зв'язку «склад – технологія – структура – властивості».

Матеріал і результати досліджень. Механічні властивості алюмінієвих сплавів формуються під сукупною дією твердорозчинного, дисперсійного (осадового), зернограничного і дислокаційного механізмів зміцнення [2, 3]. У першому наближенні межу текучості подають як суму їх внесків:

$$\sigma_{0,2} = \sigma_0 + \Delta\sigma_{тр} + k_{ХП}\cdot d^{-1/2} + \Delta\sigma_{дис} + \Delta\sigma_{дисл}, \quad (1)$$

де σ_0 – напруження тертя ґратки алюмінію; $\Delta\sigma_{тр}$ – внесок твердого розчину; $k_{ХП}\cdot d^{-1/2}$ – зернограничний внесок за рівнянням Холла–Петча (d – середній розмір зерна); $\Delta\sigma_{дис}$ – внесок дисперсних виділень; $\Delta\sigma_{дисл}$ – внесок дислокаційної субструктури.

Співвідношення внесків принципово різниться для різних систем легування (табл. 1), що визначає набір чинників, які необхідно враховувати під час прогнозування.

Таблиця 1 – Механізми зміцнення і чинники формування властивостей деформівних алюмінієвих сплавів [2, 4]

Серія, система	Основні механізми зміцнення	Зміцнювальні фази, послідовність виділення	Чинники, що визначають $\sigma_{0,2}$, $\sigma_в$, δ
2xxx, Al–Cu–Mg	Дисперсійне	ГП-зони → θ″ → θ′ → θ (Al_2Cu); S-фаза (Al_2CuMg)	Вміст Cu і Mg, стан (T3, T4, T6), режим старіння
5xxx, Al–Mg	Твердорозчинне, деформаційне, зернограничне	Дисперсоїди $Al_6(Mn,Fe)$, $Al_{18}Cr_2Mg_3$	Вміст Mg, ступінь нагартування (стан H), розмір зерна
6xxx, Al–Mg–Si	Дисперсійне	ГП-зони → β″ → β′ → β (Mg_2Si); Q′ за наявності Cu	Співвідношення Mg:Si, вміст Cu, температура і тривалість старіння
7xxx, Al–Zn–Mg–Cu	Дисперсійне	ГП-зони → η′ → η ($MgZn_2$); дисперсоїди Al_3Zr	Вміст Zn, Mg, Cu, стан (T6, T73), мікролегування Zr, Cr

Нелінійність залежностей «склад – властивості» зумовлена кількома чинниками. По-перше, той самий легувальний елемент залежно від стану сплаву перебуває у твердому розчині або входить до складу зміцнювальної фази, тому внесок однакового вмісту Cu у сплавах серії 2xxx принципово різниться у станах T4 і T6. По-друге, між елементами існує хімічна взаємодія: у сплавах серії 6xxx відхилення співвідношення Mg:Si від стехіометричного для Mg_2Si (≈ 1,73 за масою) змінює тип і кількість виділень, а надлишковий Mg залишається у твердому розчині. По-третє, залежність $\sigma_{0,2}$ від тривалості старіння є немонотонною через перехід від перерізання дислокаціями дрібних когерентних виділень до їх оминання за механізмом Орована: максимум відповідає стану T6, а укрупнення виділень у станах T7, T73 знижує міцність [3]. По-четверте, мікролегувальні елементи Mn, Cr, Zr у кількості 0,05–0,25 % мас. через дисперсоїди гальмують рекристалізацію і керують розміром зерна, а домішка Fe утворює грубі інтерметаліди Al_3Fe, β-Al_5FeSi, що є концентраторами напружень і насамперед знижують δ.

Цільові властивості мають різну чутливість до структурних чинників. Відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_в$ зростає від 0,45–0,60 у відпаленому стані до 0,85–0,95 у стані T6, а відносне подовження найбільш чутливе до локальних дефектів структури і має найбільший розкид навіть у межах однієї плавки. Так, для сплаву AA 6061 за однакового складу перехід від стану O до стану T6 підвищує $\sigma_в$ приблизно з 125 до 310 МПа, тоді як δ знижується з 25–30 до 12–17 % [4]. Отже, прогнозування має враховувати технологічний маршрут і структурний стан, а $\sigma_{0,2}$, $\sigma_в$ і δ доцільно прогнозувати спільно, з урахуванням їх взаємозалежності.

Різні механізми зміцнення по-різному зміщують баланс між міцністю і пластичністю. Твердорозчинне зміцнення, домінуюче в сплавах серії 5xxx, за зростання вмісту Mg підвищує $\sigma_{0,2}$ і $\sigma_в$ за порівняно незначного зниження δ, тоді як дисперсійне зміцнення в сплавах серій 2xxx, 6xxx і 7xxx забезпечує найвищий рівень міцності, але супроводжується помітнішим зниженням пластичності. Для сплавів серії 7xxx перехід від перестареного стану T73 до стану пікового старіння T6 підвищує межу текучості, проте знижує відносне подовження і стійкість до корозії під напруженням: та сама зміна режиму старіння по-різному впливає на кожну з характеристик. Це підтверджує, що компроміс «міцність – пластичність» визначається не лише рівнем зміцнення, а й його механізмом, і має бути відтворений прогностичною моделлю.

Традиційні підходи і методи машинного навчання. Аналітичні моделі механізмів зміцнення, регресійні моделі та метод поверхні відгуку, термодинамічні розрахунки CALPHAD добре описують окремі механізми або вузьку область складів і режимів. Проте схема (1) не враховує взаємодії механізмів, аналітичні моделі потребують параметрів

виділень, які визначають лише методами електронної мікроскопії, регресійні моделі чинні лише в межах факторного простору експерименту, а CALPHAD дає рівноважний фазовий склад без урахування кінетики старіння. Нейронні мережі здатні апроксимувати багатовимірні нелінійні залежності без апріорного задання їх функціональної форми [5, 6], а врахування в ознаковому просторі технологічного маршруту дає змогу будувати моделі, придатні для деформівних сплавів різних серій [7]. Водночас більшість опублікованих моделей розроблено для однієї серії сплавів і однієї властивості, а відповідність виявлених ними залежностей механізмам зміцнення систематично не перевіряється.

Ознаковий простір моделі. Структура вхідних даних побудована відповідно до ланцюга «склад – технологія – структура – властивості» (рис. 1) і включає три групи ознак: хімічні (вміст Cu, Mg, Si, Zn, Mn, Fe, Cr, Zr, Ti, співвідношення Mg/Si і Zn/Mg), технологічні (стан, температура гартування, температура і тривалість старіння, ступінь деформації) і структурні (розмір зерна, об'ємна частка і середній радіус зміцнювальних виділень).

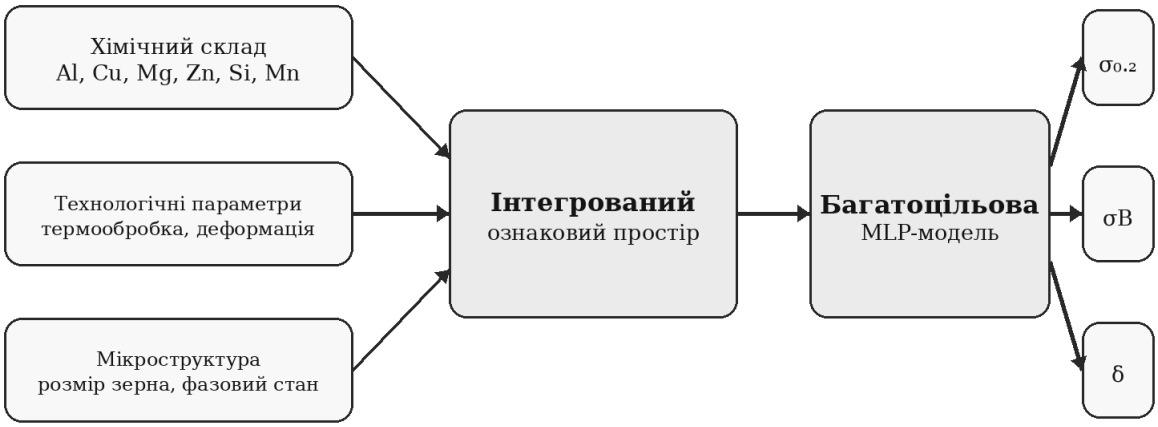


Рисунок 1 – Схема інтегрованого ознакового простору для багатоцільового прогнозування механічних властивостей алюмінієвих сплавів

Відкриті джерела даних (NIMS MatNavi, довідники ASM, агреговані з публікацій набори) неоднорідні: хімічний склад і позначення стану наведено практично для всіх записів, кількісні режими старіння – лише для частини, а структурні параметри – для незначної частки. Тому передбачено базову модель, що використовує хімічні ознаки і стан сплаву, та розширену, що додатково враховує числові режими оброблення і структурні параметри; порівняння їх точності дасть змогу кількісно оцінити внесок технології та структури у формування властивостей. Прогнозування $\sigma_{0,2}$, $\sigma_в$ і δ виконується однією нейронною мережею з трьома виходами, що відображає компроміс між міцністю і пластичністю.

Особливої уваги потребує подання технологічних ознак. Позначення стану (T4, T6, T73 тощо) узагальнює технологічний маршрут, проте за ним можуть приховуватися різні фактичні режими – температура і тривалість штучного старіння, швидкість охолодження під час гартування, витримка між гартуванням і старінням, – які визначають ступінь пересиченості твердого розчину, густину зародків виділень і положення сплаву на кривій старіння. Тому стан кодується як категоріальна ознака і, де це можливо, доповнюється числовими параметрами режиму; для записів без них використовуються типові режими, що відповідають стандартному позначенню стану. Такий підхід дає змогу прогнозувати властивості і для нестандартних режимів оброблення, що є перевагою порівняно з довідковими таблицями. Під час формування бази даних передбачено гармонізацію позначень станів і одиниць вимірювання, вилучення дублікатів і статистично аномальних значень, а також перевірку фізичної узгодженості записів, зокрема виконання умови $\sigma_{0,2} \le \sigma_в$, яку модель має зберігати і для прогнозованих значень.

Фізична обґрунтованість прогнозу. Для перевірки відповідності моделі матеріалознавчим закономірностям застосовується метод SHAP, що дає змогу кількісно

оцінити внесок кожної ознаки в прогноз [8]. Критеріями адекватності моделі є відтворення: зниження $\sigma_{0,2}$ зі зростанням розміру зерна відповідно до залежності Холла–Петча; немонотонної залежності міцності від тривалості старіння з максимумом у стані Т6; визначального впливу вмісту Mg і Si та їх співвідношення в сплавах серії 6xxx, а також вмісту Zn, Mg і режиму старіння в сплавах серії 7xxx; негативного впливу Fe на відносне подовження. Модель, що задовольняє цим критеріям, може застосовуватися для «віртуального експерименту» й оберненої задачі – попереднього відбору поєднань складу і режиму термічного оброблення, що забезпечують задані значення $\sigma_{0,2}$ і δ, з подальшою експериментальною перевіркою лише найперспективніших варіантів. Окремим напрямом застосування є прогнозування властивостей сплавів із підвищеним вмістом Fe і Si, характерних для вторинної алюмінієвої сировини, для яких накопичений довідковий матеріал обмежений, а вплив грубих Fe-вмісних інтерметалідів на пластичність є особливо суттєвим.

Висновки. Механічні властивості деформівних алюмінієвих сплавів визначаються взаємодією твердорозчинного, дисперсійного, зернограничного і дислокаційного механізмів зміцнення, внесок яких залежить від системи легування, стану термічного оброблення і структури, що зумовлює нелінійність залежностей «склад – властивості» і обмежує застосовність аналітичних і регресійних моделей. Обґрунтовано склад хімічних, технологічних і структурних ознак для спільного прогнозування $\sigma_{0,2}$, $\sigma_в$ і δ та матеріалознавчі критерії фізичної обґрунтованості нейромережевого прогнозу, що дасть змогу скоротити обсяг механічних випробувань і обґрунтовано обирати склад та режими термічного оброблення алюмінієвих сплавів.

ЛІТЕРАТУРА

1. ISO 6892-1:2019. Metallic materials – Tensile testing – Part 1: Method of test at room temperature. Geneva : ISO, 2019.
2. Polmear I., StJohn D., Nie J.-F., Qian M. Light Alloys: Metallurgy of the Light Metals. 5th ed. Oxford : Butterworth-Heinemann, 2017.
3. Ardell A. J. Precipitation hardening. Metallurgical Transactions A. 1985. Vol. 16, No. 12. P. 2131–2165.
4. ASM Handbook. Vol. 2 : Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials. Materials Park : ASM International, 1990.
5. Ramprasad R., Batra R., Pilania G., Mannodi-Kanakkithodi A., Kim C. Machine learning in materials informatics: recent applications and prospects. npj Computational Materials. 2017. Vol. 3. Art. 54.
6. Hornik K. Approximation capabilities of multilayer feedforward networks. Neural Networks. 1991. Vol. 4, No. 2. P. 251–257.
7. Hu M., Tan Q., Knibbe R., Wang S., Li X., Wu T., Jarin S., Zhang M.-X. Prediction of mechanical properties of wrought aluminium alloys using feature engineering assisted machine learning approach. Metallurgical and Materials Transactions A. 2021. Vol. 52, No. 7. P. 2873–2884.
8. Lundberg S. M., Lee S.-I. A unified approach to interpreting model predictions. Advances in Neural Information Processing Systems. 2017. Vol. 30. P. 4765–4774.

УДК 621.983:621.785:669.14–194.2

ВПЛИВ СПОСОБУ ФОРМОУТВОРЕННЯ ОПУКЛИХ ДНИЩ НА СТУПІНЬ ДЕФОРМАЦІЇ ТА НЕОБХІДНІСТЬ ПІСЛЯФОРМУВАЛЬНОЇ ТЕРМІЧНОЇ ОБРОБКИ ЕЛЕМЕНТІВ ЦИСТЕРН ДЛЯ БЕЗВОДНОГО АМІАКУ

Д.І. Гузенко[1], Г.А. Кононенко[2]

[1]аспірант, група МЗа-25-10, e-mail: Huzenko.D.I@nmu.one
[2]д.т.н., старш. дослід., e-mail: Kononenko.H.A@nmu.one
[1,2]кафедра конструювання, технічної естетики і дизайну, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна
[2]Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України, Дніпро, Україна

Анотація. У роботі систематизовано способи формоутворення опуклих днищ посудин під тиском за температурою процесу, схемою деформування та видом заготовки і порівнено нормативні методики оцінювання ступеня деформації. Для торосферичних днищ зі сталі P355NL2 зовнішнім діаметром 2085 мм, поставлених без термічної обробки, ступінь деформації за ДСТУ EN 13445-4 становив 19,8–20,8 %, тоді як згинальний критерій ДСТУ EN 14025 не вимагав термічної обробки. Показано, що згинальні критерії не дозволяють точно обчислити деформацію, обґрунтовано необхідність післяформувальної нормалізації днищ цистерн для безводного аміаку.

Ключові слова: опукле днище, формоутворення, ступінь деформації, термічна обробка, низьколегована сталь, безводний аміак.

INFLUENCE OF THE FORMING METHOD OF DISHED HEADS ON THE DEGREE OF DEFORMATION AND THE NEED FOR POST-FORMING HEAT TREATMENT OF ANHYDROUS AMMONIA TANK ELEMENTS

Dmytro Huzenko[1], Ganna Kononenko[2]

[1]Postgraduate student, group MZa-25-10, e-mail: Huzenko.D.I@nmu.one
[2]Dr. Sc. (Eng.), Senior Researcher, e-mail: Kononenko.H.A@nmu.one
[1,2]Department of Engineering and Generative Design, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine
[2]Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov of the NAS of Ukraine, Dnipro, Ukraine

Abstract. Forming methods of pressure vessel dished heads were classified by process temperature, deformation scheme and blank type, and the normative methods for assessing the degree of deformation were compared. For torispherical heads of P355NL2 steel with an outside diameter of 2085 mm supplied without heat treatment, the degree of deformation according to EN 13445-4 was 19.8–20.8 %, whereas the bending criterion of EN 14025 did not require heat treatment. Bending-based criteria were shown to underestimate the deformation about fivefold, and post-forming normalising of anhydrous ammonia tank heads was substantiated.

Keywords: dished head, forming, degree of deformation, heat treatment, low-alloy steel, anhydrous ammonia.

Вступ. Опуклі днища корпусів цистерн для безводного аміаку (UN 1005) виготовляють пластичним деформуванням листа, тому спосіб формоутворення визначає рівень деформації, наклепу й залишкових напружень металу ще до зварювання. Федеральні правила США для аміачних ємностей вимагають зняття залишкових напружень для усієї ємності або холодноформованих днищ чи застосування гарячеформованих днищ [1], а ADR – термічної обробки для зняття напружень корпусів із дрібнозернистих сталей для корозійноактивних газів класу 2 [2]. ДСТУ EN 13445-4 пов'язує потребу в термічній обробці після формоутворення зі ступенем деформації F і порогом 5 % [3], а ДСТУ EN 14025 – з відношенням внутрішнього радіуса кривини до товщини листа [4]. Водночас днища постачають і без термічної обробки, тому вибір критерію визначає стан металу поблизу замикального шва обичайка–днище.

Мета роботи. Систематизація способів формоутворення опуклих днищ і порівняння нормативних методик оцінювання ступеня деформації для обґрунтування необхідності післяформувальної термічної обробки днищ цистерн для безводного аміаку.

Матеріал і результати досліджень. За технологією виготовлення днища поділяли на пресовані, ротаційно видавлені, поетапно штамповані та ковані, а також на гаряче- та холодноформовані [5]. Узагальнену класифікацію способів формоутворення наведено на рис. 1.



Рисунок 1 – Класифікація способів формоутворення опуклих днищ

Холодне формоутворення ДСТУ EN 13445-4 дозволяє виконувати щонайменше на 30 °С нижче максимальної температури зняття напружень, а гаряче – вище неї з аустенітизацією не вище 1050 °С [3]. Для нормалізованих сталей з ударною в'язкістю, нормованою нижче мінус 20 °С, як P355NL2, одноопераційне гаряче формоутворення обмежено 940 °С, а від подальшої нормалізації можна відмовитися, лише якщо останню операцію завершено вище 750 °С або вище 700 °С за $F \le 2$ % [3]. Холодний маршрут вважали переважним через нижчу вартість і вищу точність, а гарячий застосовували, коли видовження зовнішнього волокна перевищувало допустиме для холодного формоутворення (рідко понад 5 %, часто 3,5 %) [6].

Еліптичне днище з аустенітної сталі діаметром 3000 мм завтовшки 10 мм витягували у штампі за три переходи, оскільки одноперехідне витягування супроводжувалося гофроутворенням, потоншенням і випинанням, а максимальне потоншення становило 5,2–12,3 % [7]. ДСТУ EN 14025 вимагає штампувати склепіння та відбортовувати борт машинним способом [4]. Поетапне листоформування зварених ронделей діаметром 1500 і 3000 мм дало днища діаметром 1250 і 2500 мм, причому границя плинності зварного з'єднання сталі S235JR+N зросла з 344 до 534–577 МПа, а видовження знизилося з 27,3 до 8,8–9,8 % [8]. Залишкові напруження в зоні термічного впливу таких днищ визначали товщина листа та границя плинності сталі, а не діаметр днища [9].

Ступінь деформації опуклих днищ за ДСТУ EN 13445-4 визначають для всіх способів формоутворення за формулою [3]

$$F = 100\, ln \frac{D_b}{D_e - 2e}, \% \qquad (1)$$

де D_b – діаметр заготовки, мм, D_e – зовнішній діаметр готового днища, мм, e – товщина заготовки, мм.

Для сегментів (пелюсток) стандарт застосовує згинальну оцінку [3]

$$F = \frac{100e}{R}, \% \qquad (2)$$

де R – найменший середній радіус кривини сегмента, мм.

Критерій ДСТУ EN 14025, за яким термічна обробка потрібна за внутрішнього радіуса кривини, меншого за $20e$ [4], наближено відповідає значенню $F = 5$ % за формулою (2). Для деталей інших типів ступінь деформації визначають за осями еліпса, на який перетворюється нанесене до формоутворення коло [3]

$$F = \frac{200}{\sqrt{3}} \sqrt{F_1{}^2 + F_2{}^2 + F_1 F_2}, \%, \quad F_1 = ln \frac{l_1}{l_0}, \quad F_2 = ln \frac{l_2}{l_0} \qquad (3)$$

де l_0 – діаметр кола, мм, l_1, l_2 – більша та менша осі еліпса, мм. За рівнодвовісного розтягування та сталості об'єму з (3) випливає $F = 100\ \ln(e/s)$, де s – товщина після формоутворення, що дозволяє оцінювати локальну деформацію за вимірюваннями товщини.

Формула (1) не містить параметрів процесу, тому інтегральна деформація задається геометрією днища, а спосіб формоутворення визначає лише її розподіл між склепінням, тороїдальною зоною та бортом. Формула (2) і критерій ДСТУ EN 14025 враховують лише згин, але не колове стиснення периферії заготовки.

Розрахунок виконано за документами про якість двох партій торосферичних днищ зовнішнім діаметром 2085 мм зі сталі P355NL2 (R_e = 392–422 МПа, R_m = 517–537 МПа), поставлених без термічної обробки (табл. 1). Днище А виготовлено холодним формоутворенням, днище Б – штампуванням з відбортовуванням. Діаметр заготовки оцінено за рівністю площ серединної поверхні ронделі та днища.

Таблиця 1 – Ступінь деформації днищ зі сталі P355NL2 за різними критеріями

Показник	Днище А	Днище Б
Товщина листа e, мм	15,0	13,5
Радіус склепіння R / радіус тора r, мм	1720 / 331	1668 / 320
Оцінений діаметр заготовки D_b, мм	≈ 2530	≈ 2510
F за формулою (1), %	20,8	19,8
F за формулою (2) для тороїдальної зони, %	4,4	4,1
Критерій $r < 20e$ (ДСТУ EN 14025), мм	331 > 300	320 > 270
Мінімальна виміряна товщина s, мм	13,6–14,5	12,3–12,9
Виміряна товщина біля борта, мм	–	13,9–14,8
F за формулою (3) за мінімальною товщиною, %	9,8	9,3
Потреба в термообробці за ДСТУ EN 13445-4 / EN 14025	так / ні	так / ні

Ступінь деформації за формулою (1) становив 19,8–20,8 %, тобто вчетверо перевищував поріг 5 %, за яким ДСТУ EN 13445-4 вимагає термічної обробки сталей групи 1.2 [3]. Для днищ поетапного листоформування [8] розрахунок за (1) дає близькі 18,7–20,5 %, що підтверджує незалежність інтегральної деформації від способу формоутворення. Натомість згинальна оцінка тороїдальної зони дала 4,1–4,4 %, а радіус тора перевищував $20e$, тому за ДСТУ EN 14025 обробка не вимагалася [4]. Якби днище Б формували гарячим способом, відмова від нормалізації потребувала б підтвердження завершення останньої операції вище 750 °C [3], а таких даних у протоколі немає. Склепіння потоншилося до 12,3–12,9 мм ($F \approx 9$ % за формулою (3)), а борт потовщився до 13,9–14,8 мм унаслідок колового стиснення периферії ронделі ($F \approx 20$ %). Отже, згинальні критерії дають похибку у визначенні ступеню-деформації приблизно вп'ятеро в сторону зменшення значень.

Вплив такої деформації на властивості металу неоднозначний. Для низьколегованої ферито-перлітної сталі класу 350 МПа попередня деформація 5 % з наступним старінням підвищила границю плинності з 360,6 до 460,9 МПа, знизила видовження з 25,3 до 17,5 % і збільшила R_e/R_m з 0,83 до 0,94, хоча ударна в'язкість за мінус 40 °C зберігалася на рівні близько 350 Дж [10]. Після поетапного листоформування R_e/R_m зварних з'єднань днищ зросло з 0,69–0,79 до 0,84–0,98, а робота удару зони термічного впливу сталі P460NL1 завтовшки 6 мм знизилася з 35 до 15–30 Дж [8]. Такі значення перевищують граничне 0,85, яке ADR встановлює для сталей зварних корпусів за сертифікатом вихідного металу [2], і свідчать про вичерпання запасу деформаційного зміцнення в найбільш деформованих зонах днища.

Неоднозначність впливу деформації на в'язкість потребує випробувань формованого металу, проте ДСТУ EN 13445-4 вимагає їх лише тоді, коли термічна обробка обов'язкова [3]. Тому за згинальним критерієм ДСТУ EN 14025 днища з $F \approx 20$ % надходять на складання без підтвердження властивостей, хоча найбільш деформована зона борта прилягає до замикального шва обичайка–днище. Для термомеханічно оброблених сталей стандарт

обмежує F значенням 5 % [3], тож холодним способом такі днища з них не виготовляють. Подальші дослідження спрямовано на визначення твердості, R_e/R_m та ударної в'язкості за мінус 20 °C у різних зонах днища зі сталі P355NL2 виведеної з експлуатації цистерни.

Висновки. Способи формоутворення опуклих днищ систематизовано за температурою процесу, схемою деформування та видом заготовки. Спосіб формоутворення визначає розподіл деформації, тоді як інтегральний ступінь деформації за ДСТУ EN 13445-4 задається відношенням діаметра заготовки до внутрішнього діаметра днища. Для днищ діаметром 2085 мм зі сталі P355NL2 він становив 19,8–20,8 % проти 4,1–4,4 % за згинальною оцінкою, тому критерій ДСТУ EN 14025 не виявляє потреби ні в термічній обробці, ні у випробуваннях формованого металу. Для днищ цистерн для безводного аміаку обґрунтовано обов'язкову нормалізацію після холодного формоутворення або гаряче формоутворення в межах режимів ДСТУ EN 13445-4.

ЛІТЕРАТУРА

1. 29 CFR § 1910.111. Storage and handling of anhydrous ammonia. Occupational Safety and Health Standards. Washington : U.S. Department of Labor, OSHA. URL: https://www.law.cornell.edu/cfr/text/29/1910.111 (дата звернення: 30.09.2026).
2. European Agreement concerning the International Carriage of Dangerous Goods by Road (ADR 2025). Geneva : United Nations, 2024. Vol. 2.
3. ДСТУ EN 13445-4:2022. Посудини, які працюють під тиском, без вогневого підведення теплоти. Частина 4. Виготовлення (EN 13445-4:2021, IDT). Київ : ДП «УкрНДНЦ», 2022. 72 с.
4. ДСТУ EN 14025:2019. Цистерни для перевезення небезпечних вантажів. Металеві напірні баки. Проектування та виготовлення (EN 14025:2013, IDT). Київ : ДП «УкрНДНЦ», 2019. 56 с.
5. Moss D. R. Pressure Vessel Design Manual. 3rd ed. Burlington : Gulf Professional Publishing, 2004.
6. ASM Handbook. Vol. 14. Forming and Forging / ed. S. L. Semiatin. Metals Park : ASM International, 1988.
7. Wang H., Zhou J., Luo Y., Tang P., Chen Y. Forming of ellipse heads of large-scale austenitic stainless steel pressure vessel. Procedia Engineering. 2014. Vol. 81. P. 837–842. https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.10.085.
8. Vukojević N., Ištvanić Z., Hadžikadunić F., Bajtarević-Jeleč A. Comparison of the properties of the welded joint of structural steel S235 and S460 before and after incremental sheet forming. Procedia Structural Integrity. 2025. Vol. 72. P. 157–163. https://doi.org/10.1016/j.prostr.2025.08.087.
9. Vukojević N., Ištvanić Z., Hadžikadunić F., Bajtarević-Jeleč A. Analysis of the dependence of residual stresses on the structural parameters of vessel heads using experimental design. Structural Integrity and Life. 2025. Vol. 25, No. 1. P. 99–105. https://doi.org/10.69644/ivk-2025-01-0099.
10. Shen B., Zhao T., Hou T., Li Y., Cui Z., Wu K. Effect of pre-strain aging on microstructure and mechanical properties of a structural steel for high-altitude cold regions. Journal of Materials Research and Technology. 2026. Vol. 41. P. 4407–4421. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2026.02.022.

УДК 669.14.018.8:621.74:621.785.6

ВПЛИВ ДЕНДРИТНОЇ ЛІКВАЦІЇ НА ЛОКАЛЬНУ ТЕМПЕРАТУРУ ПОЧАТКУ МАРТЕНСИТНОГО ПЕРЕТВОРЕННЯ У ВИЛИВКАХ СТАЛІ 20Х13

Т.Є. Ліснича[1], Г.А. Кононенко[2]

[1]аспірант, e-mail: Lisnycha.T.Y@nmu.one

[2]д.т.н., старш. дослід., e-mail: Kononenko.H.A@nmu.one

[1,2]кафедра конструювання, технічної естетики і дизайну, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна

[2]Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України, Дніпро, Україна

Анотація. У роботі проаналізовано вплив дендритної ліквації на температуру початку мартенситного перетворення M_s у виливках мартенситної нержавіючої сталі 20Х13. За літературними даними про розподіл легувальних елементів і коефіцієнти дифузії показано, що ліквація хрому не вирівнюється під час аустенітизації, а вуглець перерозподіляється до збагачених хромом ділянок. Розрахунок за емпіричною формулою для мартенситних нержавіючих сталей показав, що локальна M_s в осях дендритів і міждендритних ділянках відрізняється на 33-75°С. Міждендритні ділянки починають перетворюватися, коли осі дендритів уже містять 39-67% мартенситу, а частка залишкового аустеніту в них у 1,6-3,1 рази більша. Обґрунтовано потребу в диференційованому дилатометричному аналізі литого металу.

Ключові слова: мартенситна нержавіюча сталь, 20Х13, виливок, дендритна ліквація, мартенситне перетворення, залишковий аустеніт.

EFFECT OF DENDRITIC MICROSEGREGATION ON THE LOCAL MARTENSITE START TEMPERATURE IN 20Cr13 STEEL CASTINGS

Tetiana Lisnycha[1], Ganna Kononenko[2]

[1]PhD student, e-mail: Lisnycha.T.Y@nmu.one

[2]Dr. Sc. (Eng.), Senior Researcher, e-mail: Kononenko.H.A@nmu.one

[1,2]Department of Engineering and Generative Design, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine

[2]Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov of the NAS of Ukraine, Dnipro, Ukraine

Abstract. The effect of dendritic microsegregation on the martensite start temperature M_s in castings of 20Cr13 (AISI 420 type) martensitic stainless steel was analysed. Literature data on alloying element distribution and diffusion coefficients showed that chromium segregation was not levelled during austenitizing, whereas carbon was redistributed towards chromium-enriched regions. Calculation with an empirical formula for martensitic stainless steels gave a difference of 33-75°C between the local M_s of dendrite axes and interdendritic regions. Interdendritic regions started to transform when dendrite axes already contained 39-67% martensite, and their retained austenite fraction was 1.6-3.1 times higher. The need for a differentiated dilatometric analysis of cast metal was substantiated.

Keywords: martensitic stainless steel, 20Cr13, casting, dendritic microsegregation, martensitic transformation, retained austenite.

Вступ. Мартенситну нержавіючу сталь 20Х13, аналог AISI 420, застосовують для деталей арматури, валів і зубчастих коліс [1], зокрема у вигляді фасонних виливків. Режими гартування таких виливків призначають за температурою початку мартенситного перетворення M_s, яку розраховують за складом аустеніту або визначають дилатометрично. Проте термодинамічні розрахунки складу аустеніту перед гартуванням не враховують ліквації злитка [2], а емпіричні формули для M_s використовують середній склад сталі. Для 12% Cr сталі після прокатки поступовий початок мартенситного перетворення на дилатограмі пояснили саме розподілом локальних M_s, зумовленим міждендритною ліквацією [3]. Для високовуглецевих 13% Cr сталей зазначали, що центральна ліквація не усувається подальшими прокаткою і термічною обробкою [4], тому у виливках, які не деформують, неоднорідність складу і температури M_s має бути суттєвішою.

Мета роботи. Оцінювання розкиду локальної температури M_s у виливках сталі 20Х13, зумовленого дендритною ліквацією, та його впливу на кінетику мартенситного перетворення і частку залишкового аустеніту.

Матеріал і результати досліджень. Сталь типу AISI 420 кристалізувалася з утворенням первинного δ-фериту і подальшою перитектичною реакцією, а міждендритні ділянки збагачувалися C, Cr, Mo і Mn [1]. Зі зниженням швидкості охолодження з $3*10^3$ до $3*10^1$ °C/c

розрахункова частка δ-фериту, що зберігався в осях дендритів, зменшувалася з 29 до 12% [1]. Розподіл елементів, сформований наприкінці кристалізації, майже не змінювався під час подальшого охолодження і твердофазних перетворень [1]. Послідовність впливу ліквації на перетворення у виливку наведено на рис. 1.

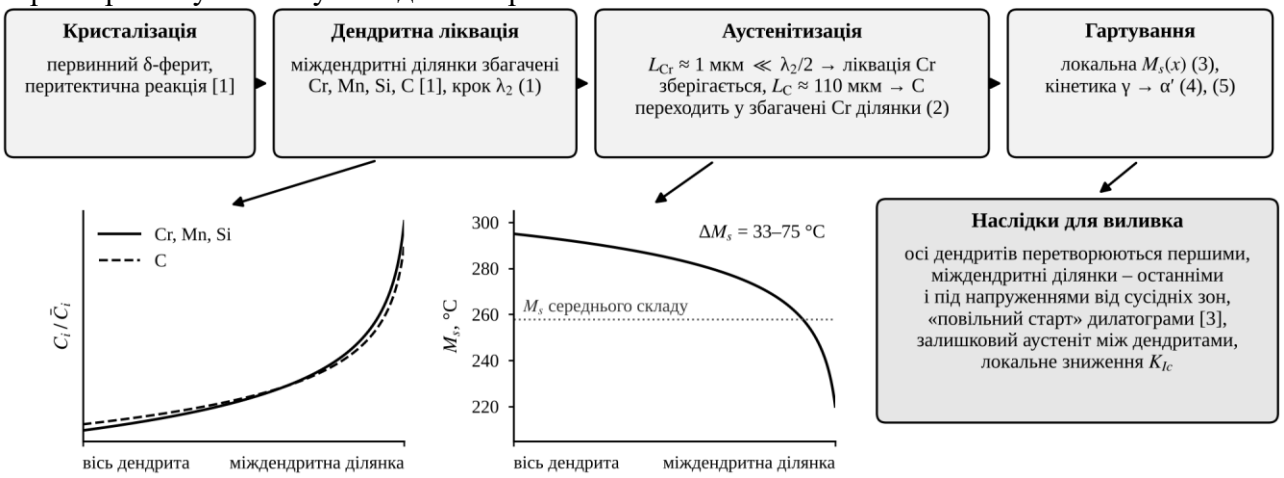


Рисунок 1 – Схема впливу дендритної ліквації на мартенситне перетворення у виливку сталі 20Х13

Масштаб ліквації визначає відстань між вторинними гілками дендритів λ_2, яку для 13 % Cr мартенситної сталі пов'язали з локальним часом кристалізації [4]

$$\lambda_2 = 16{,}5 t_f^{\,0{,}32}, \text{ мкм} \quad (1)$$

де t_f – локальний час кристалізації, с. Для умов центру безперервнолитої заготовки перерізом 200×200 мм t_f становив 435-537 с, а λ_2 – 116-127 мкм [4]. Стандартне відхилення вмісту хрому, виміряне ЕРМА у 12% Cr сталі після прокатки, становило 0,54% [3], а для литої 13% Cr сталі стандартне відхилення індексу ліквації хрому 0,019-0,052 [4] відповідало 0,25-0,68% Cr. У піщаних виливках сталі з 1% Cr амплітуда ліквації Cr і Mn сягала ±30-36% середнього вмісту і мало залежала від товщини виливка в межах 12,5-75 мм [5].

Збереження ліквації після аустенітизації оцінювали за дифузійною довжиною

$$L = \sqrt{D\tau} \quad (2)$$

де D – коефіцієнт дифузії, м²/с, τ – тривалість витримки, с. За 1100 °C у сталі 20Х13 $D_{Cr} = 3{,}3 \cdot 10^{-16}$ м²/с і $D_C = 3{,}32 \cdot 10^{-12}$ м²/с [6], тому за витримки 1 год $L_{Cr} \approx 1{,}1$ мкм, що щонайменше у 50 разів менше за $\lambda_2/2$, тоді як $L_C \approx 110$ мкм. За нижчих температур гартування дифузія хрому ще повільніша. Отже, ліквація хрому після аустенітизації зберігалася, а вуглець встигав перерозподілитися. Оскільки Cr і Mn знижують активність вуглецю, він дифундує в ділянки з підвищеним вмістом цих елементів [3, 7].

Локальну M_s розраховували за формулою, отриманою для мартенситних нержавіючих сталей із 13-18% Cr і 0,2-1% C, похибка якої не перевищувала ±20°C [2]

$$M_s = 699{,}6 - 629{,}5\text{C} - 592{,}3\text{N} - 7{,}5\text{Si} - 33\text{Mn} - \\ -21\text{Cr} - 5{,}3\text{Mo} - 17\text{Ni} - 39\text{V}, \text{°C} \quad (3)$$

де C, N, Si, Mn, Cr, Mo, Ni, V – вміст елементів в аустеніті, мас. %.

Кінетику перетворення описували рівнянням Койстінена-Марбургера [2, 3]

$$f_\text{M} = 1 - \exp[-\alpha(M_s - T)] \quad (4)$$

де f_M – частка мартенситу, T – температура, °C, α – коефіцієнт, для сталі Х20Cr13 α = 0,015 К$^{-1}$ [2]. Для металу з розподілом локальних M_s середню частку мартенситу визначали як [3]

$$\overline{f}_\text{M}(T) = \int_{-\infty}^{\infty} p(M_s) f_\text{M}(T, M_s) \mathrm{d}M_s \quad (5)$$

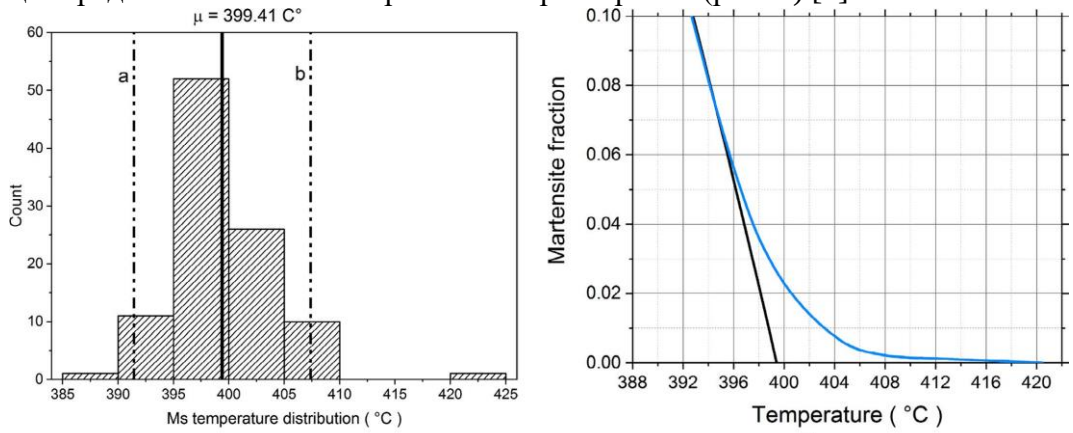
де $p(M_s)$ – щільність розподілу локальних M_s. За рівномірного розподілу вираз (5) має замкнений вигляд і придатний для скінченно-елементного моделювання [3].

Розрахунок виконали для середнього складу сталі 20Х13 (0,20% C, 0,5% Si, 0,5% Mn, 13,0% Cr, 0,3% Ni, 0,03% N) за стандартного відхилення вмісту хрому σ_{Cr} = 0,6%. Відносний розкид Mn, Si і C прийняли за даними [3], причому вуглець змінювався синхронно з хромом. Вісь дендрита і міждендритну ділянку описували складами, відхиленими від середнього на -2σ і +2σ відповідно (табл. 1).

Таблиця 1 – Розрахункові локальні M_s і частка залишкового аустеніту у виливку сталі 20Х13

Показник	Вісь дендрита (-2σ)	Середній склад	Міждендритна ділянка (+2σ)
Вміст Cr, мас. %	11,8	13,0	14,2
Вміст Mn / Si, мас. %	0,46 / 0,42	0,50 / 0,50	0,54 / 0,58
Вміст C, мас. %	0,184	0,200	0,216
M_s за формулою (3), °C	295	258	220
Температура утворення 50 % мартенситу, °C	249	211	174
Залишковий аустеніт за 20 °C, %	1,6	2,8	5,0

Різниця M_S між віссю дендрита і міждендритною ділянкою становила 75°C, з яких 50°C зумовлено хромом, 20°C – вуглецем і 4°C – марганцем і кремнієм. За формулою Кунга-Реймента з коефіцієнтом для хрому, уточненим за дилатограмами 12 % Cr сталі (-6,43 замість -12,1) [3], різниця становила 33°C, що близько до розкиду 31°C, розрахованого за виміряними складами 12% Cr сталі [3]. Отже, очікуваний розкид локальних M_S у виливках сталі 20Х13 становить 33-75°C і перевищує похибку формули (3). Унаслідок цього перетворення розтягується в інтервалі температур. Для 12% Cr сталі збіднені ділянки мали M_S більш ніж на 20°C вище середньої і визначали перші 10% перетворення (рис. 2) [3].



а б

Рисунок 2 – Розподіл локальних M_s (а) і частка мартенситу на початку перетворення (б) у 12% Cr сталі 1.4003 за 100 локальними складами (синя крива) і за середнім складом (чорна крива) [3]

Коли міждендритні ділянки виливка сталі 20Х13 досягають своєї M_S, осі дендритів уже містять 39-67% мартенситу. За охолодження на повітрі зі швидкістю близько 0,1°C/с в інтервалі 400-100°C, виміряною для литої 13% Cr сталі [8], затримка між початком перетворення в цих зонах становить 5-12 хв. Тому міждендритні ділянки перетворюються останніми і під напруженнями від сусідніх зон. Для сталі 13Cr-4Ni температура початку перетворення зростала на 0,147 °C на кожен 1 МПа прикладеного напруження, а перетворення супроводжувалося пластичністю перетворення [9]. Частка залишкового аустеніту в міждендритних ділянках у 1,6-3,1 рази більша, ніж в осях дендритів. Високу чутливість литої 13% Cr сталі до локального складу підтверджує зростання частки залишкового аустеніту більш ніж у 2,5 рази за збільшення вмісту Ni в межах марки з 3,59 до 5,00% [8]. У наплавленій сталі типу AISI 420 міждендритний аустеніт, збагачений легувальними елементами, мав M_S нижче кімнатної температури і зберігався, що знижувало твердість [1]. У міждендритних

ділянках литого металу зосереджуються також неметалеві включення і мікроусадкові пори [5, 7], тому неоднорідне перетворення накладається на ці концентратори напружень і може локально знижувати тріщиностійкість.

Отже, M_s литого металу слід розглядати як інтервал, а CCT-діаграма, побудована за середнім складом, завищує частку мартенситу в міждендритних ділянках. Для зменшення ліквації рекомендували збільшувати тривалість аустенітизації порівняно з деформованим металом [1]. Проте для вирівнювання хрому на відстані $\lambda_2/2 \approx 60$ мкм за 1100 °C потрібна витримка порядку $(\lambda_2/2)^2/D_{Cr} \approx 10^7$ с, тобто понад 3000 год. Тому ліквацийну неоднорідність доцільно зменшувати на стадії кристалізації, оскільки зниження перегріву розплаву та інтенсифікація охолодження зменшували λ_2 та індекси ліквації C, Cr і Mo [4]. Подальші дослідження передбачають дилатометрію зразків, вирізаних з виливка сталі 20Х13, з EDS-картуванням тих самих зразків, визначення параметрів розподілу M_s та їх використання у формі (5) під час моделювання охолодження виливка в THERCAST.

Висновки. У виливках сталі 20Х13 дендритна ліквація хрому не усувається аустенітизацією, оскільки дифузійна довжина хрому за 1100°C і витримки 1 год становить близько 1 мкм, що щонайменше у 50 разів менше за половину відстані між гілками дендритів, тоді як вуглець перерозподіляється до збагачених хромом ділянок. Розрахунок за формулою (3) показав, що локальна M_s в осях дендритів і міждендритних ділянках відрізняється на 33-75°C. Унаслідок цього міждендритні ділянки перетворюються останніми, коли осі дендритів уже містять 39-67% мартенситу, а частка залишкового аустеніту в них у 1,6-3,1 рази більша. Призначення режимів гартування виливків за M_s середнього складу не відображає цієї неоднорідності, тому для литого металу необхідні диференційована дилатометрія і врахування розподілу M_s у моделюванні.

ЛІТЕРАТУРА

1. Lyu Z., Lienert T. J., Li L. Quantification of δ-ferrite and austenite retention in laser-deposited martensitic stainless steel. Journal of Materials Research and Technology. 2024. Vol. 31. P. 2762-2773. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2024.07.037.

2. Kresser S., Schneider R., Zunko H., Sommitsch C. Modelling and simulation of phase formations in martensitic stainless steels. BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte. 2022. Vol. 167, No. 1. P. 23-28. https://doi.org/10.1007/s00501-021-01181-4.

3. Ramesh Babu S., Ivanov D., Porter D. Influence of microsegregation on the onset of the martensitic transformation. ISIJ International. 2019. Vol. 59, No. 1. P. 169-175. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2018-424.

4. Zhong H., Wang R., Han Q., Fang M., Yuan H., Song L., Xie X., Zhai Q. Solidification structure and central segregation of 6Cr13Mo stainless steel under simulated continuous casting conditions. Journal of Materials Research and Technology. 2022. Vol. 20. P. 3408-3419. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.08.115.

5. Basso A., Toda-Caraballo I., San-Martín D., Caballero F. G. Influence of cast part size on macro- and microsegregation patterns in a high carbon high silicon steel. Journal of Materials Research and Technology. 2020. Vol. 9, No. 3. P. 3013-3025. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2020.01.052.

6. Cheiliakh A. P., Fomina E. G., Oliynyk I. M., Cheylyakh Y. A. Mass transfer and diffusion distribution of elements at non-equilibrium steel 20Cr13 austenitization. Metallofizika i Noveishie Tekhnologii. 2020. Vol. 42, No. 2. P. 159-173. https://doi.org/10.15407/mfint.42.02.0159.

7. Basso A. D., Toda-Caraballo I., Eres-Castellanos A., San-Martin D., Jimenez J. A., Caballero F. G. Effect of the microsegregation on martensitic and bainitic reactions in a high carbon-high silicon cast steel. Metals. 2020. Vol. 10, No. 5. Art. 574. https://doi.org/10.3390/met10050574.

8. Kaňa V., Krutiš V., Bořil P., Záděra A., Rimko M. Influence of heat treatment and nickel content on the properties of the GX4CrNi13-4 steel. Archives of Metallurgy and Materials. 2021. Vol. 66, No. 1. P. 37-41. https://doi.org/10.24425/amm.2021.134756.

9. Lévesque J.-B., Baillargeon C., Paquet D., Lanteigne J., Champliaud H. Characterizing and modeling transformation-induced plasticity in 13Cr-4Ni welds upon cooling. Materials. 2023. Vol. 16, No. 22. Art. 7166. https://doi.org/10.3390/ma16227166.

УДК 621.791.05:669.14.018.29

ВПЛИВ ПРУЖНИХ ВІБРАЦІЙНИХ КОЛИВАНЬ НА СТРУКТУРУ ТА МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ СТАЛІ 10Г2ФБ

Н.О. Ротт[1], О.М. Твердохліб

[1]к.т.н., доцент, e-mail: rott.n.o@nmu.one

[2] старший викладач, tverdokhlib.o.m@nmu.one

[1, 2]кафедра конструювання, технічної естетики і дизайну, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна

Анотація. У роботі досліджено вплив механічних коливань низькочастотного звукового діапазону (частоти 60 Гц та 390 Гц) малої питомої потужності (250 Вт) на формування кристалізаційної структури, фазовий склад та комплекс механічних властивостей зварних з'єднань високоміцної низьколегованої сталі 10Г2ФБ (клас міцності Т550 МПа за ДСТУ 8541:2015, категорія Х70 за API 5L / ISO 3183), виконаних механізованим зварюванням порошковим дротом Megafil 821 R у суміші Ar + CO_2. Встановлено, що збудження пружних коливань у ванні розплаву забезпечує подрібнення дендритних утворень, розмиття міжкристалітних меж і суттєве зниження частки вільного доевтектоїдного фериту. Застосування вібрації частотою 60 Гц забезпечує зростання тимчасового опору розриву з 580 до 620 МПа та межі плинності з 510 до 541 МПа (до 547 МПа при 390 Гц) при збереженні високої пластичності (δ = 27,5 %) та підвищенні холодостійкості металу шва (KCU при -40 °С досягає 184,5 Дж/см²).

Ключові слова: *сталь 10Г2ФБ, зварне з'єднання, пружні коливання, вібраційна обробка, метал шва, зона термічного впливу, мікроструктура, механічні властивості, холодостійкість.*

EFFECT OF ELASTIC VIBRATIONAL OSCILLATIONS ON THE STRUCTURE AND MECHANICAL PROPERTIES OF WELDED JOINTS OF 10G2FB STEEL

N.O. Rott[1], O.M. Tverdohlib

[1]Ph.D., Associate Professor, e-mail: rott.n.o@nmu.one

[2] Senior Lecturer, tverdokhlib.o.m@nmu.one

[1, 2]Department of Engineering and Generative Design, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper addresses the effect of low-frequency elastic vibrations (60 Hz and 390 Hz) of low specific power (250 W) on the crystallization behavior, phase composition, and mechanical properties of welded joints of high-strength low-alloy 10G2FB steel (API 5L X70 grade, DSTU 8541:2015) produced by mechanized gas-shielded arc welding with Megafil 821 R flux-cored wire. It is established that transmitting elastic vibrations into the molten weld pool suppresses coarse dendritic growth, blurs intercrystalline boundaries, and significantly reduces the proportion of brittle proeutectoid grain-boundary ferrite. The 60 Hz vibration mode increases ultimate tensile strength from 580 to 620 MPa and yield strength from 510 to 541 MPa (up to 547 MPa at 390 Hz) while maintaining excellent plastic elongation (δ = 27.5%) and cold resistance (KCU at -40 °C reaches 184.5 J/cm²).

Keywords: *10G2FB steel, welded joint, elastic vibrations, low power density, weld seam, heat-affected zone, microstructure, mechanical strength, impact toughness.*

Вступ. Низьколеговані мікролеговані сталі підвищеної міцності, зокрема сталь 10Г2ФБ контрольованої прокатки (клас міцності Т550 МПа за ДСТУ 8541:2015, категорія Х70 згідно зі стандартом API 5L / ISO 3183), широко використовуються у мостобудуванні, транспортному машинобудуванні та магістральних нафтогазових трубопроводах завдяки вдалому поєднанню високої несучої здатності та задовільної зварюваності. Проте під час зведення та ремонту відповідальних будівельних металоконструкцій в умовах відкритого монтажу стаціонарні термічні печі для нормалізації або відпуску швів є недоступними, а застосування потужних електронагрівачів є вкрай енерговитратним. Внаслідок високих швидкостей охолодження у металі шва та на ділянці перегріву зони термічного впливу (ЗТВ) нерідко формуються грубі стовпчасті дендрити, оточені несуцільними або сітчастими виділеннями доевтектоїдного фериту. Така неоднорідна макро- та мікроструктура знижує в'язкість руйнування та створює передумови для крихкого сколювання за від'ємних кліматичних температур.

Перспективним і високоефективним фізико-технологічним методом вирішення цієї проблеми є введення пружних коливань звукового діапазону в рідку зварювальну ванну безпосередньо під час горіння дуги та первинної кристалізації металу [1, 2]. Механічні вібрації малої питомої потужності генерують у рідкому розплаві знакозмінні динамічні напруження, інтенсифікують кавітаційне диспергування ростучих кристалів, розламують осі дендритів і

сприяють формуванню великої кількості штучних центрів затвердіння [3–6]. Разом із тим, у практиці зварювання товстолистового прокату сталі 10Г2ФБ вплив низькочастотних режимів вібрації (60 і 390 Гц) на тонке структурне розшарування та комплекс статичних і динамічних властивостей залишається недостатньо систематизованим.

Мета роботи. Комплексне експериментальне дослідження впливу пружних вібраційних коливань низькочастотного звукового діапазону (60 та 390 Гц) малої питомої потужності (250 Вт) на характер структуроутворення, морфологію ферито-бейнітної фази, рівень твердості, характеристики статичної міцності та показники ударної в'язкості металу шва і зони термічного впливу зварних з'єднань сталі 10Г2ФБ.

Матеріал і результати досліджень. Дослідження виконували на промислових зразках листового прокату низьколегованої мікролегованої сталі 10Г2ФБ товщиною 18 мм класу міцності Т550 МПа, виготовленого за технологією контрольованої прокатки згідно з вимогами чинного стандарту ДСТУ 8541:2015 (відповідає категорії Х70 за міжнародним стандартом API 5L / ISO 3183). Хімічний склад металу: 0,10 % C; 1,65 % Mn; 0,25 % Si; 0,09 % V; 0,035 % Nb; 0,008 % S; 0,014 % P; залишок – Fe. Механізоване зварювання стикових з'єднань розміром 290×140×18 мм із V-подібним розкриттям крайок виконували порошковим дротом Megafil 821 R діаметром 1,2 мм у захисному газовому середовищі Ar (82 %) + CO_2 (18 %). Режим зварювання: струм Ізв = 160–180 А, напруга дуги Uд = 26–28 В, швидкість зварювання Vзв = 11,4–13,0 м/год, погонна енергія процесу складала 9,5 кДж/см.

Для збудження пружних коливань застосовували електромеханічний вібраційний пристрій потужністю 250 Вт, жорстко зафіксований на технологічній оснастці зварного вузла. Досліджено два базові динамічні режими (табл. 1): низькочастотний резонансний режим при частоті 60 Гц та підвищений звуковий режим при 390 Гц.

Таблиця 1 – Параметри пружних вібраційних коливань при зварюванні з'єднань сталі 10Г2ФБ

Тип сталі та геометрія з'єднання	Частота коливань N, Гц	Оберти збуджувача n, об/хв	Вібраційне зміщення Sпк, мкм	Швидкість зміщення Vпк, мм/с
10Г2ФБ, 290×140×18 мм	60	3500	10,0…11,1	4,3…5,2
10Г2ФБ, 290×140×18 мм	390	3500	10,0…11,1	4,3…5,2

Оптична та електронна металографія швів, виконана відповідно до вимог ДСТУ EN ISO 17639:2014, показала якісну зміну мікроструктури. Без накладання вібрації метал шва характеризується виразною стовпчастою будовою з розвинутими дендритами та суцільними оболонками доевтектоїдного фериту товщиною 15–25 мкм, розташованими вздовж первинних аустенітних меж. У середині дендритів переважає пластинчастий та глобулярний бейніт. Під дією вібраційних коливань частотою 60 Гц спостерігається інтенсивне дроблення стовпчастих дендритів: розмір кристалічних блоків зменшується у 2,5–3 рази, міжкристалітні межі стають розмитими, а доевтектоїдний ферит виділяється у вигляді ізольованих глобулярних включень. За частоти 390 Гц також відбувається зменшення дендритності, проте найбільш однорідний дрібнодисперсний ферито-бейнітний комплекс формується саме при частоті 60 Гц. На ділянках перегріву ЗТВ зафіксовано формування високодисперсної ферито-перлітної структури без утворення гартівних голчастих мартенситних ділянок.

Оцінку механічних характеристик зварних з'єднань виконували на основі комплексу статичних випробувань на розтяг згідно з чинними стандартами ДСТУ EN ISO 4136:2014 та ДСТУ ISO 6892-1:2019, а також динамічних випробувань зразків типу Шарпі з V-подібним надрізом відповідно до ДСТУ EN ISO 9016:2022 та ДСТУ EN ISO 148-1:2020 у кліматичному діапазоні температур від +20 °C до -40 °C (табл. 2).

Таблиця 2 – Механічні властивості металу зварних з'єднань сталі 10Г2ФБ

Режим зварювання та частота	Тимчасовий опір σB, МПа	Межа плинності σT, МПа	Подовження δ_5, %	Звуження ψ, %	KCU (+20 °C), Дж/см²	KCU (-40 °C), Дж/см²
Базовий (без вібрації)	580	510	27,0	76,5	168	142
Вібрація N = 60 Гц	620	541	27,5	78,5	181	184,5
Вібрація N = 390 Гц	606	547	27,0	76,5	174	158

Аналіз механічних характеристик свідчить про суттєве зміцнення металу шва без шкоди для показників пластичності. При накладанні коливань частотою 60 Гц тимчасовий опір розриву σB зростає на 40 МПа (+6,9 %), а межа плинності σT — на 31 МПа (+6,1 %). При цьому відносне видовження δ_5 залишається на стабільному рівні 27,5 %, а відносне звуження ψ підвищується до 78,5 %. При частоті 390 Гц також фіксується зростання міцності (σB = 606 МПа, σT = 547 МПа). Вирішальною перевагою режиму 60 Гц є винятково висока холодостійкість металу шва: ударна в'язкість KCU при випробуваннях за температури -40 °C складає 184,5 Дж/см², що на 30 % перевищує значення вихідного шва без вібрації (142 Дж/см²). Аналіз зламів ударних зразків підтвердив переважання в'язкого ямкового мікрорельєфу з високою енергоємністю руйнування.

Тонкі металофізичні дослідження дозволяють пояснити цей ефект специфікою поведінки мікролегуючих елементів сталі 10Г2ФБ (ванадію та ніобію). Завдяки дії знакозмінних динамічних напружень у ванні розплаву та інтенсивному перемішуванню розплавленого металу [7, 8] створюються умови для однорідного виділення нанорозмірних карбонітридних часток V(C,N) та Nb(C,N), які рівномірно блокують переміщення дислокацій всередині зерен і запобігають утворенню небезпечних локальних концентраторів напружень. Вимірювання мікротвердості структурних складових за Віккерсом згідно з ДСТУ EN ISO 9015-1:2015 показало зниження градієнта твердості на межі сплавлення та ЗТВ з 240–260 HV до 190–210 HV, що гарантує відсутність схильності до утворення холодних тріщин.

Практична реалізація та рекомендації. Отримані результати мають безпосереднє прикладне значення для мостобудівної галузі. При виконанні зварювальних і ремонтно-відновлювальних робіт на мостових переходах (зокрема, при модернізації вузлів приєднання ребер жорсткості до головних балок прогонових будов [1, 2]) накладання вібрації 60 Гц потужністю 250 Вт дозволяє відмовитися від коштовного супутнього підігріву металоконструкцій при температурах монтажу до мінус 10 °C. Компактність електромеханічних вібраторів та простота їх кріплення на технологічних струбцинах забезпечують високу технологічну мобільність у польових умовах.

Висновки. 1. Експериментально підтверджено високу технологічну ефективність застосування пружних коливань низькочастотного звукового діапазону (частота 60 Гц) малої питомої потужності (250 Вт) при механізованому зварюванні відповідальних стикових з'єднань товстолистової високоміцної мікролегованої сталі 10Г2ФБ порошковим дротом Megafil 821 R у суміші Ar + CO_2.
2. Встановлено, що передача пружних коливань у рідку зварювальну ванну докорінно змінює механізм первинної кристалізації: руйнує стовпчасті дендрити, подрібнює структуру у 2,5–3 рази, пригнічує утворення крихкої міжкристалітної сітки доевтектоїдного фериту та сприяє формуванню дисперсної однорідної ферито-бейнітної матриці зі сприятливим розподілом нанорозмірних карбонітридів.
3. Доведено, що зварювання за дії пружних коливань 60 Гц забезпечує зростання тимчасового опору розриву до 620 МПа та межі плинності до 541 МПа при одночасному стрибкоподібному підвищенні ударної в'язкості KCU при від'ємній температурі -40 °C до 184,5 Дж/см² (+30 %

порівняно з вихідним швом). Розроблена технологія рекомендується для будівельного монтажу, виготовлення та ремонту відповідальних елементів мостових металоконструкцій в умовах відкритого будівництва.

ЛІТЕРАТУРА

1. Ротт Н. О. Вплив вібраційної дії малої питомої потужності на структуру зварного шва. Вісник Придніпровської державної академії будівництва та архітектури. 2016. № 4. С. 24–30.
2. Большаков В. І., Спиридонова І. М., Ротт Н. О. Вплив низькочастотних коливань на структуру наплавленого металу. Будівництво, матеріалознавство, машинобудування. Дніпропетровськ: ПДАБА, 2013. Вип. 69. С. 71–75.
3. Шаблій О. М., Пулька Ч. В., Сенчишин В. С. Віброіндукційне наплавлення тонких плоских деталей. Тези доповідей 10-го Міжнародного симпозіуму українських інженерів-механіків у Львові. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2011. С. 289–290.
4. Пат. 54204 Україна, МПК B23K 13/00. Спосіб наплавлення тонких плоских сталевих деталей / О. М. Шаблій, Ч. В. Пулька, В. С. Сенчишин та ін. № u 2010 05307; заявл. 30.04.2010; опубл. 25.10.2010, Бюл. № 20.
5. Campbell J. Effects of vibration during solidification. International Metals Reviews. 1981. Vol. 26, No. 2. P. 71–108. DOI: https://doi.org/10.1179/imtr.1981.26.1.71.
6. Eskin G. I. Ultrasonic Treatment of Light Alloy Melts. Amsterdam: Gordon and Breach Science Publishers, 1998. 234 p.
7. Xu H., Jian X., Meek T. T., Han Q. Degassing of molten aluminum A356 alloy using ultrasonic vibration. Materials Letters. 2004. Vol. 58, No. 29. P. 3669–3673.
8. Mizutani Y., Miwa K., Yasue K., Tamura T., Sakaguchi Y., Ohura Y. Effect of the electromagnetic vibration intensity on microstructural refinement of Al-7%Si alloy. Materials Transactions. 2004. Vol. 45, No. 6. P. 1944–1948.

СЕКЦІЯ 3. МАТЕМАТИЧНЕ ТА КОМП'ЮТЕРНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ВІДПОВІДАЛЬНИХ КОНСТРУКЦІЙ І СИСТЕМ

УДК 669.715; 004.85

ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ КОНТАКТНОЇ ВЗАЄМОДІЇ В СКЛАДЕНІЙ ЦИЛІНДРИЧНО-КОНІЧНІЙ ОБОЛОНКОВІЙ КОНСТРУКЦІЇ

Д.В. Акімов[1], М.В.Родькіна[2], І.А. Василенко[3]

[1]начальник сектору, e-mail: Akimoff2017@gmail.com
[2]начальник групи, e-mail: rodkina.mary1@gmail.com
[3]провідний інженер, e-mail: Vasilenkoirenkirin@gmail.com
[1,2,3]Державне підприємство "Конструкторське бюро "Південне" ім. М.К. Янгеля, Дніпро, Україна

Анотація. У роботі наведено результати чисельного дослідження напружено-деформованого стану складеної несучої металевої конструкції, що складається з підкріпленої циліндрично-конічної оболонки та зовнішньої сталевої сітки, з'єднаних за допомогою притискних гвинтових елементів. Дослідження базується на застосуванні зв'язаного нелінійного підходу в часовій області (Multi-Step Non-Linear Structural Analysis) у середовищі MSC.NASTRAN. Враховано комплекс факторів геометричної нелінійності, нелінійної поведінки матеріалів та складних змінних умов контактної взаємодії. Показано, що в початковій конфігурації затягування притискних гвинтів спричиняє локальну концентрацію напружень у зонах дискретного контакту, яка перевищує гранично допустимі значення. Запропоновано конструктивне рішення щодо оптимізації схеми притиску шляхом збільшення кількості гвинтових з'єднань. На основі повторного розрахунку доопрацьованої моделі підтверджено забезпечення умов міцності та сформовано рекомендації щодо проведення подальших експериментальних випробувань.

Ключові слова: *циліндрично-конічна оболонка, напружено-деформований стан, сітчаста структура, контактна взаємодія, концентрація напружень, метод скінченних елементів, нелінійний аналіз.*

INVESTIGATION OF THE STRESS-STRAIN STATE AND OPTIMIZATION OF CONTACT INTERACTION IN AN ASSEMBLED CYLINDRICAL-CONICAL SHELL STRUCTURE

Dmytro Akimov[1], Mariia Rodkina[2], Iryna Vasylenko[3]

[1]Head of Sector, e-mail: Akimoff2017@gmail.com
[2]Head of group, rodkina.mary1@ gmail.com
[3]Lead Engineer, e-mail: Vasilenkoirenkirin@ gmail.com
[1,2,3]"Yuzhnoye" State Design Office, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper presents the results of a numerical study on the stress-strain state of a complex load-bearing metallic structure consisting of a stiffened cylindrical-conical shell and an external steel mesh joined by clamping screw elements. The research is based on a coupled nonlinear approach in the time domain (Multi-Step Non-Linear Structural Analysis) using MSC.NASTRAN. A comprehensive set of factors, including geometric nonlinearity, nonlinear material behavior, and complex variable contact interaction conditions, was taken into account. It is shown that in the initial configuration, the tightening of the clamping screws causes localized stress concentrations in discrete contact zones exceeding the maximum allowable limits. A structural solution is proposed to optimize the clamping scheme by increasing the number of screw joints. Based on a re-analysis of the refined model, compliance with strength conditions was confirmed, and recommendations for subsequent experimental testing were formulated.

Keywords:*. cylindrical-conical shell, stress-strain state, mesh structure, contact interaction, stress concentration, finite element method, non-linear analysis.*

Вступ. При інтеграції складених тонкостінних оболонкових конструкцій із зовнішніми сітчастими або функціональними елементами з використанням контактної взаємодії вирішальне значення має визначення напружено-деформованого стану як основних несучих силових елементів (оболонок, шпангоутів), так і локальних зон концентрації напружень у місцях передачі концентрованих зусиль. Сучасні тенденції проектування високонавантажених авіаційних та ракетно-космічних конструкцій вимагають максимального зниження їхньої матеріаломісткості при одночасному забезпеченні надійності за умов складного статичного навантаження [1]. Застосування дискретних елементів кріплення (гвинтів, притискних планок)

для фіксації сітчастих структур на тонкостінних каркасах призводить до виникнення вираженої тривимірної концентрації напружень у зонах локального контакту. Неврахування реальних факторів контактної взаємодії, таких як перерозподіл контактних тисків, наявність зон ковзання та можливого відриву, може призвести до передчасної локальної втрати стійкості або пластичних деформацій матеріалу оболонки. Оскільки класичні аналітичні методи теорії оболонок не дозволяють у повній мірі врахувати дискретність контакту та нелінійні ефекти деформування, виникає необхідність застосування розширених чисельних методів механіки деформівного твердого тіла на основі методу скінченних елементів (МСЕ) у розширеній нелінійній постановці.

Мета роботи.

Проведено чисельне визначення напружено-деформованого стану (НДС) складеної несучої конструкції за умов складної контактної взаємодії елементів, оцінка рівня концентрації напружень у зонах дискретного притиску в нелінійній постановці, а також обґрунтування необхідних геометричних та конструктивних параметрів елементів кріплення задля забезпечення закладених запасів міцності. Для досягнення цієї мети побудовано адекватну тривимірну скінченно-елементну модель складеної конструкції з урахуванням особливостей циліндрично-конічної оболонки, шпангоутів, сітки та елементів попереднього затягування, реалізовано розрахункову схему зв’язаного нелінійного аналізу з урахуванням геометричної нелінійності, нелінійності матеріалів і еволюції контактних станів, виконано оцінку несучої здатності початкової конфігурації на визначальний розрахунковий випадок та в разі виявлення зон недопустимої концентрації напружень запропоновано та обґрунтовано конструктивні зміни із повторним аналізом НДС оптимізованої системи [2].

Постановка задачи.

Розглянуто складену тонкостінну конструкцію, що складається з несучої циліндричної та конічної оболонок, з'єднаних між собою силовим проміжним шпангоутом, і зовнішньої сталевої сітки, встановленої на поверхню оболонок з використанням контактної взаємодії. Складена конструкція «оболонки — сітка» представлена на рисунку 1 [3]. Фіксація та щільний обтиск сітки забезпечуються за допомогою нормованого затягування притискних гвинтів із передачею зусиль через систему дискретних контактних зон на визначальний розрахунковий випадок навантаження. При цьому під час постановки задачі впроваджено комплекс умов деформування, що охоплює геометричну нелінійність із урахуванням великих переміщень тонкостінних елементів, нелінійність матеріалу для опису пружно-пластичної поведінки, а також контактні граничні умови, які передбачають двосторонній контакт із можливістю відриву, тангенційного ковзання з тертям та перерозподілу контактного тиску в процесі навантаження.

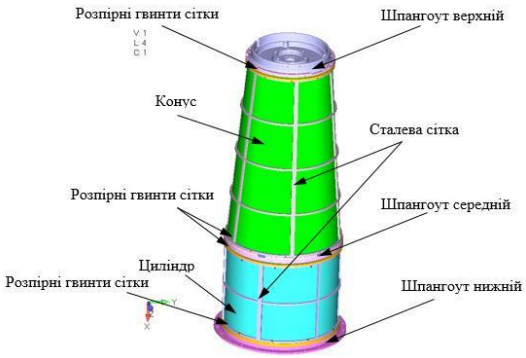


Рисунок 1 – Складена конструкція, що включає несучу циліндрично-конічну оболонку зі шпангоутами та зовнішню сталеву сітку

Моделювання. Для визначення НДС складеної конструкції було побудовано скінченно-елементну модель. Скінченно-елементна модель та розрахункова схема представлені на рисунку 2. При проведенні розрахунків використовувався метод скінченних елементів і оснований на ньому програмний комплекс MSC.NASTRAN. Чисельне дослідження

напружено-деформованого стану складеної конструкції, що включає несучу циліндрично-конічну оболонку зі шпангоутами та зовнішню сталеву сітку, базується на зв'язаному нелінійному підході у часовій області (Multi-Step Non-Linear Structural Analysis) [4]. У зв’язку з наявністю геометричної нелінійності, нелінійності матеріалу та складних умов перемикання контактних станів, розв'язання рівнянь динамічної рівноваги реалізується на основі неявного ітераційного методу Ньютона-Рафсона. На першому етапі розрахунку моделюється попереднє напруження конструкції, що виникає внаслідок нормованого затягування гвинтів та щільного притиску сітки до поверхні оболонки до упору. Для коректного відстеження локальних зон контакту, ковзання та відриву сітки від каркаса застосовується метод штрафних функцій із адаптивним управлінням тангенційною жорсткістю та контролем допустимого проникнення. Шляхом введення матричної стабілізації та застосування модифікованої неявної схеми інтегрування за часом (Modified Generalized Alpha) забезпечується ефективне придушення чисельних високочастотних осциляцій (деренчання), які неминуче виникають у зоні дискретного сітчастого контакту при мікропереміщеннях. Застосування адаптивного управління кроком часу з використанням критерію збіжності за переміщеннями дозволяє коректно пройти етапи локального перерозподілу зусиль під час обтиску сітки гвинтами, уникнувши штучних зривів збіжності та нескінченних бісекцій. Отримані поля напружень і деформацій дозволяють достовірно оцінити несучу здатність тонкостінної конструкції та ефективність передачі зусиль попереднього натягу через зону дискретного контакту.

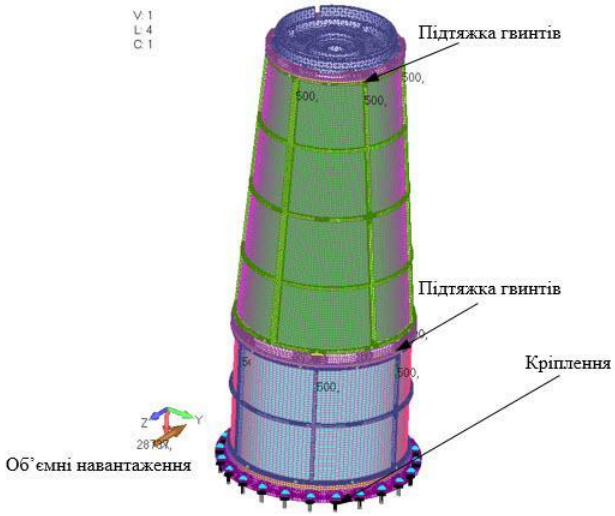


Рисунок 2 – Скінченно-елементна модель складеної конструкції

Аналіз результатів та оптимізація конструкції. За результатами чисельного моделювання визначено напружено-деформований стан складеної конструкції, що включає несучу циліндрично-конічну оболонку зі шпангоутами та зовнішню сталеву сітку, на визначальний розрахунковий випадок навантаження. Аналіз отриманих розрахункових напружень виявив наявність вираженої локальної концентрації напружень у зонах дискретного контакту під притискними гвинтами, рівень яких перевищував допустимі значення для матеріалу оболонки. З метою усунення перенапружень та забезпечення закладених запасів міцності було виконано оптимізацію елементів кріплення шляхом збільшення кількості притискних гвинтів, що дозволило перерозподілити та суттєво знизити контактний тиск. Доопрацьовану конструктивну схему «оболонки — сітка» представлено на рисунку 3. Повторний розрахунок напружено-деформованого стану оптимізованої системи показав, що впроваджені зміни забезпечили зниження максимальних напружень у місцях притиску до рівня, який не перевищує гранично допустимих значень для оболонки. Таким чином, міцність складеної конструкції у визначальному розрахунковому випадку забезпечується в повному обсязі. Порівняльні результати розрахунку початкового та доопрацьованого варіантів складеної конструкції наведено на рисунках 4 та 5.

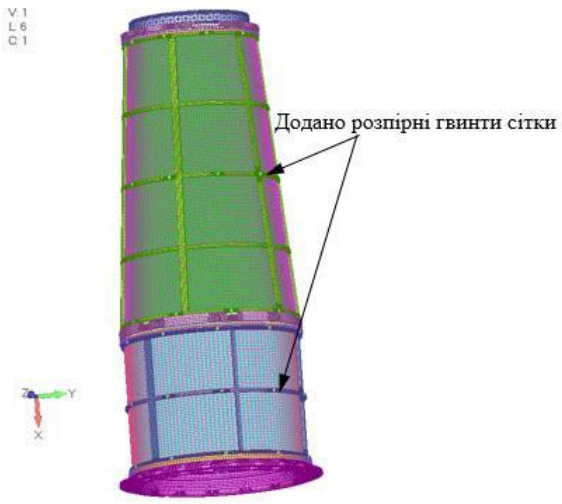


Рисунок 3 – Скінченно-елементна складеної конструкції з внесенням змін

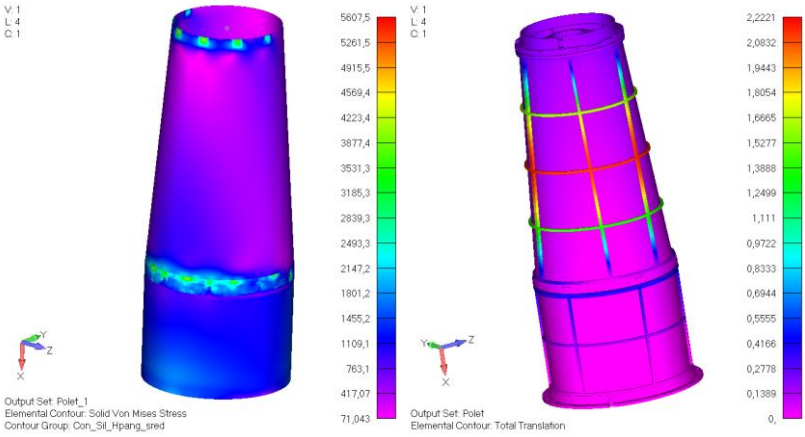


Рисунок 4 – Розподілення максимальних розрахункових напружень (кгс/см^2) та переміщень (см) в складеної конструкції

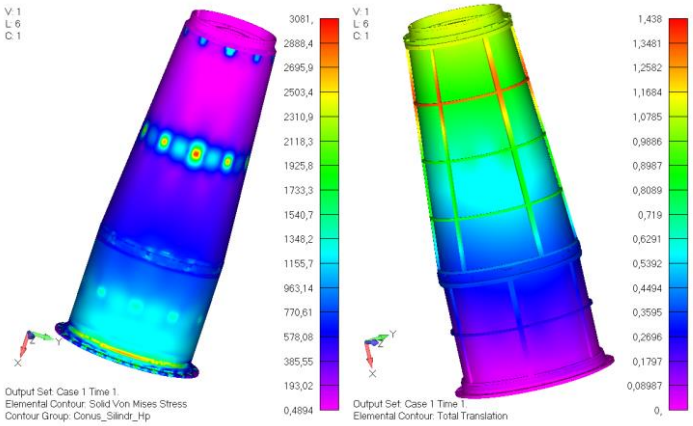


Рисунок 5 – Розподілення максимальних розрахункових напружень (кгс/см^2) переміщень (см) в складеної конструкції з урахуванням внесених змін

Висновки.

Розглянуто взаємодію циліндрично-конічної оболонки зі шпангоутами та зовнішньої сталевої сітки з урахуванням геометричної нелінійності, нелінійності матеріалу та умов контактної взаємодії. Аналіз у програмному комплексі MSC.NASTRAN (із застосуванням неявного методу Ньютона-Рафсона та методу штрафних функцій) показав локальну концентрацію напружень у місцях затягування гвинтів, що перевищувала гранично допустимі

значення. Шляхом збільшення кількості гвинтів притискання та перерозподілу зусиль попереднього натягу вдалося знизити рівень напружень у зонах контакту до безпечного рівня. Доопрацьована конструкція задовольняє вимогам міцності у визначальному розрахунковому випадку та рекомендована до наступного етапу — проведення статичних, функціональних і віброміцнісних випробувань [5].

ЛІТЕРАТУРА

1. Григоренко Я. М., Мухоєд О. П. Чисельне рішення задач статики та динаміки анізотропних підкріплених оболонок. — Київ: Вища школа, 2015. — 312 с.
2. Зайцев Д. В., Пискунов С. О. Чисельні методи в задачах контактної взаємодії елементів конструкцій з урахуванням нелінійностей. — К.: ВПЦ "Київський університет", 2018. — 284 с.
3. Дехтярук Є. С., Баженов В. А. Чисельні методи розрахунку нелінійного деформування та стійкості складених оболонкових систем. — Київ: КНУБА, 2016. — 240 с.
4. MSC.Software Corporation. MSC.Nastran Advanced Nonlinear Theory and User’s Guide (SOL 401 / SOL 402). — Santa Ana, CA: MSC.Software Corp., 2020. — 650 p.
5. Bathe K.-J. Finite Element Procedures. — 2nd ed. — Watertown, MA: Klaus-Jürgen Bathe, 2014. — 1037 p.

УДК 669.715; 004.85

АНАЛІЗ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТА МІЦНОСТІ УПОРУ КОНСОЛІ КРИЛА В УМОВАХ ДОДАТКОВОГО НЕРЕГЛАМЕНТОВАНОГО СИЛОВОГО НАВАНТАЖЕННЯ

В.В. Бабуров[1], В.В. Гусєв[2], Д.В. Клименко[3], О.О. Слісаренко[4]

[1]начальник відділу, e-mail: literator11@i.ua
[2]к.т.н., провідний науковий співробітник
[3] к.т.н., начальник комплексу, e-mail: Klymenko_dv@hotmail.com
[4]провідний інженер, e-mail: Alexslesarenko1986@gmail.com
[1,2,3,4]Державне підприємство «Конструкторське бюро «Південне» ім. М.К. Янгеля, Дніпро, Україна

Анотація. В даній роботі розглянута актуальна задача пов'язана з додатковим нерегламентованим силовим впливом на конструкцію, що не був закладений при проектуванні. Задача розглянута на прикладі упору консолі крила, що нерегламентовано зруйнувався за рахунок удару кронштейну консолі крила по корпусу упору при випробуваннях на розкриття крил. Представлена оцінка величини нерегламентованого силового навантаження, його вплив на напружено-деформований стан та міцність упору консолі крила. Розроблені рекомендації щодо доробки конструкції упору та представлені результати розрахунків міцності дороблені конструкції.

Ключові слова: *упор консолі крила, напружено-деформований стан, міцність, контактна взаємодія, скінчено-елементна модель, нелінійний аналіз.*

ANALYSIS OF THE STRESS-STRAIN STATE AND STRENGTH OF A WING CANTILEVER UNDER ADDITIONAL UNREGULATED FORCE LOADING

Volodymyr Baburov[1], Vyacheslav Gusev[2], Dmytro Klymenko[3], Oleksandr Slisarenko[4]

[1] Head of the Department, e-mail: literator11@i.ua
[2] Ph.D. in Engineering, Lead Researcher
[3]Ph.D. in Engineering, Head of the Complex, e-mail: Klymenko_dv@hotmail.com
[4]Lead Engineer, e-mail: Alexslesarenko1986@gmail.com
[1,2,3,4]Yuzhnoye" State Design Office, Dnipro, Ukraine

Abstract. This paper examines a pressing problem related to an additional, unregulated force acting on a structure that was not accounted for during the design phase. The problem is examined using the example of a wing cantilever support that failed unexpectedly when the wing cantilever bracket struck the support housing during deployment tests. This paper presents an assessment of the magnitude of unregulated force load, its effect on the stress-strain state, and the load-bearing capacity of the wing console support. Recommendations have been developed for refining the design of the support, and the results of strength calculations for the refined design are presented.

Keywords: *wing console support, stress-strain state, strength, contact interaction, finite element model, nonlinear analysis.*

Вступ. Під час відпрацювання виробів виникають задачі пов'язані з додатковим нерегламентованим силовим впливом на конструкцію, що не був закладений при проектуванні. Заміна таких елементів конструкції є досить складним трудомістким процесом, тому спочатку необхідно проаналізувати характер та значення додаткового силового навантаження, його вплив на напружено-деформований стан і міцність конструкції, і при необхідності розробити рекомендації щодо доробки елементів конструкції, враховуючи наявність інших пов'язаних елементів, їх габарити, інтерфейси, тощо.

Розглянемо рішення даної задачі на прикладі міцності упору крила при додатковому силовому навантаженні.

Мета роботи. В даній роботі представлені результати оцінки величини додаткового силового навантаження, його вплив на напружено-деформований стан (НДС) та міцність упору крила. Представлені рекомендації щодо доробки конструкції упору та результати розрахунків НДС та міцності дороблені конструкції при дії квазістатичного силового навантаження оціненого за результатами випробувань.

Загальна частина.

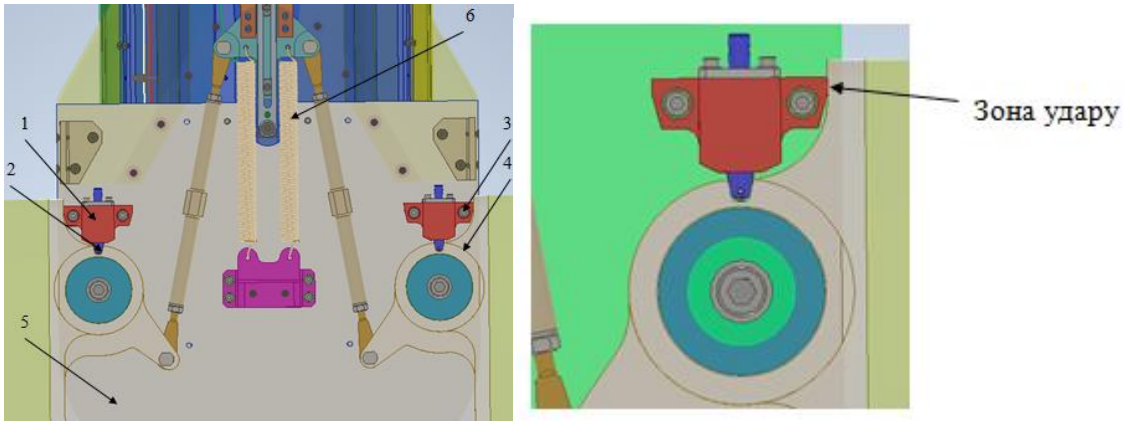
При проведенні випробувань на розкриття крил з пружинами підвищеної жорсткості відбулось нерегламентоване руйнування упорів консолей крила за рахунок удару кронштейну консолі по корпусу упору.

В забезпечення корегування конструкції упорів проведена:

– оцінка величини та впливу нерегламентованого силового навантаження на напружено-деформований стан та міцність упору;

– оцінка напружено-деформованого стану та міцності дороблені конструкції упору при дії квазістатичного силового навантаження оціненого за результатами випробувань.

Штатна конструкція упору складається з корпусу в який встановлюється елементи фіксації консолі крила. Корпус виконаний із алюмінієвого сплаву 5083 встановлюється на плиті крильового модуля за допомогою двох гвинтів М5×0,8 зі сталі класом міцності 12.9. Кронштейн консолі крила виконано з титанового сплаву Ti6AL4V. Загальний вигляд встановлення консолей крила (з упорами) представлено на рисунку 1.



1 – корпус; 2 – фіксатор; 3 – гвинти кріплення корпусу М5×0,8; 4 – кронштейн консолі крила; 5 – плита встановлення; 6 – пружини системи розкриття консолей

Рисунок 1 – Загальний вигляд встановлення консолей крила (консолі в розкритому положенні)

Результати проведених випробувань показали: руйнування корпусів (наявні видимі зміни конструкції, та заміни в зоні ударів), руйнування гвинтів М5×0,8 кріплення корпусу лівого та збереження цілісності гвинтів кріплення корпусу правого. Це дозволяє зробити висновок, що для проведення оцінки міцності дороблені конструкції корпусу діюче ударне навантаження можливо привести до квазістатичної сили прикладеної до кронштейну в зоні його контакту з корпусом при якій відбувається руйнування гвинтів кріплення корпусу до плити.

Оцінка діючої квазістатичної сили, що викликала руйнування корпусів та гвинтів їх кріплення, проводилось методом скінчено-елементного моделювання з використанням програмного комплексу NASTRAN [1 – 4]. КЕ-модель складалась із кронштейну, упору (корпусу з елементами фіксації та гвинтами кріплення), плити, елементів встановлення консолі крила (осі, бронзових гільзи та кільця, кришки, та гвинтів кріплення кришки та осі). При моделюванні використовувались твердотільні елементи типу «Solid» та елементи типу «Beam» (для гвинтів кріплення кришки та осі). Граничні умови в моделі – закріплення по гвинтам плити та умова симетрії на її краю. Розрахунки параметрів НДС упору з кронштейном проводилось з врахуванням фізичної та геометричної нелінійності і умов контакту відповідних елементів (тип аналізу Multi-Step Structural): кронштейну з елементами його встановлення, кронштейну з корпусом, корпусу з плитою, гвинтів М5×0,8 з корпусом. В зоні різьбових з’єднань гвинтів М5 з плитою задана «склейка». Контакт між фіксатором та кронштейном відсутній.

Оцінка діючої сили проводилась методом підбору необхідного значення сили при якому напруження/зусилля в гвинтах досягає межи міцності матеріалу/руйнівних значень зусиль на гвинт. Модель навантажувалась силою Q_y прикладеною до поверхні кронштейну в зоні його контакту з корпусом. Загальний вигляд КЕ моделі представлено на рисунку 2.

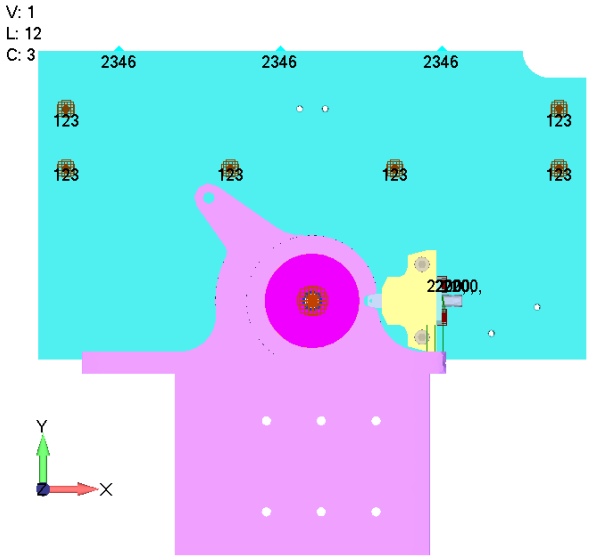
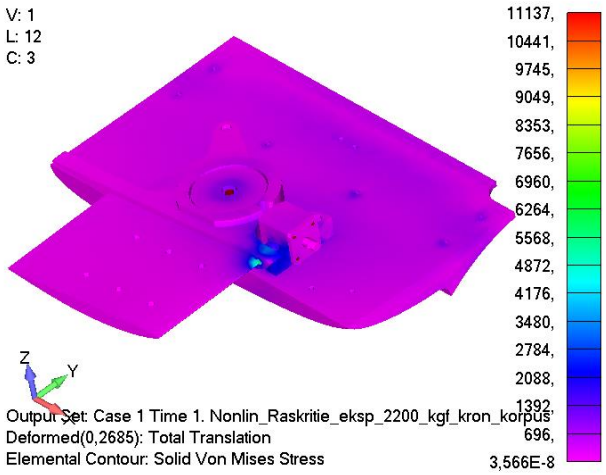
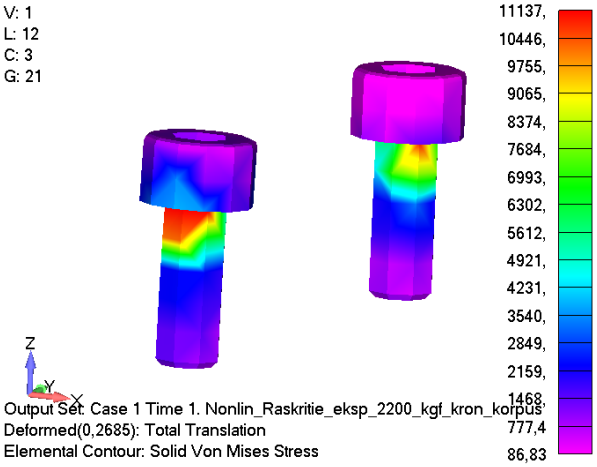


Рисунок 2 – Загальний вид КЕ моделі

Вигляд НДС основних силових елементів при навантаженні силою Q_y = 2200 кгс представлено на рисунках 3 – 6, а параметри НДС приведені в таблиці 1. В таблиці 2 наведені запаси міцності основних силових елементів при навантаженні силою Q_y = 2200 кгс при коефіцієнті безпеки 1.

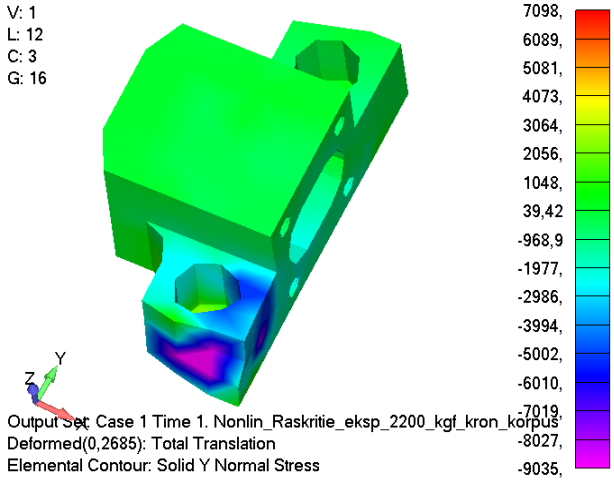


КЕ модель в цілому



гвинти М5×0,8 кріплення корпусу

Рисунок 3 – НДС конструкції упору з кронштейном при навантаженні силою Q_y = 2200 кгс



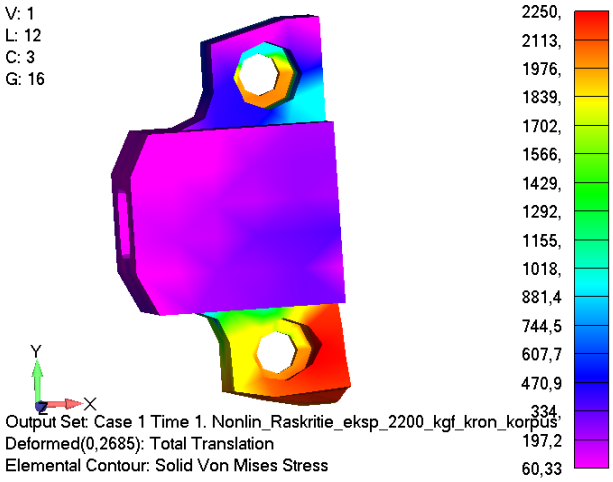


Рисунок 4 – НДС корпусу при навантаженні силою Q_y = 2200 кгс

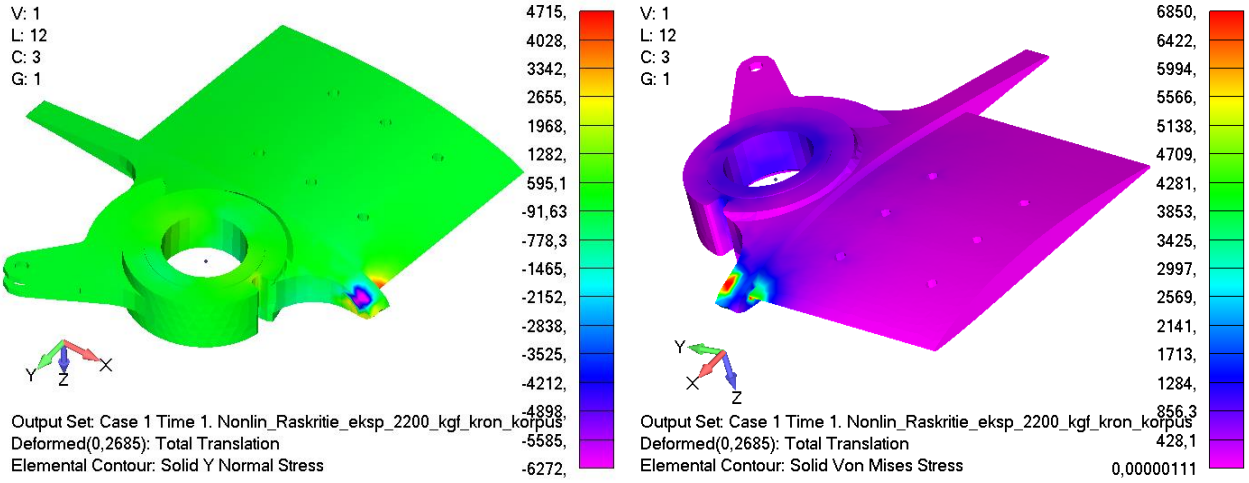


Рисунок 5 – НДС кронштейну при навантаженні силою Q_y = 2200 кгс

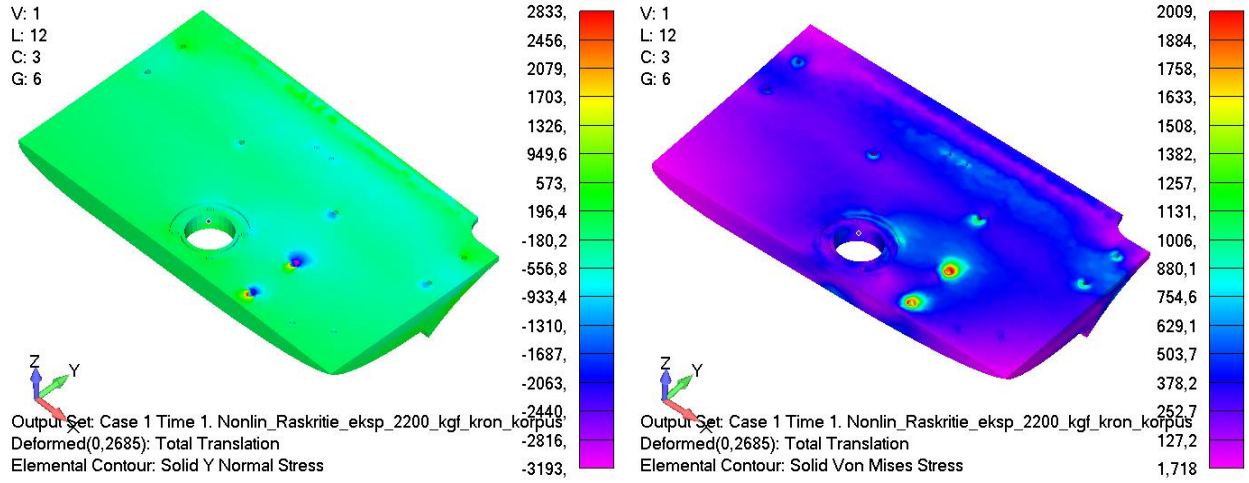


Рисунок 6 – НДС плити при навантаженні силою Q_y = 2200 кгс

Таблиця 1 – Напружений стан основних силових елементів при навантаженні силою Q_y = 2200 кгс

Деталь	σ_x, кгс/см²	σ_y, кгс/см²	σ_z, кгс/см²	$\sigma_м$, кгс/см²
Корпус	5545	7098	5820	2250
	-7736	-9035	-6723	
Кронштейн	5361	4715	2125	6850
	-2525	-6272	-1314	
Плита	1989	2833	1579	2009
	-1411	-3193	-1489	
Гвинти М5×0,8	3359	6868	6685	11137
	-4920	-8636	-5944	

Таблиця 2 – Запаси міцності основних силових елементів при навантаженні силою Q_y = 2200 кгс

Деталь	Матеріал	σ, кгс/см²	$\sigma_в$, кгс/см²	$\eta_м$	η
Корпус	5083-H32	-9035 2250*	2850	1,26	0,31 0,47**
Кронштейн	Ti6AL4V	6850	11000	1,60	1,60
Плита	5083-H32	-3193 2009*	2850	1,41	0,89 1,33**
Гвинти М5×0,8	Клас міцності 12.9	11137	12000	1,07	1,07
σ – експлуатаційні напруження;					

$\sigma_в$ – межа міцності;
$\eta_м$ – коефіцієнт запасу міцності розрахований відносно напружень за фон Мізесом;
η – коефіцієнт запасу міцності;
)* – в напруження по фон Мізесу
)** – запас міцності розрахований відносно напружень зминання, при цьому $\sigma_в^{см} = 1{,}5 \cdot \sigma_в$

Аналіз результатів розрахунків показав, що при навантаженні силою Q_y = 2200 кгс відбувається руйнування корпусу шляхом його зминання в зоні контакту з кронштейном, що відповідає стану корпусу після випробувань. Руйнування решти елементів конструкції при навантаженні силою Q_y = 2200 кгс не відбувається. Враховуючи руйнування гвинтів кріплення одного корпусу діюча сила дещо вища за Q_y = 2200 кгс.

За результатами оцінки діючої квазістатичної сили, що викликала руйнування корпусів та гвинтів кріплення одного корпусу, її значення складає Q_y = 2500 кгс (2200·1,1 ≈ 2500 кгс).

Проведена доробка конструкції упору:

– заміна матеріалу корпусу на сталь 09Х16Н4Б;
– встановлення гвинтів М8×1,25 замість М5×0,8. Клас міцності гвинтів 12.9;
– доробка корпусу для встановлення гвинтів М8×1,25.

При розрахунках використовувалась КЕ-модель відповідно рисунку 2 з врахуванням дороблені конструкції упору. Коефіцієнт безпеки приймався 1.3.

Параметри НДС основних силових елементів при навантаженні розрахунковою силою Q_y^P = 3250 кгс приведені в таблиці 3. В таблиці 4 наведені запаси міцності основних силових елементів при навантаженні розрахунковою силою Q_y^P = 3250 кгс.

Таблиця 3 – Напружений стан основних силових елементів при навантаженні силою Q_y^P = 3250 кгс

Деталь	σ_x^P, кгс/см²	σ_y^P, кгс/см²	σ_z^P, кгс/см²	$\sigma_м^P$, кгс/см²
Корпус	2949	4888	3175	8537
	-2583	-11000	-3837	
Кронштейн	3032	3805	1549	5532
	-1837	-5385	-1646	
Плита	3063	3817	3668	2034
	-2720	-4036	-3373	
Гвинти М8×1,25	4920	6541	11881	10226

Таблиця 4 – Запаси міцності основних силових елементів при навантаженні силою Q_y^P = 3250 кгс

Деталь	Матеріал	σ^P, кгс/см²	$\sigma_в$, кгс/см²	$\eta_м$	η
Корпус	09Х16Н4Б	11000 8537*	10000	1,17	0,90 1,36**
Кронштейн	Ti6AL4V	5532	11000	1,98	1,98
Плита	5083-Н32	-4036 2034*	2850	1,40	0,70 1,05**
Гвинти М8×1,25	Клас міцності 12.9	11881 10226*	12000	1,17	1,01

σ^P – розрахункові напруження;
$\sigma_в$ – межа міцності;
$\eta_м$ – коефіцієнт запасу міцності розрахований відносно напружень за фон Мізесом;
η – коефіцієнт запасу міцності;
)* – в напруження по фон Мізесу
)** – запас міцності розрахований відносно напружень зминання, при цьому $\sigma_в^{см} = 1{,}5 \cdot \sigma_в$

За результатами розрахунків міцність дороблені конструкції упору консолі крила при навантаженні квазістатичною силою Q_y = 2500 кгс діючої в момент удару при розкритті крил достатня.

Висновки.

Результати оцінки напружено-деформованого стану штатної конструкції упору консолі крила показали задовільну збіжність з результатами випробувань та станом конструкції після них. Відмічене руйнування корпусів при нормальних напруженнях перевищуючих граничні напруження зминання матеріалу ($1{,}5\cdot\sigma_B$), при цьому напруження за фон Мізесом не перевищують межу міцності.

За результатами оцінки діючої квазістатичної сили, що викликала руйнування корпусів та гвинтів кріплення одного корпусу, її значення складає Q_y = 2500 кгс.

Доопрацьована конструкція упору консолі крила, враховуючи збереження конструкції кронштейну консолі та плити встановлення. Результати оцінки напружено-деформованого стану та міцності елементів дороблеої конструкції упору консолі крила показали, що міцність конструкції при навантаженні квазістатичною силою Q_y = 2500 кгс достатня.

Враховуючи зміну матеріалу корпусу з алюмінієвого сплаву на сталь та вірогідного збільшення діючого навантаження внаслідок підвищення жорсткості удару рекомендується встановити в зоні контакту кронштейну з корпусом «поглинач удару».

ЛІТЕРАТУРА

1. Зайцев Д. В., Пискунов С. О. Чисельні методи в задачах контактної взаємодії елементів конструкцій з урахуванням нелінійностей. К.: ВПЦ "Київський університет", 2018. 284 с.
2. MSC.Software Corporation. MSC.Nastran Advanced Nonlinear Theory and User’s Guide (SOL 401 / SOL 402). Santa Ana, CA: MSC.Software Corp., 2020.
3. Bathe K.-J. Finite Element Procedures. 2nd ed. Watertown, MA: Klaus-Jürgen Bathe, 2014.

УДК 519.6:621.51

ПРО ПРЕДСТАВЛЕННЯ ЦІЛЬОВОЇ ФУНКЦІЇ ПРИ ОПТИМІЗАЦІЇ ТЕХНІЧНИХ СИСТЕМ

Ю.О. Кваша[1], Н.А. Зіневич[2]

[1]завідувач відділу, доктор технічних наук, старший науковий співробітник, e-mail: yukv@i.ua
[2]молодший науковий співробітник, e-mail: zinevich7385@gmail.com
[1,2] Інститут технічної механіки
Національної академії наук України і Державного космічного агентства України, Дніпро, Україна

Анотація. Розглядається питання попередньої оцінки значень цільової функції у всій багатовимірній області зміни незалежних змінних на основі нерегулярного набору точок, де відомі її значення. Таке питання виникає на етапі вибору стратегії подальшого пошуку екстремуму функції цілі при оптимізації різних технічних систем. Як основний метод інтерполяції застосовується послідовне чисельне розв'язання рівняння Лапласа й рівняння дифузії на рівномірних розрахункових сітках. Використання рівняння дифузії на додаток до рівняння Лапласа обґрунтовано необхідністю підвищення якості інтерполяції, тому що в противному випадку поблизу вузлів інтерполяції формуються неприйнятно великі градієнти функції, що інтерполює. Показано, що дане небажане явище може бути істотно ослаблено шляхом обчислення коефіцієнта дифузії на основі градієнта функції, що інтерполює, розрахованої за рівнянням Лапласа.

Ключові слова: *інтерполяція функції, нерегулярний набір точок, багатовимірний куб, рівняння Лапласа, рівняння дифузії.*

ON THE REPRESENTATION OF THE OBJECTIVE FUNCTION IN THE OPTIMIZATION OF TECHNICAL SYSTEMS

Yurii Kvasha[1], Nataliia Zinevych[2]

[1] Head of Department, Doctor of Technical Sciences, Senior Researcher, e-mail: yukv@i.ua
[2]Junior Researcher, e-mail: zinevich7385@gmail.com
[1,2] Institute of Technical Mechanics
of the National Academy of Sciences of Ukraine and the State Space Agency of Ukraine, Dnipro, Ukraine

Abstract. The study addresses the preliminary estimation of objective function values across the entire multidimensional domain of independent variables, based on an irregular set of points where the values are known. This issue arises when selecting a strategy for the subsequent search for the function's extremum during the optimization of various technical systems. The primary interpolation method employed involves the sequential numerical solution of the Laplace and diffusion equations on uniform computational grids. The use of the diffusion equation in addition to the Laplace equation is justified by the need to improve interpolation quality, as otherwise, unacceptably large gradients of the interpolating function form near the interpolation nodes. It is shown that this undesirable phenomenon can be significantly mitigated by calculating the diffusion coefficient based on the gradient of the interpolating function obtained from the Laplace equation.

Keywords: *function interpolation, irregular set of points, multidimensional cube, Laplace equation, diffusion equation.*

Вступ. Підвищення ефективності функціонування різних технічних систем часто вимагає проведення витратних за часом процедур оптимізації їх геометричних та режимних параметрів. Наприклад, при аеродинамічній оптимізації лопаткових вінців компресорів газотурбінних двигунів на основі чисельного моделювання просторових газових течій за прийнятний час можна оцінити ефективність не більш як кількох десятків варіантів просторової форми вінців [1]. При цьому виникає завдання оцінки отриманих результатів розрахунків. Часто це завдання можна сформулювати в такий спосіб.

Є область зміни незалежних змінних, яка може бути представлена як багатовимірний куб. У цій області вибирається послідовність точок, в яких розраховуються значення обраної цільової функції. Зазначена послідовність зазвичай являє собою нерегулярний набір точок, тобто дані точки не утворюють регулярну (структуровану) сітку. В якості такої послідовності можуть бути використані рівномірно розподілені послідовності [2] невеликої довжини. Для подальшого пошуку екстремуму цільової функції доцільно виконати інтерполяцію даної функції в усій області, що розглядається.

Для вирішення цього завдання використовуються в основному такі методи, як побудова "поверхонь відгуку" [3-4] на основі результатів невеликих серій розрахунків значень цільової

функції, у тому числі із залученням еволюційних алгоритмів і алгоритмів на основі моделювання штучних нейронних мереж [5]. Тим не менш, питання оцінки значень цільової функції у всій багатовимірній області зміни незалежних змінних (що важливо для вибору стратегії подальшого пошуку екстремуму) залишається актуальним.

Мета роботи – побудова методики інтерполяції цільової функції для випадку, коли вузли інтерполяції задані нерегулярним набором точок у багатовимірному кубі.

Результати досліджень. При побудові методики за основу прийнято підхід, який викладено у роботах [6, 7]. Суть його полягає у наступному. Нехай у площині змінних x_1, x_2 розташовано прямокутну область з границею, позначеною позицією 1 на рис. 1. У цій області побудовано регулярну сітку. У вузлах, позначених маркером 2, значення деякої функції невідомі, а вузлах, позначених маркером 3 – задані. При цьому вузли, позначені маркером 3 (вузли інтерполяції), являють собою, взагалі кажучи, нерегулярний набір точок.

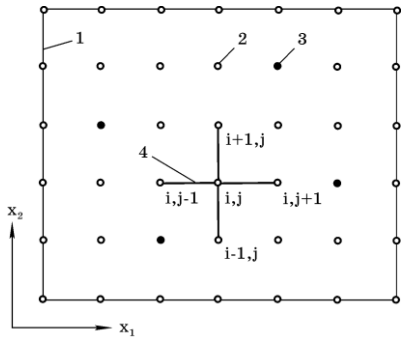


Рисунок 1 – Шаблон схеми. 1 – границя області; 2 – вузли для розрахунку значень функції; 3 – вузли інтерполяції; 4 – шаблон різницевої схеми

Як основний метод інтерполяції застосовується послідовне чисельне розв'язання рівняння Лапласа й рівняння дифузії на рівномірних розрахункових сітках.

$$\frac{\partial^2 F}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2 F}{\partial x_2^2} = 0 \qquad (1)$$

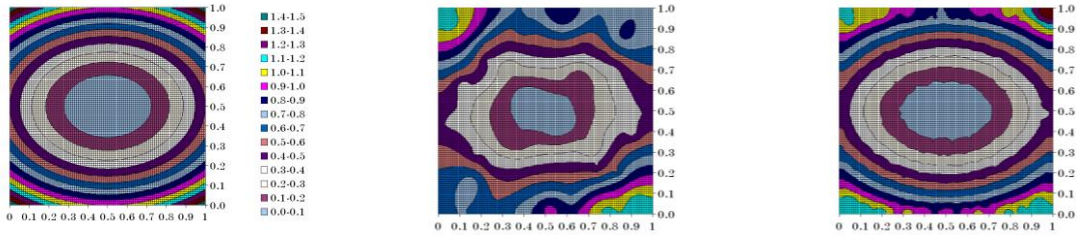
$$\frac{\partial}{\partial x_1} D \frac{\partial \overline{F}}{\partial x_1} + \frac{\partial}{\partial x_2} D \frac{\partial \overline{F}}{\partial x_2} = 0, \qquad (2)$$

$$D = C\left[\left(\frac{\partial F}{\partial x_1}\right)^2 + \left(\frac{\partial F}{\partial x_2}\right)^2\right]^{\alpha} \qquad (3)$$

де F – функція, розрахована за рівнянням Лапласа; $\overline{F}$ – функція, що інтерполює; D – коефіцієнт дифузії; C – довільна константа; α – коефіцієнт, величина якого може вибиратися в діапазоні від 0,5 до 1.

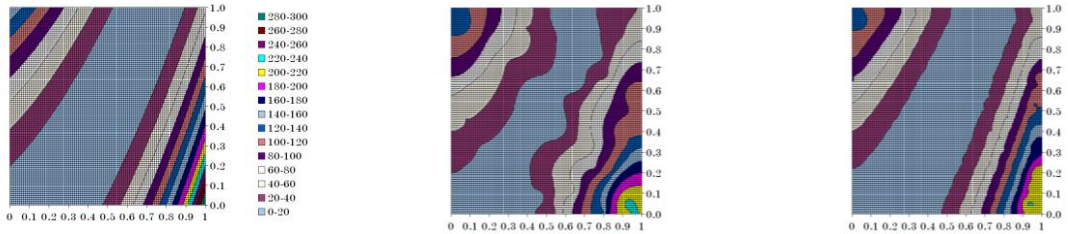
Використання рівняння дифузії на додаток до рівняння Лапласа обґрунтовано необхідністю підвищення якості інтерполяції, тому що в противному випадку поблизу вузлів інтерполяції формуються неприйнятно великі градієнти функції, що інтерполює. Показано, що дане небажане явище може бути істотно ослаблене шляхом обчислення коефіцієнта дифузії на основі градієнта функції, що інтерполює, розрахованої за рівнянням Лапласа. У результаті сформовано методику інтерполяції цільової функції при оптимізації технічних систем, що дозволяє використовувати як вузли інтерполяції нерегулярний набір точок в одиничному квадраті.

Працездатність запропонованої методики продемонстровано на трьох істотно різних тестових функціях [8], показано можливість оцінки виду вихідної функції вже при трьох-чотирьох десятках вузлів інтерполяції навіть у випадку наявності декількох мінімумів в області змінних.



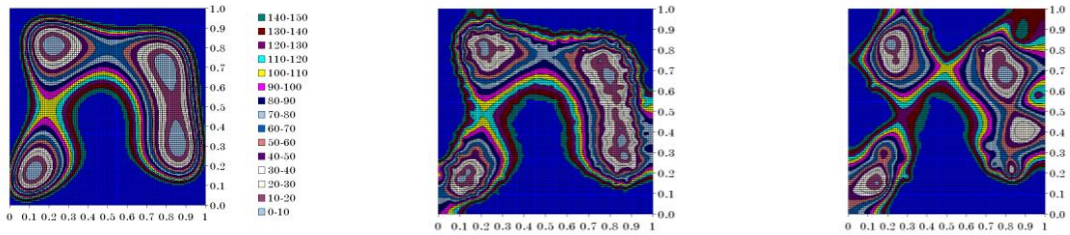
а) б) в)

Рисунок 2 – Інтерполяція функції сфери. а) – ізолінії вихідної функції; б) – ізолінії функції, побудованої з використанням 32 вузлів інтерполяції; в) – ізолінії функції, побудованої з використанням 256 вузлів інтерполяції



а) б) в)

Рисунок 3 – Інтерполяція функції Розенброка. а) – ізолінії вихідної функції; б) – ізолінії функції, побудованої з використанням 32 вузлів інтерполяції; в) – ізолінії функції, побудованої з використанням 256 вузлів інтерполяції



а) б) в)

Рисунок 4 – Інтерполяція функції Хіммельблау. а) – ізолінії вихідної функції; б) – ізолінії функції, побудованої з використанням 32 вузлів інтерполяції; в) – ізолінії функції, побудованої з використанням 256 вузлів інтерполяції

Запропонована методика інтерполяції функцій з урахуванням співвідношень (1) – (3) може бути поширена на багатовимірний випадок.

Висновки. Запропоновано методику інтерполяції цільової функції при оптимізації технічних систем, що дозволяє використовувати як вузли інтерполяції нерегулярний набір точок в одиничному квадраті. Працездатність запропонованої методики продемонстровано на трьох істотно різних тестових функціях. Розроблена методика досить просто може бути поширена на випадок багатьох змінних, коли вузли інтерполяції задано в багатовимірному кубі. Таким чином, розвинено існуючі підходи до інтерполяції функцій багатьох змінних у найбільш складному випадку – коли вузли інтерполяції розташовані нерегулярно. Отримані при дослідженні результати можуть бути використані при оптимізації технічних систем.

ЛІТЕРАТУРА

1. Кваша Ю. А., Зиневич Н. А. Аэродинамическая оптимизация пространственной формы лопатки рабочего колеса сверхзвуковой компрессорной ступени. Техническая механика. 2016. № 3. С. 35–42.
2. Соболь И. М., Статников Р. Б. Выбор оптимальных параметров в задачах со многими критериями. М.: Наука, 1981. 110 с.
3. Chan-Sol Ahn, Kwang-Yong Kim. Aerodynamic design optimization of an axial flow compressor rotor. Proc. of ASME TURBO EXPO 2002. (Amsterdam, June 3–6, 2002). Amsterdam (The Netherlands), 2002. 7 p.
4. Sivashanmugam V. K., Arabnia M., Ghaly W. Aero-structural optimization of an axial turbine stage in three-dimensional flow Proc. of ASME TURBO EXPO 2010. (Glasgow, June 14–18, 2010). Glasgow (UK), 2010. 14 p.

5. Технология поверхности отклика. URL: http://www.iosotech.com/ru/response_surface.htm (Дата обращения: 21.05.2018).
6. Press W. H. Laplace Interpolation. The University of Texas at Austin, CS 395T, Spring 2010.
URL: http://numerical.recipes/CS395T/lectures2010/2010_19_LaplaceInterpolation.pdf. (Last accessed: 20.05.2018).
7. Caspers P. Laplace Interpolation. URL: https://quantlib.wordpress.com/tag/laplace-interpolation/ (Last accessed: 20.05.2018).
8. Тестовые функции для оптимизации. Википедия. URL: https://ru.wikipedia.org/wiki/Тестовые_функции_для_оптимизации (Дата обращения: 20.05.2018).

УДК 519.876.5:536.21:620.22-419.8

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТА АСИМПТОТИЧНИЙ АНАЛІЗ ЕФЕКТИВНОЇ ТЕПЛОПРОВІДНОСТІ ВОЛОКНИСТИХ КОМПОЗИТІВ РЕГУЛЯРНОЇ СТРУКТУРИ ДЛЯ КОНСТРУКЦІЙ СПЕЦІАЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

І.В. Андріанов[1], Г.А. Старушенко[2], Н.В. Хозяйкіна[3]

[1]д.ф.-м.н., професор, e-mail: igor.andrianov@gmail.com
[2]д.т.н., професор, e-mail: starushenko.h.a@nmu.one
[3]к.т.н., доцент, e-mail: khoziaikina.n.v@nmu.one
[1]кафедра та інститут загальної механіки, Рейнсько-Вестфальський технічний університет, Аахен, Німеччина
[2,3]кафедра будівництва, геотехніки і геомеханіки, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна

Анотація. У роботі розглянуто математичні моделі волокнистих композитних матеріалів регулярної структури з включеннями різної геометрії. Досліджено ефективні теплофізичні характеристики таких структур, що має важливе значення для проєктування конструкцій спеціального призначення та забезпечення необхідних теплових режимів їх експлуатації. Проведено асимптотичний аналіз трифазної моделі композиту та моделі теорії змащення. Отримано відповідні асимптотичні співвідношення для ефективного параметра теплопровідності та встановлено оцінки меж їхньої застосовності.

Ключові слова: *волокнистий композит, асимптотичний аналіз, трифазна модель композиту, теорія змащення, теплопровідність, ефективний параметр.*

MATHEMATICAL MODELING AND ASYMPTOTIC ANALYSIS OF THE EFFECTIVE THERMAL CONDUCTIVITY OF REGULARLY STRUCTURED FIBROUS COMPOSITES FOR SPECIAL PURPOSE STRUCTURES

Ihor Andrianov[1], Halyna Starushenko[2], Nataliia Khoziaikina[3]

[1]Doctor of Physical and Mathematical Sciences, Professor, e-mail: igor.andrianov@gmail.com
[2]Doctor of Technical Sciences, Professor, e-mail: starushenko.h.a@nmu.one
[3]Ph.D., Associate Professor, e-mail: khoziaikina.n.v@nmu.one
[1]Chair and Institute of General Mechanics, RWTH Aachen University, Aachen, Germany
[2,3]Department of Civil Engineering, Geotechnics and Geomechanics, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper considers mathematical models of regularly structured fibrous composite materials with inclusions of various geometries. The effective thermophysical properties of these structures are investigated, which is of great importance for the design of special purpose structures and ensuring the required thermal operating conditions. An asymptotic analysis of a three-phase composite model and a lubrication theory model is performed. The corresponding asymptotic relations for the effective thermal conductivity parameter are derived, and estimates of the limits of their applicability are established.

Keywords: *fibrous composite, asymptotic analysis, three-phase composite model, lubrication theory, thermal conductivity, effective parameter.*

Вступ. Сучасні конструкції спеціального та відповідального призначення потребують застосування матеріалів із прогнозованими теплофізичними характеристиками, здатних забезпечувати необхідний рівень теплозахисту та надійності в умовах складних експлуатаційних впливів. Особливого значення набувають композитні матеріали, властивості яких можуть цілеспрямовано формуватися шляхом вибору структури, геометрії та співвідношення компонентів.

Волокнисті композитні матеріали регулярної структури перспективні для використання у теплозахисних і захисних конструкціях спеціального та відповідального призначення, зокрема в елементах захисту об’єктів критичної інфраструктури, де важливим є прогнозування та регулювання теплових потоків. Ефективна теплопровідність таких матеріалів визначається не лише теплофізичними властивостями окремих компонентів, а й їхньою просторовою організацією, характером міжфазної взаємодії та геометричними параметрами структури.

У зв’язку з цим актуальним є розвиток математичних моделей, які дають змогу встановлювати залежності між структурними параметрами композиту та його ефективними

теплофізичними характеристиками. В умовах локального перегріву або інтенсивних теплових ударів точний розрахунок макроскопічної теплопровідності є визначальним фактором для запобігання деградації та втрати несучої здатності відповідальних конструкцій. Особливий інтерес становлять асимптотичні методи, що дозволяють отримувати аналітичні співвідношення для ефективних параметрів у задачах із вираженою багатомасштабністю та складною геометрією внутрішньої структури.

Мета роботи. Математичне моделювання та асимптотичний аналіз ефективної теплопровідності волокнистих композитів регулярної структури з включеннями різної геометрії, встановлення залежностей ефективних теплофізичних характеристик від структурних параметрів матеріалу та визначення меж застосовності отриманих асимптотичних співвідношень.

Матеріал і результати досліджень. Розглядається двофазний мікронеоднорідний матеріал, що складається з неперервної матриці та періодично розташованих у ній циліндричних включень із характерним розміром у профілі a. Структура є двоперіодичною з періодом, однаковим в обох напрямках; включення розташовані за квадратною сіткою.

Для композитного масиву розглядається задача теплопровідності; у загальному випадку фази композиту мають різні теплопровідності: λ^+ та λ^- відповідно в матриці Ω_i^+ і вставках Ω_i^-, $\lambda^-/\lambda^+ = \lambda$. Застосування методу двохмасштабних розкладів [1] та теорії осереднення [2, 3] дає змогу звести вихідну задачу для багатозв'язної області до задачі в області характерної структурної одиниці композиту – комірці, де «швидкі» змінні ξ, η мають масштаб вимірювання $-1 \le \xi, \eta \le 1$. У «швидких» змінних ξ, η задача на комірці (локальна задача) записується у вигляді [4]:

$$\frac{\partial^2 u_1^+}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 u_1^+}{\partial \eta^2} = 0 \ \text{ в } \ \Omega_i^+; \ \ \frac{\partial^2 u_1^-}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 u_1^-}{\partial \eta^2} = 0 \ \text{ в } \ \Omega_i^- \ ; \tag{1}$$

$$u_1^+ = u_1^-; \ \ \frac{\partial u_1^+}{\partial \bar{\boldsymbol{n}}} - \lambda \frac{\partial u_1^-}{\partial \bar{\boldsymbol{n}}} = (\lambda - 1)\frac{\partial u_0}{\partial \boldsymbol{n}} \ \text{ на } \ \partial\Omega_i; \tag{2}$$

$$u_1^+\Big|_{\xi=1} = u_1^+\Big|_{\xi=-1}; \ \ u_1^+\Big|_{\eta=1} = u_1^+\Big|_{\eta=-1}; \ \ \frac{\partial u_1^+}{\partial \xi}\Big|_{\xi=1} = \frac{\partial u_1^+}{\partial \xi}\Big|_{\xi=-1}; \ \ \frac{\partial u_1^+}{\partial \eta}\Big|_{\eta=1} = \frac{\partial u_1^+}{\partial \eta}\Big|_{\eta=-1}, \tag{3}$$

де u_1^+, u_1^- – функції розподілу температури першого наближення відповідно в матриці Ω_i^+ та включеннях Ω_i^-; $\partial\Omega_i$ – контур включення; u_0 – функція розподілу температури нульового наближення в гладкій області комірки; $\bar{\boldsymbol{n}}, \boldsymbol{n}$ – зовнішня нормаль до контуру включення, записана відповідно у «швидких» та «повільних» змінних.

Трифазна модель композита (ТФМ) розв'язання локальної задачі.

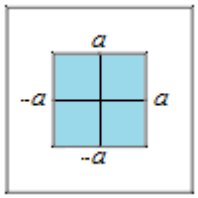
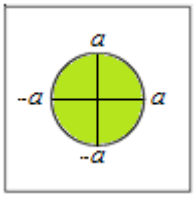
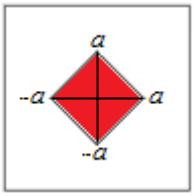
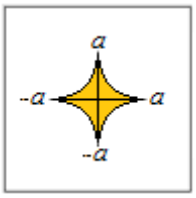
Суть моделі полягає в тому, що вся періодична структура, за винятком однієї комірки, замінюється однорідним осередненим середовищем $\tilde{\Omega}$ з невідомим (шуканим) ефективним коефіцієнтом теплопровідності q [5].

Запропонована геометрична ідеалізація в рамках моделі полягає в тому, що у нульовому наближенні контур включення $\partial\Omega_i$ та квадратний контур матриці (комірки) $\partial\tilde{\Omega}$ замінюються відповідно колами радіусів r_0^-, r_0^+, які обираються таким чином, щоб зберігалася рівність площ вихідної та перетвореної областей включення і комірки:

$$\pi\left(r_0^-\right)^2 = S_{\Omega_i^-}; \ \pi\left(r_0^+\right)^2 = 4, \text{ тобто } r_0^- = \sqrt{\frac{S_{\Omega_i^-}}{\pi}}; \ r_0^+ = \frac{2}{\sqrt{\pi}}. \tag{4}$$

Аналітичні вирази ефективних параметрів теплопровідності, визначені за ТФМ для включень різної геометрії, наведені в табл. 1.

Таблиця 1 – Ефективні коефіцієнти теплопровідності композитів із включеннями різної форми

Форма включень			
 **Квадратне включення**	 **Кругле включення**	 **Ромбічне включення**	 **Криволінійне ромбічне включення**
ТФМ			
$q_{sq}=\frac{1-a^2+\lambda\left(1+a^2\right)}{1+a^2+\lambda\left(1-a^2\right)}$	$q_{cir}=\frac{4-\pi a^2+\lambda\left(4+\pi a^2\right)}{4+\pi a^2+\lambda\left(4-\pi a^2\right)}$	$q_{rh}=\frac{2-a^2+\lambda\left(2+a^2\right)}{2+a^2+\lambda\left(2-a^2\right)}$	$q_{crh}=\frac{2+\Delta+\lambda\left(2-\Delta\right)}{2-\Delta+\lambda\left(2+\Delta\right)}$ $\Delta=-2a+\Delta_1\arcsin\left(\Delta_2/\Delta_1\right)$ $\Delta_1=1+\left(1-a\right)^2$ $\Delta_2=1-\left(1-a\right)^2$
ТЗМ			
$q_{sq}=\frac{\lambda\left(1-a^2+a^3\right)+a^2}{\lambda\left(1-a\right)+a}$	$q_{cir}=\frac{\lambda}{\lambda-1}\left(\frac{2\lambda\,\mathrm{arctg}\left(\frac{\Delta_1}{\Delta_2}\right)}{\Delta_1\Delta_2}-\frac{\pi}{2}\right)$ $\Delta_1=\sqrt{\lambda\left(1+a\right)-a}$ $\Delta_2=\sqrt{\lambda\left(1-a\right)+a}$	$q_{cir}=\frac{\lambda}{\lambda-1}\ln\left(\frac{\lambda}{\lambda-\left(\lambda-1\right)a}\right)$	$q_{crh}=\frac{\lambda}{\lambda-1}\left(\frac{\pi}{2}-\frac{1}{\Delta}\ln\frac{\Delta_1}{\Delta_2}\right)$ $\Delta=\sqrt{\Delta_3-1}$ $\Delta_1=\Delta+\sqrt{\Delta_3}-1$ $\Delta_2=\Delta-\sqrt{\Delta_3}+1$ $\Delta_3=\left(\lambda-1\right)^2\left(1+\left(1-a\right)^2\right)$

Асимптотичні наближення теорії змащення (ТЗМ).

Математично суть ТЗМ полягає в заміні крайової задачі у вихідній характерній структурній області композиту задачею в області з простішою геометрією. Далі величина перетвореного геометричного параметра вважається функцією координат, і всі необхідні аналітичні співвідношення будуються з урахуванням цієї залежності у вихідній області структури [5]. З огляду на фізичний зміст, ТЗМ є застосовною за великих значень геометричного і фізичного параметрів композитної структури. Асимптотичні вирази ефективного параметра за умов $\lambda>>1, a>>0$ представлені в табл. 1.

Асимптотичний аналіз моделей ТФМ і ТЗМ.

Отримані за ТФМ вирази ефективного коефіцієнта теплопровідності для всіх наведених форм включень являють собою формулу Максвелла [6, 7] для 2D композитної структури та є верхньою межею Хашина – Штрикмана при $0\le\lambda\le1$ і нижньою – при $1\le\lambda<\infty$ [8, 9]. Для всіх значень провідності включень λ, включно з граничними випадками $\lambda\to0$ та $\lambda\to\infty$, ці співвідношення точно задовольняють теорему Келлера [10]:

$$q\left(\lambda\right)=\left(q\left(\lambda^{-1}\right)\right)^{-1}. \tag{5}$$

У разі циліндричних включень квадратного профілю ТФМ дає коректні результати для ефективного параметра теплопровідності в усьому діапазоні зміни геометричного розміру включень a та їхньої фізичної характеристики λ, включно з граничними випадками.

Для круглих, ромбічних та криволінійних ромбічних включень слід відзначити обмеженість ТФМ: модель не працює навіть на якісному рівні за великих розмірів включень

$a \to 1$ гранично великої $\lambda \to \infty$ або гранично малої $\lambda \to 0$ провідності; при $a >> 0$ модель показує коректні результати лише у випадку провідності $\lambda \sim 1$ [4], тобто по суті ТФМ являє собою асимптотику малого включення.

Отримані на основі ТЗМ співвідношення осередненого коефіцієнта теплопровідності для включень різної геометрії коректно описують поведінку ефективного гомогенного середовища за великих значень геометричного та фізичного параметрів структури, включно з асимптотичними режимами: $a >> 0, a \to 1$; $\lambda >> 1, \lambda \to \infty$. Цей висновок підтверджується збігом у частинних випадках отриманих виразів ефективного параметра з відомими асимптотичними розв'язками [4].

На рис. 1 наведено графіки ефективних коефіцієнтів для композитів з ідеально провідними включеннями різної форми, побудовані відповідно за ТФМ та ТЗМ.

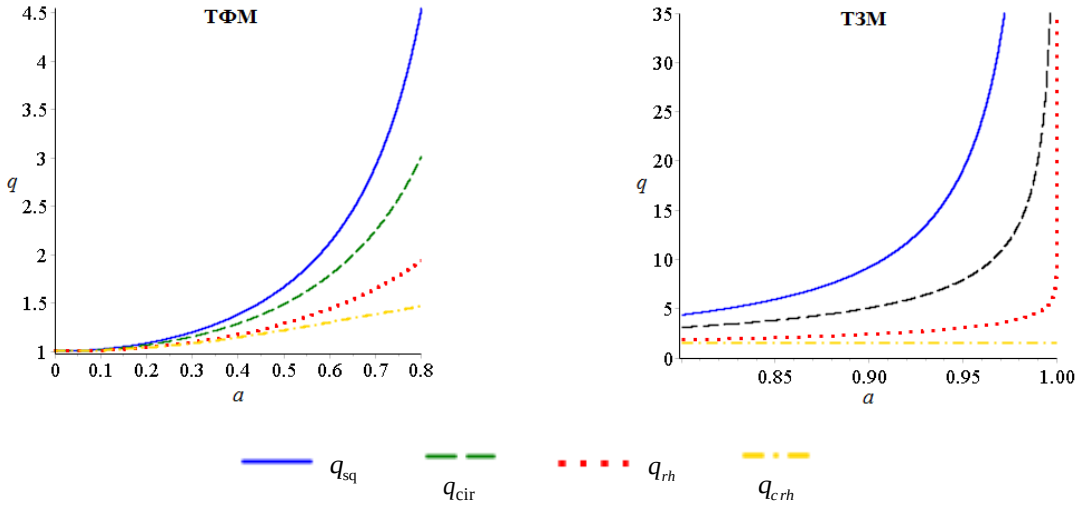


Рисунок 1 – Графіки ефективних коефіцієнтів для композитів з ідеально провідними включеннями різної форми

Висновки. На основі методів асимптотичної гомогенізації та двохмасштабних розкладів отримано замкнені аналітичні співвідношення для визначення ефективного коефіцієнта теплопровідності волокнистих композитів регулярної структури з включеннями різної геометрії із застосуванням ТФМ та ТЗМ. Спільне використання зазначених моделей дозволяє визначати ефективні властивості композитів у всьому діапазоні його геометричних і фізичних параметрів, забезпечуючи швидкий та точний інженерний розрахунок макроскопічних теплових характеристик без застосування ресурсомістких чисельних методів, що є важливим для раціонального проєктування теплозахисних конструкцій спеціального призначення.

ЛІТЕРАТУРА

1. Nayfeh A. H. Perturbation Methods. John Wiley & Sons, 2008.
2. Lions J.-L. On some homogenization problems. ZAMM – Journal of Applied Mathematics and Mechanics. 1982. Vol. 62. Is. 5. P. 251–262.
3. Bakhvalov N., Panasenko G. Homogenisation: averaging processes in periodic media. Mathematical problems in mechanics of composite materials. Kluwer Academic Publishers, 1989.
4. Andrianov I. V., Awrejcewicz J., Starushenko G. A. Approximate models of mechanics of composites: An asymptotic approach : monograph. CRC Press, Taylor & Francis Group, 2023.
5. Christensen R. M. Mechanics of composite materials. Dover Publications, 2005.
6. Maxwell J. C. Treatise on Electricity and Magnetism. Oxford Clarendon Press, 1873.
7. Maxwell Garnett J. C. Colours in metal glasses and in metallic films. Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A. 1904. Vol. 203. P. 385–420.
8. Hashin Z., Shtrikman S. A variational approach to the theory of the elastic behaviour of multiphase materials. Journal of the Mechanics and Physics of Solids. 1963. Vol. 11. P. 127–140.
9. Hashin Z., Shtrikman S. A variational approach to the theory of the effective magnetic permeability of multiphase materials. Journal of Applied Physics. 1962. Vol. 33. P. 3125–3131.
10. Keller J. B. A theorem on the conductivity of a composite medium. Journal of Mathematical Physics. 1964. Vol. 5. P. 548–549.

УДК 004.92:004.8

НЕЙРОНЕЯВНІ ПОВЕРХНІ ТРИВИМІРНИХ КОНСТРУКЦІЙ

С. В. Чопоров[1], О. В. Чопорова[2]

[1]д.т.н., професор, проректор з цифрового розвитку, e-mail: serhii.choporov@e-u.edu.ua
[2]доктор філософії, доцент кафедри комп'ютерних наук, e-mail: choporova.oksana@kneu.edu.ua
[1]Європейський університет, Київ, Україна
[2]Київський національний економічний університет імені Вадима Гетьмана, Київ, Україна

Анотація. Запропоновано підхід до моделювання поверхонь тривимірних конструкцій шляхом композиції локальних нейронних неявних полів за допомогою R-функцій. Операції R-кон'юнкція та R-диз'юнкція теорії R-функції Рвачова В. Л. реалізують перетин і об'єднання областей та дають змогу поєднувати відновлені за даними фрагменти з аналітичними примітивами. Визначено умови градієнтного навчання, обмеження регулярності й відмінність результуючого поля від функції відстані. Результат має характер математичної постановки та потребує чисельної перевірки.

Ключові слова: *нейронеявна поверхня, R-функції, кон'юнкція, диз'юнкція, геометричне моделювання.*

NEURAL IMPLICIT SURFACES OF THREE-DIMENSIONAL STRUCTURES

S. V. Choporov[1], O. V. Choporova[2]

[1]Doctor of Technical Sciences, Professor, Vice-Rector for Digital Development,
e-mail: serhii.choporov@e-u.edu.ua
[2]PhD, Associate Professor of the Department of Computer Science, e-mail: choporova.oksana@kneu.edu.ua
[1]European University, Kyiv, Ukraine
[2]Kyiv National Economic University named after Vadym Hetman, Kyiv, Ukraine

Abstract. A framework for modelling surfaces of three-dimensional structures is proposed by composing local neural implicit fields with R-functions. R-conjunction and R-disjunction represent domain intersection and union, enabling data-driven components to be combined with analytical primitives. Conditions for gradient-based training, regularity limitations and the distinction between the composite field and a distance function are discussed. The contribution is a mathematical formulation requiring numerical validation.

Keywords: *neural implicit surface, R-functions, conjunction, disjunction, geometric modelling.*

Вступ. Нейронеявне подання описує геометрію скалярним полем, значення якого обчислює нейронна мережа для просторової точки. У NeuS [1] поверхню відновлюють як нульовий рівень знакової функції відстані за зображеннями; Neuralangelo [2] розвиває цей підхід для деталізованої реконструкції. Для інженерних конструкцій поряд із відтворенням форми важливо явно задавати, які елементи мають поєднуватися та якими поверхнями обмежується їх об'єм.

У конструктивному описі деталі внутрішні деталі конструкції та обмежувальні поверхні мають різні функції. Під час модифікації виробу потрібно змінювати форму окремого елемента зі збереженням заданого способу його поєднання з рештою конструкції. Монолітне нейронне поле без додаткової структури не містить явних операторів такого редагування. Конструктивні нейронні моделі, зокрема CAPRI-Net [3], засвідчують можливість поєднання навчуваних геометричних компонентів із булевими операціями. Це мотивує розгляд R-функцій як засобу функціонального опису відповідних зв'язків.

Теорія R-функцій, започаткована В. Л. Рвачовим і розвинена його науковою школою, встановлює зв'язок між алгеброю логіки та неперервними функціональними поданнями геометрії [4, 5]. Для нейронеявного моделювання цей зв'язок дозволяє окремо визначати спосіб апроксимації елемента та логіку складання всієї конструкції. Предметом роботи є саме композиція замкнених об'ємних областей з використанням R-функцій.

Мета роботи. Дослідити використання R-функцій В. Л. Рвачова як операторів композиції нейронеявних полів і сформулювати модель тривимірної конструкції з керованими операціями кон'юнкції та диз'юнкції.

Математична модель. Розглянемо обмежені просторові області, кожна з яких має внутрішню та зовнішню частини. Для і-го елемента нейронна мережа з параметрами θ_i задає

неперервне поле φ_i. Приймаємо додатний знак усередині елемента, від'ємний зовні та нуль на його межі:

$$\varphi_i(x;\theta_i) = N_{\theta_i}(x), \;\; \Omega_i = \{x \in \mathbb{R}^3 : \varphi_i(x;\theta_i) \geq 0\} \quad (1)$$

Якщо знакова функція відстані (SDF) є від'ємною всередині тіла, перед композицією її знак змінюють. Для поля зайнятості можна використати різницю між прогнозом і порогом класифікації. Узгодженість знаків є обов'язковою для геометричної інтерпретації R-операцій. Незнакове поле відстані саме по собі не визначає внутрішність тіла.

R-кон'юнкція та R-диз'юнкція. Теорія R-функцій дає змогу реалізувати логічну структуру геометричного об'єкта єдиним функціональним виразом [4, 5]. Для дійсних аргументів a та b використаємо базові оператори системи R_0:

$$R_\wedge(a,b) = a + b - \sqrt{a^2 + b^2} \quad (2)$$

$$R_\vee(a,b) = a + b + \sqrt{a^2 + b^2} \quad (3)$$

R-кон'юнкція невід'ємна тоді й лише тоді, коли обидва аргументи невід'ємні; R-диз'юнкція невід'ємна, коли невід'ємний хоча б один аргумент. Отже, підстановка нейронних полів у (2)-(3) точно реалізує задану логіку множин незалежно від способу отримання цих полів. Точність відтворення самої форми при цьому визначається якістю локальних моделей.

Таблиця 1 – Геометричний зміст R-операцій над нейронними полями

Операція	Умова невід'ємності	Результуюча область	Приклад застосування
R-кон'юнкція	$a \geq 0$ і $b \geq 0$	Перетин $\Omega_1 \cap \Omega_2$	Обмеження відновленої деталі заданим габаритом
R-диз'юнкція	$a \geq 0$ або $b \geq 0$	Об'єднання $\Omega_1 \cup \Omega_2$	Приєднання ребра жорсткості до корпусу

Наприклад, нехай φ_1 описує корпус, φ_2 – ребро жорсткості, а g – допустиму габаритну область. Композиція спочатку об'єднує корпус із ребром, а потім обмежує отримане тіло габаритом:

$$F_\theta(x) = R_\wedge(R_\vee(\varphi_1(x), \varphi_2(x)), g(x)) \quad (4)$$

Таке подання поєднує відновлення складних фрагментів за даними з точно заданими конструктивними обмеженнями. Поле g може бути аналітичним або нейронним. Зміна оператора в дереві композиції змінює спосіб поєднання частин без зміни математичного змісту їхніх локальних полів.

Для багатокомпонентної конструкції операції застосовують рекурсивно. Логіка множин визначається деревом складання, тоді як числові значення результуючого поля залежать також від порядку групування операцій: R_0-композиція загалом не є асоціативною як дійсна функція. Додатне масштабування локального поля зберігає описувану ним область, проте змінює величини значень і градієнтів композиції. Отже, перед спільним навчанням потрібно зафіксувати структуру дерева та узгодити масштаби полів. Це відокремлює точність логічного складання від властивостей чисельної оптимізації.

Архітектура нейронеявної моделі. Для моделювання конструкції пропонується використовувати дерево, листками якого є локальні нейронні поля та аналітичні примітиви, а внутрішніми вузлами – фіксовані R-оператори (рис. 1). Параметри мереж визначають форму елементів; структура дерева задає їхні геометричні зв'язки.

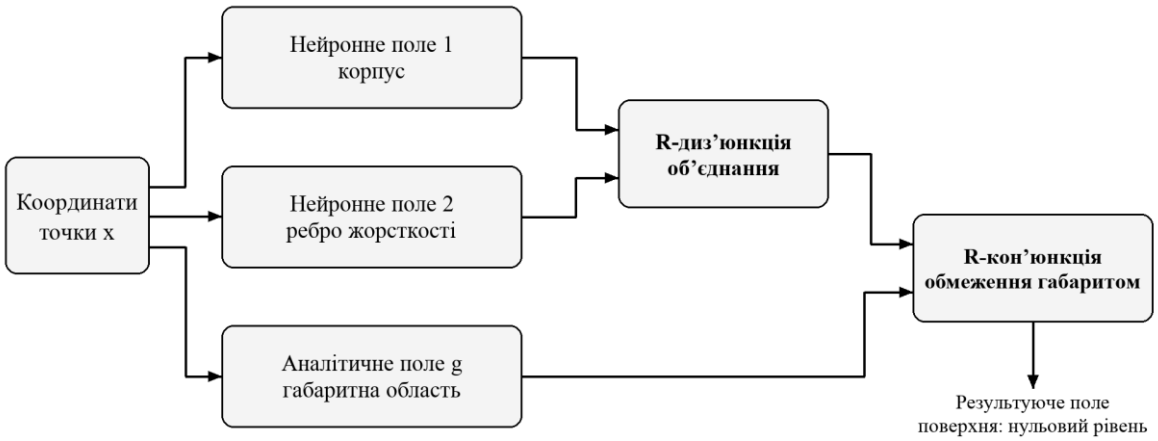


Рисунок 1 – Композиція локальних полів за допомогою R-функцій

Нейронні конструктивні подання вже використовують булеву композицію примітивів: зокрема, CAPRI-Net [3] відновлює CAD-подібні форми через адаптивне складання квадрик.

Градієнтне навчання. За фіксованого дерева параметри локальних мереж можна оптимізувати через результуюче поле. Оператори системи R_0 диференційовні за умови $a^2 + b^2 \neq 0$, оскільки для позначень $R_+ = R_\vee$ та $R_- = R_\wedge$ маємо:

$$\frac{\partial R_\pm}{\partial a} = 1 \pm \frac{a}{\sqrt{a^2+b^2}}, \quad \frac{\partial R_\pm}{\partial b} = 1 \pm \frac{b}{\sqrt{a^2+b^2}} \tag{5}$$

Ланцюгове правило дає змогу передавати похибку до параметрів відповідних мереж. При машинному навчанні необхідно враховувати близькість нульового рівня до виміряної поверхні та правильність знака у вибіркових внутрішніх і зовнішніх точках. Лише вимоги нульових значень на поверхні недостатньо, оскільки її задовольняє й вироджене тотожно нульове поле. За наявності розмітки частин доцільно попередньо навчати локальні поля, а потім уточнювати їх за похибкою всієї конструкції.

Для вибірки точок поверхні та точок із відомою належністю до тіла пропонується така загальна структура функції втрат:

$$L(\theta) = L_0(\theta) + \lambda L_s(\theta) + \mu L_{reg}(\theta), \quad \lambda, \mu \geq 0 \tag{6}$$

де L_0 – середній квадрат значень результуючого поля в точках еталонної поверхні; L_s – функція штрафу за неправильний знак у внутрішніх і зовнішніх точках із заданим запасом від нуля; L_{reg} – функція регуляризації локальних нейронних полів. Коефіцієнти λ та μ визначають внесок відповідних умов. За наявності орієнтованих нормалей можна додатково контролювати напрям градієнта у регулярних точках поверхні. Значення L_0 характеризує нев'язку неявного рівняння, тому його не слід безпосередньо трактувати як геометричну відстань до поверхні.

Обмеження та умови застосування. Результат R-композиції, навіть для вхідних знакових функцій відстані, загалом не є точною знаковою функцією відстані. Модуль градієнта функції після застосування R-операцій не зобов'язаний дорівнювати одиниці. Тому регуляризацію норми градієнта локальних полів слід відокремлювати від вимог до композиції. Для алгоритмів, які потребують метричної відстані, необхідне окреме відновлення поля відстаней зі збереженням заданої межі.

У точках a = b = 0 формули (5) не визначені. Це потребує окремого правила обробки спільних меж або вибору іншої системи R-функцій.

Висновки. R-функції дають математично визначений спосіб поєднання нейронеявних описів частин тривимірної конструкції. R-кон'юнкція реалізує перетин, а R-диз'юнкція – об'єднання областей за узгодженої знакової конвенції. Перспектива підходу полягає у поєднанні навчання форми за даними з явно заданою конструктивною структурою. Подальша реалізація потребує врахування регулярності на спільних межах і перевірки точності та стійкості композиції.

ЛІТЕРАТУРА

1. Wang P., Liu L., Liu Y., Theobalt C., Komura T., Wang W. NeuS: Learning Neural Implicit Surfaces by Volume Rendering for Multi-view Reconstruction. Advances in Neural Information Processing Systems. 2021. Vol. 34. P. 27171–27183.
2. Li Z., Müller T., Evans A., Taylor R. H., Unberath M., Liu M.-Y., Lin C.-H. Neuralangelo: High-Fidelity Neural Surface Reconstruction. Proceedings of the IEEE/CVF Conference on Computer Vision and Pattern Recognition. 2023. P. 8456–8465.
3. Yu F., Chen Z., Li M., Sanghi A., Shayani H., Mahdavi-Amiri A., Zhang H. CAPRI-Net: Learning Compact CAD Shapes With Adaptive Primitive Assembly. Proceedings of the IEEE/CVF Conference on Computer Vision and Pattern Recognition. 2022. P. 11768–11778.
4. Shapiro V. Semi-analytic geometry with R-functions. Acta Numerica. 2007. Vol. 16. P. 239–303. DOI: 10.1017/S096249290631001X.
5. Gielis J., Grigolia R. Lamé curves and Rvachev's R-functions. Reports of Enlarged Sessions of the Seminar of I. Vekua Institute of Applied Mathematics. 2022. Vol. 37. P. 1–4.

UDC [624.21+625.7]:539.4

ANALYTICAL MODELING OF THE STRESS-STRAIN STATE OF MULTILAYER ORTHOTROPIC COMPOSITE STRUCTURE

Dmytro Kolosov[1], Ivan Belmas[2], Serhii Onyshchenko[1], Kateryna Antonova[1]

[1]Department of Mechanical and Biomedical Engineering, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine
[2]Department of Mechanical Engineering Technology, Dniprovsk State Technical University, Kamianske, Ukraine
Corresponding author: kolosov.d.l@nmu.one

Keywords: stress-strain state, multilayer orthotropic structure, composite stay rope, rigid reinforcing fibers, elastic matrix, load redistribution, shear stiffness.

Abstract. An analytical method is developed to determine the stress-strain state of multilayer orthotropic composite stay ropes with regularly arranged parallel reinforcing fibers joined by an elastic matrix. The model combines equilibrium of an elementary prismatic segment with constitutive relationships for axial deformation of fibers and shear deformation of the matrix. Geometric coefficients account for nonuniform matrix thickness between neighboring fibers. Boundary effects are incorporated into a system of differential equations solved by separation of variables. The resulting expressions establish the distribution of axial forces and displacements among reinforcing fibers. The transverse pattern depends on their number and arrangement, whereas the longitudinal extent of disturbance depends on the ratio between matrix shear stiffness and fiber tensile rigidity. The approach supports stress analysis of composite stay ropes during the design of cable-stayed structures.

Introduction

Stay ropes carry the tensile forces sustaining the spans of long-span cable-stayed bridges [1, 2]. Their durability is affected by corrosion, environmental exposure and wind loading. A proposed alternative is a multilayer composite rope in which parallel steel cables are embedded in a protective elastic material, such as rubber or polyurethane. The use of smaller-diameter reinforcing cables can partly offset the mass added by the matrix; selecting the number of layers also makes it possible to adapt the cross-sectional shape to aerodynamic requirements. Design provisions for steel tension components are given in [3].

The reliability of such a stay rope depends not only on the strength of individual cables, but also on how the elastic matrix transfers forces between them. Parallel reinforcement creates a degree of structural redundancy and may permit continuity monitoring through changes in electrical resistance. However, these potential advantages require a method capable of predicting internal forces in each reinforcing element rather than treating the rope as a homogeneous bar.

State of Question and Statement of Research Problem

Prior studies have considered the behavior of multilayer rubber-cable belts [4], the concentration of forces around broken cables [5] and the stress-strain state of rubber-cable ropes under winding [6]. Failure analyses of anisotropic composites and rubber assemblies indicate the importance of matrix shear and interfacial damage [7–9]. Models of materials with reinforcing networks have also been investigated [10]. Nevertheless, these works do not directly describe load redistribution within a regular two-dimensional array of parallel fibers coupled by an elastic matrix.

The objective of this study is therefore to develop an analytical model of the interaction of reinforcing fibers, accounting for the orthotropic arrangement, matrix geometry, different numbers of neighbors at the rope edges, and conditions imposed by the supporting structure. Because tensile rigidity of the reinforcement substantially exceeds matrix rigidity, the most relevant interaction mechanism is shear transfer between longitudinally displaced fibers.

Among the principal failure mechanisms considered for fiber-reinforced composites are rupture of the reinforcement, matrix damage parallel or perpendicular to the fibers, and separation at interfaces. For the present configuration, axial forces are chiefly carried by the significantly stronger steel reinforcement. The elastic material is exposed to the relative motion of neighboring fibers, making shear deformation and possible matrix failure parallel to the reinforcement particularly relevant. This physical observation motivates the shear-interaction formulation used below; it does not constitute a separate experimental failure assessment.

Main Content of Paper

Geometry and assumptions. Consider N layers, each containing M equal-diameter reinforcing fibers. Their center-to-center pitch is a within a layer and b between layers; the fiber diameter is d.

The z-axis coincides with the longitudinal rope direction. The periodic cross-section permits the interaction of an arbitrary fiber (i, j) with adjacent fibers to be examined through a representative prismatic portion of the matrix (Fig. 1).

The fibers form a regular two-dimensional array in mutually perpendicular directions. Since adjacent regions are geometrically symmetric, the deformations of matrix portions situated symmetrically around a selected fiber can be taken as symmetric. Instead of modeling the entire cross-section in each local interaction, an elemental prismatic region can therefore be isolated. Its geometry describes both the adjacent cable surfaces and the routes by which tensile force is transmitted through the matrix.

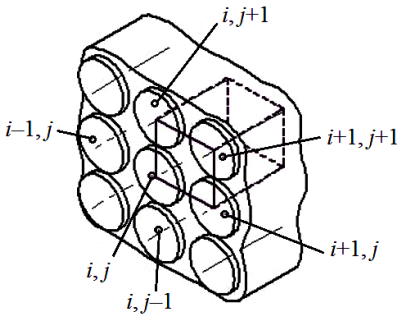


Fig. 1. Regular arrangement of reinforcing fibers in a composite stay rope.

The model assumes predominantly axial tension, linearly elastic behavior and small proportional strains. Fiber cross-sections remain plane; reinforcing cables carry axial tension, while the surrounding matrix transfers load mainly through shear. Longitudinal relative displacements generate tangential stresses in the matrix. Fibers located at a free side or corner have fewer neighbors than internal fibers, so their equilibrium conditions differ.

The representative matrix segment has a rectangular reference section of dimensions a × b and a differential axial length dz. The fiber force acting at one end differs from that at the other by dP_{ij}, while distributed shear stresses act on the longitudinal side faces. In particular, direct neighbors are distinguished from fibers interacting through diagonal matrix sectors. Accounting for these contributions is necessary to capture the transfer of force across an orthotropic rope section.

For an elementary segment of length dz, the axial force increment is balanced by the shear tractions acting on its four groups of matrix faces. Denoting by P_{ij} the tensile force in fiber (i, j) and by τρ the average shear stresses transmitted by neighboring fibers, the equilibrium relation is obtained as follows

$$dP_{i,j} + \left(\begin{array}{c} b\left(\tau_{1,i,j-1} - \tau_{1,i,j}\right) + a\left(\tau_{2,i-1,j} - \tau_{2,i,j}\right) + \\ + \left(2\sqrt{a^2+b^2} - d\right)\left(\tau_{3,i-1,j-1} - \tau_{3,i+1,j+1} + \tau_{4,i-1,j+1} - \tau_{4,i+1,j-1}\right) \end{array} \right) dz = 0, \qquad (1)$$

In Eq. (1), the first two groups of stresses describe direct neighbors in the two orthogonal directions, whereas the remaining groups describe diagonal interactions. Their effective shear areas depend on a, b and d. Shear stresses are proportional to the relative fiber displacements through the matrix shear modulus G and geometry-dependent factors kG. For the reinforcing fibers, Hooke's law gives

$$P_{i,j} = E\ F \frac{du_{i,j}}{dz}, \qquad (2)$$

Here u_{ij} is the axial displacement, E is the reduced Young's modulus and F is the cross-sectional area of one reinforcing fiber. The matrix thickness changes along the curved surfaces of adjacent circular fibers, and therefore a constant-thickness approximation alone cannot capture their actual shear coupling.

Geometric correction of shear stiffness. For fibers separated along the two principal directions, the minimum matrix thicknesses are 2b − d and 2a − d, respectively. A shape factor kG is defined as the ratio of the minimum thickness to the mean thickness obtained by integrating the actual

gap across the representative matrix section. For one of these directions, the expression derived from the cross-sectional geometry is

$$k_{G_a} = \frac{a\left(2b-d\right)}{\int_0^{d/2}\left[2\ \ b-d+\sqrt{\left(\frac{d}{2}\right)^2-x^2}\right]dx+\int_{d/2}^{a}2bdx}. \tag{3}$$

An analogous coefficient is obtained in the other direction by interchanging a and b. The shape factors approach unity as the fiber spacing increases. Diagonal matrix regions can be represented by unit shape factors within the adopted geometric approximation. These corrections introduce the dependence of local shear resistance on fiber diameter and the two orthogonal pitches.

Equation (3) compares the minimum matrix gap with its average over the curved region between neighboring fibers. Therefore, even with an identical shear modulus G, changes in cable diameter or pitch modify the effective coupling stiffness.

Equations of fiber interaction. Substitution of the shear laws and Eq. (2) into the axial equilibrium equation yields a coupled system of homogeneous second-order differential equations for fiber displacements. For an internal fiber, the governing relationship is

$$\frac{d^2u_{i,j}}{dz^2}+\frac{G}{E\ F}\left(\begin{array}{c}\frac{k_{G_a}a}{\left(b-d\right)}\left(u_{i-1,j}-2u_{i,j}+u_{i+1,j}\right)+\\ +\frac{k_{G_b}b}{E\ F\left(a-d\right)}\left(u_{i,j-1}-2u_{i,j}+u_{i,j+1}\right)+\\ +u_{i-1,j-1}-4u_{i,j}+u_{i+1,j+1}+u_{i-1,j+1}+u_{i+1,j-1}\end{array}\right)=0, \tag{4}$$

$$1<i<M\ \ \wedge 1<j<N.$$

The first two groups in Eq. (4) represent coupling along the orthogonal directions; the last group accounts for diagonal neighbors. For side and corner fibers, terms corresponding to missing adjacent elements are omitted. Thus, the same mechanical assumptions lead to different edge equations, which must be solved jointly with the internal equations and the imposed end conditions.

The complete system combines the internal-fiber equation with reduced-neighbor equations at the edges. Specified forces or displacements at the rope ends determine the integration constants; without these edge and end conditions, the distribution of axial forces would remain undetermined.

Analytical solution and force distribution. The periodic arrangement enables separation of the longitudinal coordinate z from the discrete indices i and j. The transverse modes are represented by cosine functions with wave numbers $\mu_m = \pi m/M$ and $\chi_n = \pi n/N$. Their amplitudes vary exponentially along the rope, with characteristic exponents determined by the matrix-to-fiber stiffness ratio and cross-sectional geometry. Superposition of these modes, a uniform tensile component and a rigid-body translation gives the displacements

$$u_{i,j}=\left(\begin{array}{c}\sum_{m=1}^{M-1}\sum_{n=1}^{N-1}\left(\begin{array}{c}A_{m,n}e^{\beta_{m,n}z}+\\ +B_{m,n}e^{-\beta_{m,n}z}\end{array}\right)\cos\left(\mu_m\left(i-0.5\right)\right)\cos\left(\chi_n\left(j-0.5\right)\right)+\\ +\sum_{m=1}^{M-1}\left(Am_me^{\beta m_mz}+Bm_me^{-\beta m_mz}\right)\cos\left(\mu_m\left(i-0.5\right)\right)+\\ +\sum_{n=1}^{N-1}\left(An_ne^{\beta n_nz}+Bn_ne^{-\beta n_nz}\right)\cos\left(\chi_n\left(j-0.5\right)\right)\end{array}\right)+\frac{P\ z}{E\ F}+\delta, \tag{5}$$

In Eq. (5), the A and B terms are integration constants established by the boundary conditions, P is the force of the uniform component and δ is the rigid-body displacement.

The solution combines uniform extension with nonuniform modes imposed by the end conditions. The exponential factors exp(±βz) control longitudinal variations, while cosine functions determine how these variations are shared across the fibers. The characteristic exponents depend on matrix shear rigidity, reinforcement tensile rigidity and the cross-sectional pitches. As a result, greater matrix shear stiffness is associated with a more localized load-transfer region, whereas higher fiber tensile rigidity tends to extend the disturbance over a greater length. The lowest nonzero characteristic exponents are especially important when assessing the reach of nonuniform loading along the rope.

Differentiation of the displacement solution in Eq. (5), using Hooke's law (2), yields the tensile forces in individual reinforcing fibers

$$p_{i,j} = E\ F\left(\begin{array}{l}\sum\limits_{m=1}^{M-1}\sum\limits_{n=1}^{N-1}\left[\begin{array}{l}\left(A_{m,n}\mathrm{e}^{\beta_{m,n}z} - B_{m,n}\mathrm{e}^{-\beta_{m,n}z}\right)\beta_{m,n}\times\\ \times\cos\left(\mu_m\left(i-0.5\right)\right)\cos\left(\chi_n\left(j-0.5\right)\right)\end{array}\right]+\\ +\sum\limits_{m=1}^{M-1}\left(Am_m\mathrm{e}^{\beta m_m z} - Bm_m\mathrm{e}^{-\beta m_m z}\right)\beta m_m z\cos\left(\mu_m\left(i-0.5\right)\right)+\\ +\sum\limits_{n=1}^{N-1}\left(An_n\mathrm{e}^{\beta n_n z} - Bn_n\mathrm{e}^{-\beta n_n z}\right)^{\beta n_n z}\cos\left(\chi_n\left(j-0.5\right)\right)\end{array}\right)+P\,. \qquad (6)$$

Equations (5) and (6) determine both the longitudinal and cross-sectional redistribution of axial loads; relative displacements simultaneously provide the average matrix shear stresses. The dependence of the characteristic exponents on √(G/(EF)) shows that the longitudinal disturbance length is controlled by the balance between matrix shear rigidity and reinforcement tensile rigidity. The transverse load pattern depends on the number of fibers and their mutual positions.

Conclusion

An analytical interaction model and a method for calculating the stress-strain state of a multilayer orthotropic composite stay rope have been developed. The analysis combines fiber axial deformation, shear transfer in a variable-thickness matrix and distinct equilibrium conditions for internal and boundary fibers. It provides expressions for axial displacements, tensile forces and average matrix shear stresses, while accounting for the regular reinforcing layout and conditions of connection to the structure.

The key finding is that the distribution of forces across the section is governed by fiber number and arrangement, whereas the longitudinal disturbance zone is related to the square root of the ratio of matrix shear stiffness to fiber tensile rigidity. Within the adopted linear-elastic assumptions, the approach can inform the design of composite stay ropes for cable-stayed bridges. Continuous monitoring of reinforcing-cable integrity remains an additional potential means of improving structural reliability.

The model is based on the mechanics of an elastic body and has been solved analytically within a linear formulation. Its principal application is comparative evaluation of design configurations and determination of the internal stress and force distribution at a prescribed connection to the structure. The results should therefore be interpreted within the stated assumptions of axial tension, elastic matrix shear and intact reinforcement; they do not independently predict fatigue life, long-term matrix deterioration or the evolution of damage.

References

[1] Hapchenko S. A. (2013). Calculation of cable-stayed structures by numerical method. PoltNTU Scientific Papers, 4(39), 1, 64–70.

[2] Storozhenko L. I., Yermolenko D. A. (2017). Calculation of a stress-strain state of cable-stayed structures. Collection of Scientific Works of USURT, 174, 33–42.

[3] DSTU-N B EN 1993-1-11:2012. Eurocode 3: Design of Steel Structures. Part 1-11: Design of Structures with Tension Components. Kyiv, 2012.

[4] Kolosov D. L. (2002). Justification of Parameters and Designs of Two-Layer Rubber-Cable Conveyor Belts for Mining Enterprises. PhD thesis, Dnipropetrovsk.

[5] Volokhovskiy V. Yu., Radin V. P., Rudyak M. B. (2010). Concentration of forces in cables and carrying capacity of rubber-cable conveyor belts with damages. MEI Bulletin, 5, 5–12.
[6] Belmas I., Kolosov D. (2011). The stress-strain state of the stepped rubber-rope cable in bobbin of winding. Technical and Geoinformational Systems in Mining, 211–214.
[7] Lepikhin P., Romashchenko V. (2013). Analysis of stress-strain state and strength of thick-walled anisotropic cylinders under dynamic loading. Problems of Strength, 3, 24–41.
[8] Kwak S.-B., Choi N.-S. (2009). Micro-damage formation of a rubber hose assembly under a durability test. Engineering Failure Analysis, 16, 1262–1269.
[9] Cho J. R., Yoon Y. H., Seo C. W., Kim Y. G. (2015). Fatigue life assessment of fabric braided composite rubber hose. Finite Elements in Analysis and Design, 100, 65–76.
[10] Tkachuk M. M. (2021). Models of deformation of materials with a random network structure of differently oriented fibers. Bulletin of NTU KhPI: Mechanical Engineering and CAD, 2, 94–127.

UDC 624.21:539.4

MODELING THE INTERACTION OF REINFORCING LAYERS IN COMPOSITE STAY ROPE UNDER TENSILE LOADING

Dmytro Kolosov[1], Serhii Onyshchenko[1], Olena Bilous[2], Hanna Tantsura[2]

[1]Department of Mechanical and Biomedical Engineering, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine
[2]Department of Mechanical Engineering, Dniprovsk State Technical University, Kamianske, Ukraine
Corresponding author: kolosov.d.l@nmu.one

Abstract. A multilayer composite stay rope with stepped attachment to a permanent structure is investigated. Rigid reinforcing layers transfer tensile load through shear in an elastic matrix. A discrete Fourier-series solution with equilibrium and continuity conditions gives a recurrent procedure for layer forces, displacements and matrix stresses. In a six-layer example, the maximum layer force exceeds the mean by 90%. The method supports anchorage strength assessment.

Keywords: *stress-strain state, composite stay rope, permanent structure, stepped anchorage, rigid layers, elastic matrix, tensile forces, shear deformation.*

Introduction. Stay ropes support bridges, ropeways and guyed towers, predominantly under tension. Conventional wire ropes are exposed to corrosion and internal friction. Composite ropes formed by parallel cables embedded in rubber or polyurethane can reduce these effects; comparable rubber-cable systems are used in lifting and mining equipment.

Anchorage elements contact the rope's outer surface, while inner reinforcement receives load through matrix shear. Therefore, stepped connection geometry and layer stiffness govern load redistribution and must be included in strength calculations.

State of Question and Statement of Research Problem. Composite-reinforcement stresses have been examined using electrical analogies [1], analyses of damaged rubber-cable elements [2], finite-element simulations of cable joints [3, 4] and analytical models of composite ropes [5, 6]. The effects of stepped attachment on force distribution between rigid layers remain insufficiently addressed. The objective is to determine the stress-strain state of a multilayer stay rope considering step geometry, material properties and the attachment scheme, and to identify zones of maximum tensile and shear loading.

Main Content of Paper. Model and connection scheme. The rope consists of rigid reinforcing layers (I) embedded in an elastic matrix (II). Layer tensile rigidity EF dominates matrix stiffness; sections remain plane, the matrix deforms by shear, and linear elasticity applies. Self-weight is neglected. Symmetric pairs of layers terminate at successive distances from the rope end; their outer surfaces are fixed along attachment steps (Fig. 1).

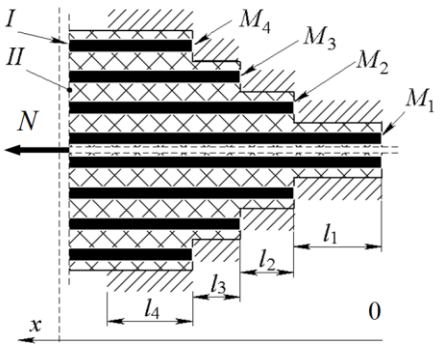


Figure 1 – Stepped anchorage of a composite rope (I – reinforcing layers; II – elastic matrix).

Let x denote the rope axis, i the layer index, M the number of layers in a section, h the interlayer spacing, G the matrix shear modulus, and E and F the layer modulus and area. For a section with a constant M, the displacement u_i and force p_i admit the Fourier-mode expressions:

$$u_i = \sum_{m=1}^{M-1} \left(A_m e^{\beta_m x} + B_m e^{-\beta_m x} \right) \left(\cos\left(\mu_m (i-0.5)\right) + C_m \sin\left(\mu_m (i-0.5)\right) \right) + \frac{P^j x}{E\ F} + \delta^j, \quad (1)$$

$$p_i = E\ F \sum_{m=1}^{M-1} \left(A_m \mathrm{e}^{\beta_m x} - B_m \mathrm{e}^{-\beta_m x} \right) \beta_m \left(\cos\left(\mu_m (i-0.5)\right) + C_m \sin\left(\mu_m (i-0.5)\right) \right) + P^j, \tag{2}$$

Here $\mu_m = \pi m/M$, $\beta_m = [2Gb(1 - \cos \mu_m)/(hEF)]^{1/2}$ and $b = 1$. Axial exponentials and transverse cosine modes describe the nonuniform load transfer; boundary conditions define the coefficients.

Piecewise equilibrium and compatibility. The anchorage is divided into parts at each layer termination and at the end of outer-layer fixation. In attached parts the support restrains displacement of the outer layer. As the layer number and boundary conditions change, each part requires its own modal coefficients.

At each interface, forces and displacements of continuing layers must be compatible; a terminated layer carries zero force beyond its end. The corresponding conditions are:

$$p_i^j = p_i^{j+1},\ \left(1 \le i \le M_j\right), \left(1 \le j \le M-1\right). \tag{3}$$

$$p_i^{j+1} = 0 \quad \left(i = j+1 \wedge x = \sum_{k=1}^{j} l_k \right). \tag{4}$$

$$u_i^j = u_i^{j+1},\ \left(1 \le i \le M_j\right), \left(1 \le j \le M_4 - 1\right). \tag{5}$$

At the unloaded end the first part carries zero tension. At $x = l_1$, layer displacements and forces are expanded into discrete cosine series. Equality of their modal coefficients supplies constants for the second part.

Continuity does not account for resistance of the fixed outer surface. An additional reaction Q_2 and associated displacement, determined using Hooke's law, impose support restraint without violating interface conditions. The same construction recursively introduces Q_j for successive steps and gives their layer-force distributions.

Past the last attachment step, the layer count is constant and the outer surface is free. Suppressing growing exponential modes gives bounded fields. Matching the fixed and free sections yields linear equations for unknown coefficients and support reactions; matrix shear strength must satisfy:

$$\tau^J = \frac{2G}{h} u_{M_J}^J < [\tau], \tag{6}$$

In Eq. (6), u^J denotes the relative displacement responsible for shear in the attached layer, and $[\tau]$ is the permissible matrix or bonding shear stress. The model therefore checks both reinforcement loads and anchorage shear strength.

Numerical example and discussion. An RCR-3150-type rope was modeled with six layers (three per symmetric half) and 1 m attachment steps. Forces were normalized to unit mean layer tension. Total force rose nonlinearly: only about 50% of one layer's mean load was transferred over the first two steps, with the main increase in the last step (Fig. 2).

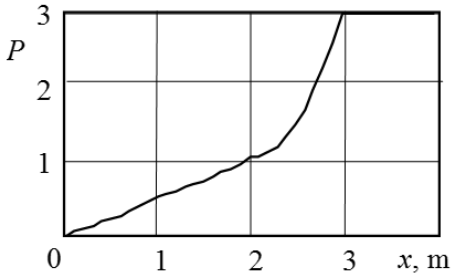


Figure 2 – Total tensile force along the stepped anchorage.

Despite equal step lengths, the transferred load grows nonlinearly because successive layers enter the carrying section and the support reaction changes (Fig. 2).

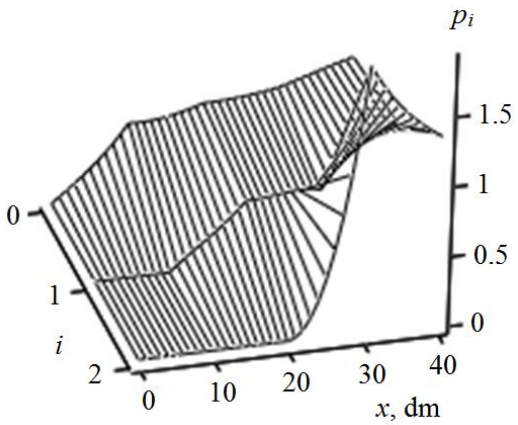


Figure 3 – Tensile-force distribution p_i among reinforcing layers.

Forces differ between layers (Fig. 3): tension enters through the anchored exterior and passes inward via matrix shear. Extrema arise near layer terminations. In the third layer of the half-rope the maximum is about 90% above the mean. Away from these transitions the force differences decay, consistent with Saint-Venant's principle.

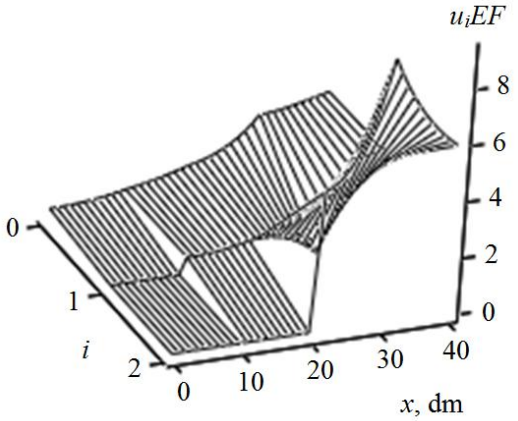


Figure 4 – Longitudinal displacements u_i of reinforcing layers.

Layer displacements are unequal close to the anchorage (Fig. 4). Plotted jumps at terminations correspond to displacements of the free layer ends. Differences are largest in the final fixed section and decrease along the unanchored rope.

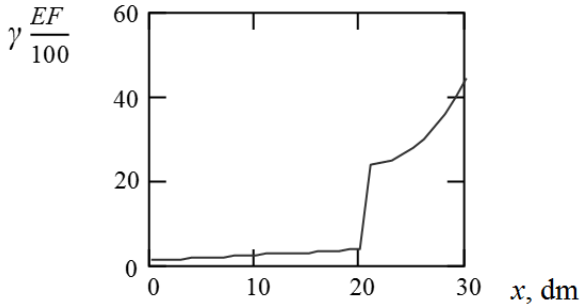


Figure 5 – Matrix shear angle at the fixed surface (scaled by EF).

Force transfer causes shear at the attached surface and between layers (Fig. 5). The largest shear deformations and matrix stresses occur in the final fixed step. In the free rope, outer-surface shear is absent and interlayer shear diminishes.

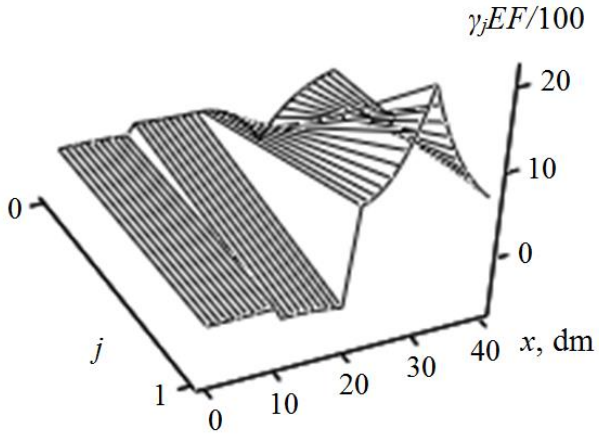


Figure 6 – Interlayer shear angles γ_j along the anchorage (scaled by EF).

For the three-layer half-rope, two elastic interlayers transmit load (Fig. 6). Each exists only where both adjacent reinforcing layers continue; shear is shown as zero in the other sections. Greater relative shear is observed farther from the symmetry plane because the support force reaches the external reinforcement first. Changes in the availability of adjacent layers cause discontinuities in the plotted shear-angle distribution. Beyond the connection, no tangential loading acts on the outer surface, and interlayer shear declines as neighboring layer displacements approach one another.

The calculation reveals that peak axial forces and tangential stresses are concentrated near layer terminations and the final fixed part, rather than being uniformly distributed. Their magnitude depends on the attachment lengths, the reinforcing-layer stiffness EF and the matrix shear modulus G. Thus, checking both the peak layer tension and the shear resistance of the matrix and its bond with the support is essential for selecting the attachment geometry and a safe operating load.

Conclusion. A discrete Fourier-series model and recurrent solution have been developed for a composite stay rope with stepped attachment. With layer continuity, termination and support-reaction conditions, the method predicts nonuniform layer forces, displacements and matrix shear stresses for any number of anchorage steps.

For the six-layer example, peak layer tension exceeds its average by approximately 90%. Force extrema arise at changes in the number of layers, whereas the highest displacement differences and matrix shear stresses occur in the last part fixed to the structure. The load disturbance weakens farther along the unanchored rope. The developed analytical method therefore provides a basis for comparing attachment schemes and selecting permissible loads within the stated linear-elastic model.

REFERENCES

[1] Kolosov L. V., Belmas I. V. (1981). Use of electrical models for investigating composites. Mechanics of Composite Materials, 17(1), 115–119.
[2] Volokhovskiy V. Yu., Radin V. P., Rudyak M. B. (2010). Concentration of forces in cables and carrying capacity of rubber-cable conveyor belts with damages. MEI Bulletin, 5, 5–12.
[3] Li X., Long X., Shen Z., Miao C. (2019). Analysis of strength factors of steel cord conveyor belt splices based on the FEM. Advances in Materials Science and Engineering, 2019, 6926413.
[4] Frankl S. M., Pletz M., Wondracek A., Schuecker C. (2022). Assessing failure in steel cable-reinforced rubber belts using multi-scale FEM modelling. Journal of Composites Science, 6, 34.
[5] Belmas I. V., Kolosov D. L., Kolosov A. L., Onyshchenko S. V. (2018). Stress-strain state of rubber-cable tractive element of tubular shape. Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu, 2, 60–69.
[6] Belmas I., Kolosov D., Onyshchenko S., Bilous O., Tantsura H. (2023). Influence of nonlinear shear modulus change of elastomeric shell of a composite tractive element with a damaged structure on its stress state. Inżynieria Mineralna, 1(51), 147–154.

УДК 624.014.2:621.785:669.15-194

УПРАВЛІННЯ ЯКІСТЮ ЗВАРНИХ МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВІДПОВІДАЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ НА ОСНОВІ МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТА ЗЕРНОГРАНИЧНОГО КОНСТРУЮВАННЯ ТОВСТОЛИСТОВОГО ПРОКАТУ S355

Д.В. Лаухін[1], К.А. Зіборов[2], Л.М. Дадіверіна[3], А.О. Пачковський[4], С.В. Кузнєцов[5]

[1]д.т.н., професор, завідувач кафедри, laukhin.D.V@nmu.one
[2]к.т.н., доцент, декан факультету ММФ, e-mail: ziborov.k.a@nmu.one
[3] к.т.н., доцент, доцент, e-mail: Dadiverina.L.M@nmu.one
[4]аспірант, групи 132а-24-10, e-mail: Pachkovskyi.A.O@nmu.one
[5]аспірант, e-mail: sunreal69@gmail.com
[1, 2, 4] кафедра конструювання, технічної естетики і дизайну, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна
[3] кафедра будівництва, геотехніки і геомеханіки, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна
[5]кафедра матеріалознавства і обробки матеріалів, Український державний університет науки і технологій, Дніпро, Україна

Анотація. Розглянуто задачу управління якістю зварної підкранової балки з товстолистового прокату сталі S355. Аналітичний розрахунок міцності і прогину поєднано з чисельним моделюванням напружено-деформованого стану методом скінченних елементів за різного положення навантаження відносно ребер жорсткості. Вимоги до термообробки, структури і твердості прокату обґрунтовано з позицій зернограничного конструювання та об'єднано з результатами моделювання в процедуру з трьома логічними блоками перевірки.

Ключові слова: *управління якістю, підкранова балка, напружено-деформований стан, метод скінченних елементів, термообробка, сталь S355, розмір зерна аустеніту, твердість, зернограничне конструювання.*

QUALITY MANAGEMENT OF CRITICAL WELDED METAL STRUCTURES BASED ON STRESS-STRAIN STATE MODELLING AND GRAIN BOUNDARY ENGINEERING OF S355 HEAVY STEEL PLATE

D. Laukhin[1], K. Ziborov[2], L. Dadiverina[3], A. Pachkovsky[4], S. Kuznietsov[5]

[1] Dr. Sc. (Tech.), Professor, e-mail: laukhin.D.V@nmu.one
[2] Ph.D., Associate Professor, e-mail: ziborov.k.a@nmu.one
[3] Ph.D., Associate Professor, e-mail: Dadiverina.L.M@nmu.one
[4] Postgraduate student, group 132a-24-10, e-mail: Pachkovskyi.A.O@nmu.one
[5] Postgraduate student, e-mail: sunreal69@gmail.com
[1, 2, 4] Department of Engineering and Generative Design, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine
[3] Department of Construction, Geotechnics and Geomechanics, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine
[5]Department of Materials Science and Materials Processing, Ukrainian State University of Science and Technologies, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper addresses quality management of a welded crane runway girder made of S355 heavy steel plate. Analytical calculation of strength and deflection is combined with finite element modelling of the stress-strain state for different load positions relative to the stiffeners. Requirements for heat treatment, structure and hardness of the plate are substantiated from the standpoint of grain boundary engineering and combined with the modelling results into a procedure with three decision blocks.

Keywords: *quality management, crane runway girder, stress-strain state, finite element method, heat treatment, S355 steel, austenite grain size, hardness, grain boundary engineering.*

Вступ. Металоконструкції відповідального призначення – каркаси промислових будівель, естакади, мостові споруди, конструкції об'єктів критичної інфраструктури – виготовляють переважно з товстолистового прокату низьколегованих сталей підвищеної міцності, зокрема S355. Одним із найбільш навантажених елементів каркаса є підкранова балка, виконана як зварний двотавр з поперечними ребрами жорсткості. Її якість визначається як конструктивними рішеннями, так і механічними властивостями прокату, що формуються під час виробництва і термообробки, тому управління якістю доцільно розглядати як

послідовність рішень, у якій перевірка міцності і прогину пов’язана з вимогами до структури металу та контролем їх відповідності [1].

Мінімальна границя текучості сталі S355 становить 355 МПа для товщини до 16 мм і знижується до 345 і 335 МПа для товщин 16–40 і 40–63 мм, тимчасовий опір – 470–630 МПа [2]. Подрібнення зерна аустеніту підвищує міцність і ударну в’язкість низьколегованих сталей [3]; ріст зерна під час нагріву стримують карбонітриди Nb, Ti, V за механізмом Зенера, а при нагріві понад ≈1200 °C їх розчинення послаблює цей ефект [4]. Цілеспрямоване керування станом і розподілом меж зерен лежить в основі зернограничного конструювання [5]. У зоні термічного впливу зварних з’єднань низьколегованих сталей формуються бейнітні структури зі зниженою в’язкістю [6] і можлива зона розміцнення [7], а місцеві напруження під колесом крана суттєво залежать від конструкції кранової рейки [8]. Водночас розрахунки підкранових балок виконують для номінальних властивостей сталі, а вимоги до термообробки і контролю прокату розглядають окремо від аналізу напружено-деформованого стану (НДС).

Мета роботи. Розроблення процедури управління якістю зварної підкранової балки з товстолистового прокату сталі S355 на основі моделювання її напружено-деформованого стану з урахуванням впливу термообробки на механічні властивості прокату.

Матеріал і результати досліджень. Об’єктом дослідження є підкранова балка прольотом L = 6 м під мостовий кран вантажопідйомністю 10 т з базою 4,4 м і тиском колеса P = 152 кН. Замість перерізу з прокатного двотавра з накладками розглянуто зварний двотавр висотою 474 мм зі сталі S355: стінка 450×8 мм, верхній пояс 360×12 мм, нижній пояс 300×12 мм, поперечні ребра 120×8 мм з обох боків стінки; 3D-модель побудовано в системі автоматизованого проєктування.

Аналітичний розрахунок. Оскільки база крана перевищує 0,586L, розрахунковим є одне колесо в середині прольоту. Згинальний момент і прогин визначали за залежностями:

$$M_{max} = PL / 4, \quad f = PL^3 / (48EI_x) \le L / 400, \qquad (1)$$

де $E = 2{,}1 \cdot 10^5$ МПа – модуль пружності; $I_x = 4{,}81 \cdot 10^8$ мм^4 – момент інерції перерізу; L/400 – граничний прогин балок кранових колій [10].

Отримано M_{max} = 228 кН·м, напруження в нижньому поясі 119,2 МПа, у верхньому – 105,5 МПа, середні дотичні напруження в стінці 21,1 МПа, коефіцієнт запасу за границею текучості n = 2,98 і прогин 6,77 мм (L/886), що у 2,2 рази менше за допустимий 15 мм. Отже, за загальною міцністю і жорсткістю переріз має резерв, а визначальними можуть бути місцеві ефекти під колесом крана.

Чисельне моделювання НДС. Моделювання методом скінченних елементів виконано в модулі статичного аналізу Fusion 360; силу 152 кН прикладено до верхнього поясу через площадку 100×100 мм над поперечним ребром і посередині між ребрами. При силі над ребром переміщення становлять 5,89 мм (на 13 % менше за аналітичний прогин), між ребрами – 13,87 мм, тобто у 2,35 рази більше; місцева складова переміщення під колесом становить не менше 7,1 мм і зумовлена місцевим згином верхнього поясу. Напруження в зоні сили (79–89 МПа) у 4–4,5 рази менші за границю текучості, проте найбільші еквівалентні напруження (347,5 і 403,2 МПа) зосереджені біля опор, де опорні ребра в моделі відсутні, що робить їх встановлення обов’язковим. Оскільки положення колеса між ребрами є неминучим експлуатаційним випадком, необхідно враховувати кранову рейку без стиків, товщину верхнього поясу і крок ребер [8].

Вимоги до прокату з позицій зернограничного конструювання. Для сталі S355 найбільш сприятлива дрібнозерниста ферито-бейнітна структура, яку отримують контрольованою прокаткою з прискореним охолодженням (10–30 °C/с). Розмір зерна аустеніту зростає з 15–20 мкм при 1050 °C до 30–40 мкм при 1150 °C, 50–70 мкм при 1200 °C і 80–120 мкм при 1250 °C; різке зростання вище 1150–1200 °C узгоджується з розчиненням карбонітридів [4]. Тому температуру нагріву під прокатку обмежено інтервалом 1100–1180 °C, що зберігає закріплення меж зерен і забезпечує розмір зерна аустеніту не більше 40 мкм. Для оперативного контролю використано регресійні залежності між твердістю і міцністю сталей [9]:

$$R_{eH} = -90{,}7 + 2{,}876\ \text{HV}, \quad R_m = -99{,}8 + 3{,}734\ \text{HV}. \qquad (2)$$

Умові $R_{eH} \geq 355$ МПа відповідає твердість не менше 155 HV, а діапазону R_m = 470–630 МПа – 153–195 HV, тому прийнято діапазон контролю 155–195 HV (табл. 1). Через стандартну похибку залежностей (2) 102–112 МПа [9] твердість використовують для виявлення відхилень режиму термообробки, а відповідність властивостей підтверджують випробуваннями на розтяг.

Під час виготовлення балки термічний цикл зварювання поясних швів і швів приварювання ребер може укрупнювати зерно і формувати бейнітні структури та зону розміцнення [6, 7], тому в зонах найбільших місцевих напружень за результатами моделювання – під колесом біля верхнього поясу і в опорних зонах – обмежують погонну енергію зварювання.

Таблиця 1 – Показники контролю якості прокату S355 для зварної підкранової балки

Показник	Критерій	Метод контролю
Границя текучості R_{eH}	≥ 355 МПа (товщина ≤ 16 мм)	Випробування на розтяг
Тимчасовий опір R_m	470–630 МПа	Випробування на розтяг
Твердість	155–195 HV	Вимірювання твердості
Температура нагріву під прокатку	1100–1180 °C	Контроль режиму
Розмір зерна аустеніту при нагріві	≤ 40 мкм	Металографія [11]
Структура прокату	Дрібнозернистий ферит + бейніт	Металографія

Процедура управління якістю. Результати узагальнено у процедуру (рис. 1) з трьома логічними блоками і поверненнями до кроків, на яких можна усунути невідповідність.

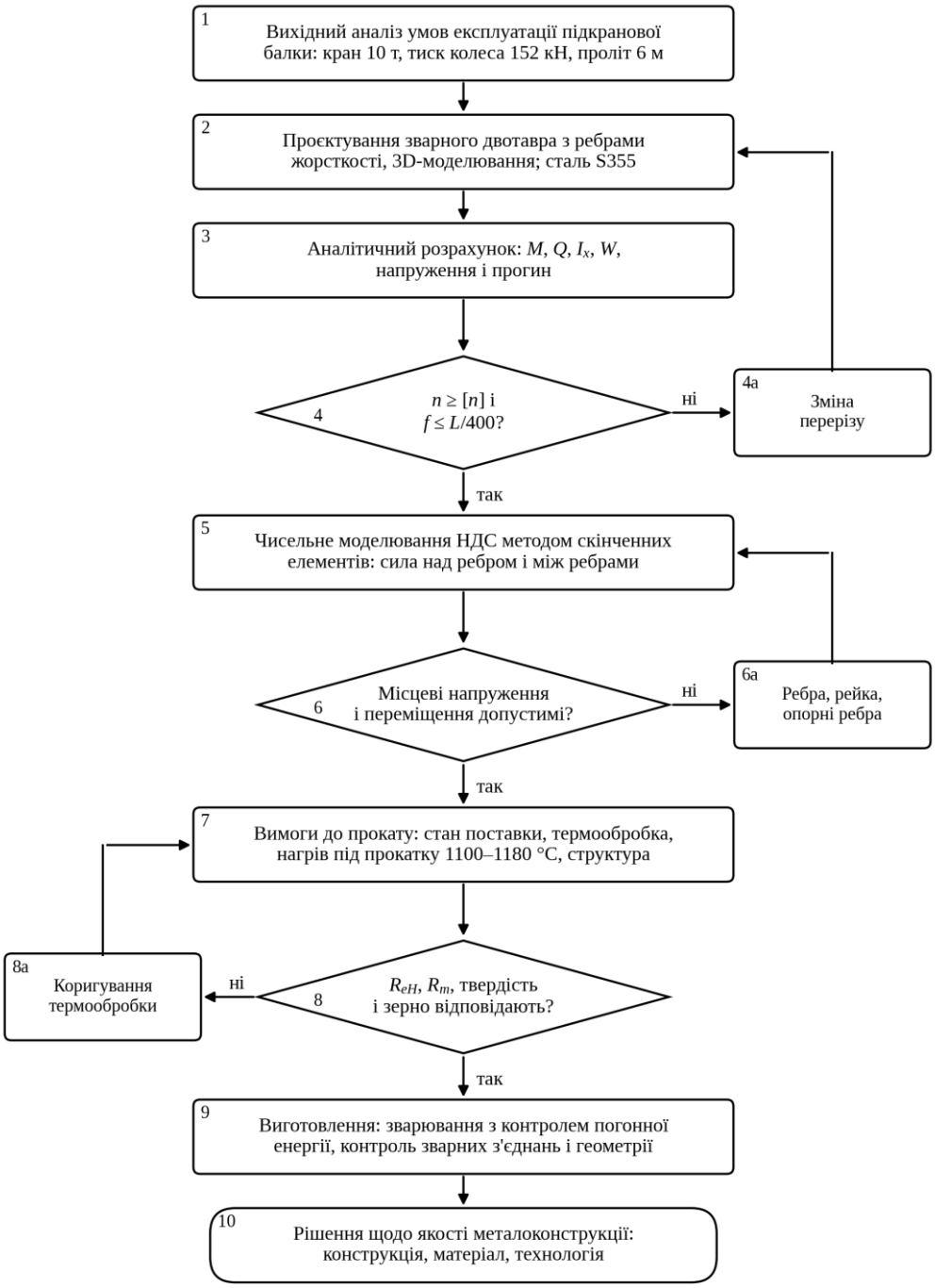


Рисунок 1 – Процедура управління якістю зварної підкранової балки з урахуванням впливу термообробки на властивості прокату

Блок 1 (вихідний аналіз) встановлює характеристики крана і проліт балки; блок 2 – переріз двотавра, розташування ребер і матеріал; у блоці 3 за (1) визначають напруження і прогин (119,2 МПа, n = 2,98, f = 6,77 мм). Логічний блок 4 перевіряє умову n ≥ [n] і f ≤ L/400: за її виконання відбувається перехід до моделювання, інакше в блоці 4а збільшують висоту стінки або площу поясів з поверненням до блоку 2; для розробленої балки умова виконується. У блоці 5 виконують моделювання НДС для сили над ребром і між ребрами. Логічний блок 6 перевіряє допустимість місцевих напружень і переміщень; для розробленої балки умова не виконується в опорних зонах (403,2 МПа), тому в блоці 6а встановлюють опорні ребра, враховують кранову рейку без стиків, уточнюють товщину поясу і крок ребер з

поверненням до блоку 5. У блоці 7 призначають стан поставки, режим термообробки, нагрів під прокатку 1100–1180 °С і вимоги до структури. Логічний блок 8 перевіряє відповідність R_{eH}, R_m, твердості 155–195 HV і структури (табл. 1); за невідповідності в блоці 8а коригують температуру нагріву, швидкість охолодження або режим відпуску, не допускаючи партію до виготовлення, з поверненням до блоку 7. Блок 9 охоплює зварювання з обмеженням погонної енергії і контроль з'єднань та геометрії, блок 10 – рішення щодо конструкції, матеріалу і технології.

Висновки. Розроблено процедуру управління якістю зварної підкранової балки з товстолистового прокату сталі S355 з трьома логічними блоками перевірки, що відповідає меті роботи: процедура пов'язує проєктування, аналітичний розрахунок і чисельне моделювання НДС методом скінченних елементів з вимогами до термообробки, структури, твердості і міцності прокату. Встановлено, що за загального резерву міцності (n = 2,98) і жорсткості (6,77 мм за допустимих 15 мм) розташування сили між ребрами жорсткості збільшує переміщення у 2,35 рази за рахунок місцевого згину верхнього поясу, а найбільші напруження біля опор обґрунтовують обов'язкове встановлення опорних ребер. З позицій зернограничного конструювання обґрунтовано нагрів під прокатку 1100–1180 °С (зерно аустеніту ≤ 40 мкм), ферито-бейнітну структуру і діапазон твердості 155–195 HV для оперативного контролю. Процедура може бути використана під час проєктування, модернізації та оцінки працездатності металоконструкцій відповідального і спеціального призначення.

ЛІТЕРАТУРА

1. Pereira A. B., de Melo F. J. M. Q. Quality assessment and process management of welded joints in metal construction – a review. Metals. 2020. Vol. 10, No. 1. 115. https://doi.org/10.3390/met10010115
2. ДСТУ EN 10025-2:2022. Вироби гарячекатані з конструкційної сталі. Частина 2. Технічні умови постачання нелегованих конструкційних сталей (EN 10025-2:2019, IDT). Київ : ДП «УкрНДНЦ», 2022.
3. Li X., Lu G., Wang Q., Zhao J., Xie Z., Misra R. D. K., Shang C. The effects of prior austenite grain refinement on strength and toughness of high-strength low-alloy steel. Metals. 2022. Vol. 12, No. 1. 28. https://doi.org/10.3390/met12010028
4. Annan K. A., Siyasiya C. W., Stumpf W. E. Austenite grain growth kinetics after isothermal deformation in microalloyed steels with varying Nb concentrations. ISIJ International. 2018. Vol. 58, No. 2. P. 333–339. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2017-464
5. Watanabe T. Grain boundary engineering: historical perspective and future prospects. Journal of Materials Science. 2011. Vol. 46, No. 12. P. 4095–4115. https://doi.org/10.1007/s10853-011-5393-z
6. Lambert-Perlade A., Gourgues A. F., Pineau A. Austenite to bainite phase transformation in the heat-affected zone of a high strength low alloy steel. Acta Materialia. 2004. Vol. 52, No. 8. P. 2337–2348. https://doi.org/10.1016/j.actamat.2004.01.025
7. Hochhauser F., Ernst W., Rauch R., Vallant R., Enzinger N. Influence of the soft zone on the strength of welded modern HSLA steels. Welding in the World. 2012. Vol. 56, No. 5–6. P. 77–85. https://doi.org/10.1007/BF03321352
8. Kettler M., Jurschitsch T., Unterweger H. Impact of rail joints on the local stresses in crane runway girders. Structures. 2023. Vol. 52. P. 1087–1100. https://doi.org/10.1016/j.istruc.2023.04.046
9. Pavlina E. J., Van Tyne C. J. Correlation of yield strength and tensile strength with hardness for steels. Journal of Materials Engineering and Performance. 2008. Vol. 17, No. 6. P. 888–893. https://doi.org/10.1007/s11665-008-9225-5
10. ДСТУ Б В.1.2-3:2006. Система забезпечення надійності та безпеки будівельних об'єктів. Прогини і переміщення. Вимоги проектування. Київ : Мінбуд України, 2006.
11. ДСТУ EN ISO 643:2022. Сталі. Мікрографічний метод визначення видимого розміру зерна (EN ISO 643:2020, IDT; ISO 643:2019, IDT). Київ : ДП «УкрНДНЦ», 2022.

УДК 621.9.011

ФІЗИКО-МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ РОЗПОВСЮДЖЕННЯ ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ НИЗЬКОВУГЛЕЦЕВОЇ НИЗЬКОЛЕГОВАНОЇ СТАЛІ

О.В. Бекетов[1], Д.В. Лаухін[2], А.А. Опонасенко[3], Д.І. Мамчур[4], С.В. Кузнєцов[5]

[1]д.т.н., доцент, e-mail: o.v.beketov@ust.edu.ua
[2]д.т.н., професор, e-mail: d.v.laukhin@gmail.com
[3]аспірант, e-mail: andrey.opa2020@gmail.com
[4]аспірант, e-mail: mamchur605@gmail.com
[5]аспірант, e-mail: sunreal69@gmail.com
[1, 3, 4, 5]кафедра матеріалознавства і обробки матеріалів, Український державний університет науки і технологій, Дніпро, Україна
[2]кафедра конструювання, технічної естетики і дизайну, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна

Анотація. В роботі досліджено кінетику розповсюдження пластичної деформації в низьковуглецеві низьколегованій сталі 09Г2С як процес поширення пружної хвилі. Отримано відповідну фізико-математичну модель. На підставі проведеного комплексу досліджень запропоновано підхід до визначення критерію переходу для кількісного аналізу процесу розповсюдження пластичної деформації від мікро до макрорівня.

Ключові слова: *пластична деформація, структурний стан, пружні хвилі*

PHYSICO-MATHEMATICAL MODELING OF THE PROCESS OF PLASTIC DEFORMATION PROPAGATION IN LOW-CARBON LOW-ALLOY STEEL

Oleksandr Beketov [1], Dmytro Laukhin [2], Andrii Opanasenko [3], Denys Mamchur [4], Serhii Kuznetsov [5]

[1] Dr. Sc. (Tech.), Associate Professor, e-mail: o.v.beketov@ust.edu.ua
[2] Dr. Sc. (Tech.), Prof., e-mail: d.v.laukhin@gmail.com
[3] Postgraduate student, e-mail: andrey.opa2020@gmail.com
[4] Postgraduate student, e-mail: mamchur605@gmail.com
[5] Postgraduate student, e-mail: sunreal69@gmail.com
[1, 3, 4, 5] department Materials Science and Processing, Ukrainian state university of science and technologist, Dnipro, Ukraine
[2] Department of Engineering and Generative Design, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine

Abstract. This study investigates the kinetics of plastic deformation propagation in low-carbon, low-alloy steel 09G2S, treating it as the propagation of an elastic wave. A corresponding physical-mathematical model has been developed. Based on a comprehensive set of investigations, an approach is proposed for defining a transition criterion to facilitate the quantitative analysis of plastic deformation propagation from the micro- to the macro-level.

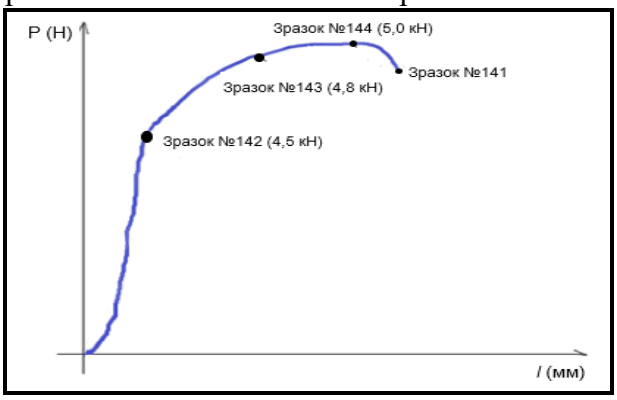
Keywords: *plastic deformation, structural state, elastic waves.*

Вступ. Дослідження кінетики розповсюдження деформації по зонами зварного з'єднання при безсумнівній актуальності є надзвичайно складним завданням для експериментального вивчення, оскільки пластична деформація металів і сплавів є динамічним процесом, який визначається як властивостями матеріалу, який деформується, так способом зовнішнього впливу на нього. Одним зі шляхів вирішення цієї задачі є застосування фізико-математичного моделювання взаємозв'язку: структурний стан зон зварного з'єднання - зовнішнє навантаження – макродеформація зварного з'єднання. В роботі, для отримання фізико-математичних моделей зазначеного взаємозв'язку, запропоновано підхід, який базується на припущені, що розповсюдження деформації в твердому тілі є процесом, аналогічним поширенню пружної хвилі.

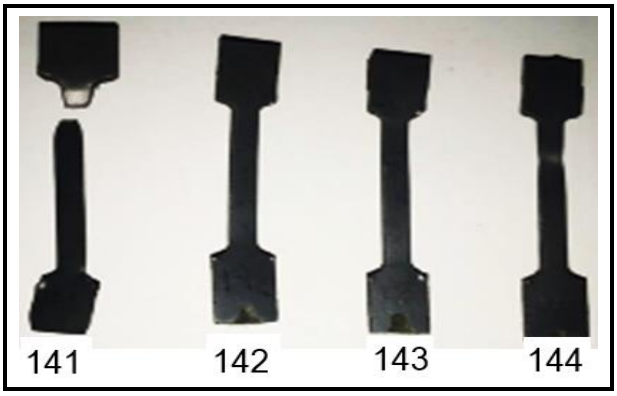
Мета роботи. Фізико-математичне моделювання процесу розповсюдження деформації в низьковуглецевій низьколегованій сталі 09Г2С.

Матеріал і результати досліджень. З метою визначення впливу зовнішнього навантаження на розподіл пластичної деформації по зварному з'єднанню було виконано комплекс експериментальних досліджень, який включав розтягнення зразків сталі 09Г2С на універсальній випробувальній машині FP-100-1. При цьому використовувалися стандартні зразки для випробувань на розтяг. Один зі зразків розтягувався до моменту руйнування з

записом діаграми деформації. По отриманій діаграмі розраховувалось навантаження для інших зразків, а саме: навантаження початку площадки плинності; навантаження кінця площадки плинності; навантаження середини області концентрацій залишкових напружень. Заздалегідь, одну площину поверхні зразка було підготовлено для металографічних досліджень, що дало змогу безпосередньо після припинення навантаження здійснювати металографічні дослідження. Відповідну діаграму розтягу з зазначеними рівнями зупинки навантаження схематично представлено на рис. 1 *а*. Загальний вигляд зразків після припинення навантаження на рис. 1 *б*.



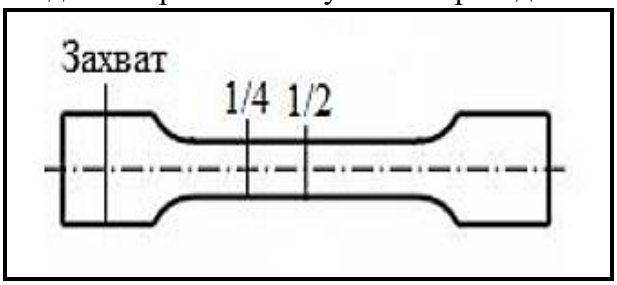
а



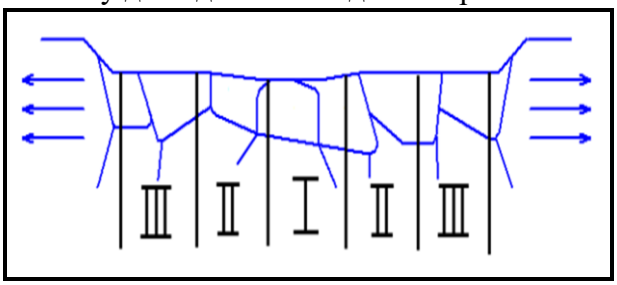
б

Рисунок 1 – Діаграма розтягу зразків (*а*) та загальний вигляд зразків після припинення дії зовнішнього навантаження (*б*)

Для виявлення особливостей розподілу пластичної деформації по поверхні зразків був виконаний комплекс макроструктурних досліджень. Місця контролю макроструктури зразків наведено на рис. 2 *а*. Результати проведеного комплексу досліджень наведено на рис. 3.



а



б

Рисунок 2 – Карта-схема місць контролю макроструктури зразків (*а*); схематичне зображення розподілу пластичної деформації по зонам зразку: деформація зони I > деформація зони II > деформація зони III (*б*)

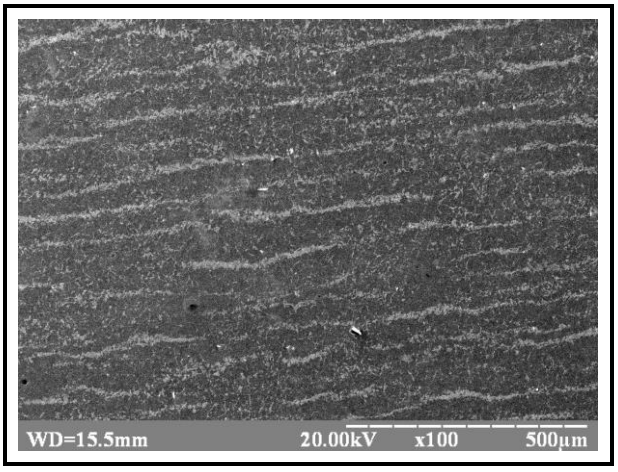
Фізичний аналіз наведених результатів показує, що в деяких областях пластична деформація вже пройшла, тоді як в сусідніх областях матеріал все ще перебуває в стані пружної деформації. Тобто, по довжині зразку присутній градієнт напружень, який забезпечує розподіл енергії по довжині та об'єму зразку. Таким чином, можливо припустити наявність областей зразку, які по різному вмикаються в процес розповсюдження пластичної деформації. Схематично такі області показано на рис. 2 *б*.

Згідно умов проведення випробувань на розтяг, які було виконано в даній роботі, один кінець зразку було жорстко зафіксовано в захваті випробувальної машини, отже початок координат лабораторної системи відліку прив'яжемо саме до цього захвату. Введемо деякі позначення:

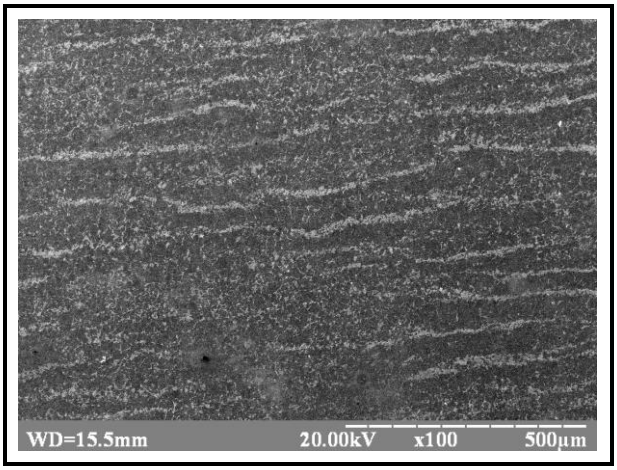
- F_0 – площа поперечного перерізу зразку в робочій області;
- $e(x, t)$ – деформація вздовж вісі зразку;
- $\sigma(x, t)$ – напруження вздовж вісі зразку;
- $u(x, t)$ – зміщення елементу об'єму вздовж вісі зразку.

Відповідно маємо (1):

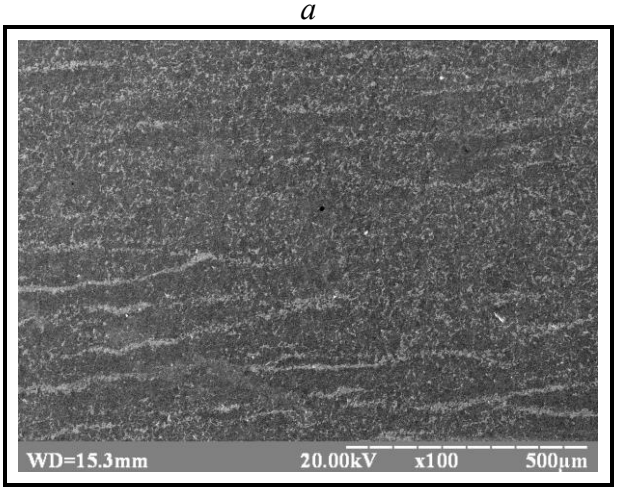
$$e = \frac{du}{dx} = u_x$$
$$\sigma = \sigma(e) = \sigma(u_x) \quad (1)$$



а



б



в

Рисунок 3 – Результати структурних досліджень(зразок №143): *а*- захват; *б* – ¼ довжини; *в* – ½ довжини

На рис. 4 наведено положення зразку в початковий момент часу (*t=0*) та в момент часу, коли по зразку розповсюджується пластична деформація (*t>0*).

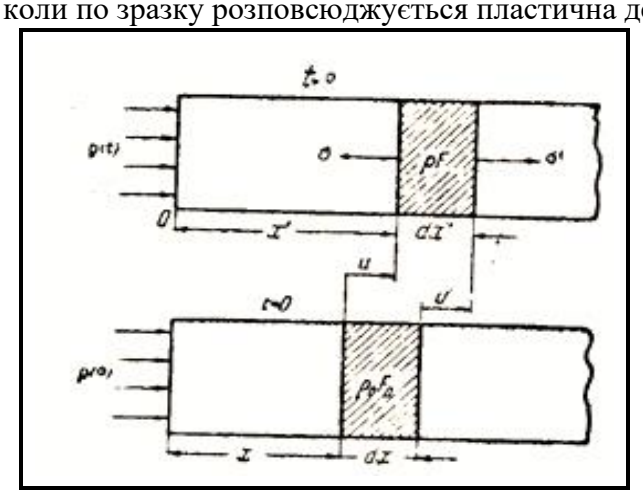


Рисунок 3 – Геометрична інтерпретація вихідних даних для моделювання (отримано на підставі аналізу результатів, отриманих в роботі Low J. R. Jr., Averbach B. L., Feelbeck D. K., Hahn G.T., Thomas D.A. Fracture. New York: Wiley, 1959. 68 p.)

Відповідно, диференційне рівняння руху елементу об'єму можливо записати в наступному вигляді (2):

$$\frac{d^2u}{dt^2} = a^2 \cdot \frac{d^2u}{dx^2} \quad (2)$$

де $a = \sqrt{\frac{1}{\rho_0} \cdot \frac{d\sigma}{de}}$ – швидкість звуку в матеріалі.

Рівняння (2) являє собою одну з форм запису диференційного рівняння Монжа-Ампера. Рішення цього рівняння має вигляд (3):

$$\begin{cases} u_x = e \cdot \left(1 - \frac{x}{a(u_x)}\right) \\ u_t = -\psi(u_x) \end{cases} \quad (3)$$

Даний вид рішення було запропоновано Рахматуліним. Фізичний аналіз рівняння (3) показує, що можуть розповсюджуватися декілька хвиль:

- хвилі, які мають порівняно великі значення швидкості, типу $x_0=a(0)t$;
- хвилі, швидкість яких монотонно зменшується з часом $x=a(u_x)(t-t_0)$;
- хвилі, які мають порівняно невеликі значення швидкості;

З матеріалознавчої точки зору, наявність різних типів хвиль може бути обґрунтовано відмінностями в деформаціях структурних складових,які, в свою чергу, обумовлені різними напрямками та площинами ковзання в різних фаза, а отже різними можливими напрямками фронту руху пластичної деформації.

Постановка подальшого дослідження. Як показав проведений комплекс досліджень, для подальшого вивчення процесу розповсюдження пластичної деформації в низьковуглецевих низьколегованих сталях, необхідна розробка критеріїв подібності процесу розповсюдження пластичної деформації на різних розмірних рівнях. З термодинамічної точки зору, стан будь-якої системи можливо описати комбінацією трьох термодинамічних координат (параметрів): тиск, об'єм і температура. Якщо розглядати процес розповсюдження пластичної деформації з цієї точки зору, то повинна існувати відповідна функціональна залежність. До такого рівняння стану мають входити напруження, деформація, температура і швидкість деформації. Відповідна залежність буде мати сенс лише для обмежених інтервалів значень величин, що входять до нього, яким відповідають мінімальні зміни структури. Таким чином, у якості основного критерію подібності, тобто критерієм переходу для кількісного аналізу процесу розповсюдження пластичної деформації від мікро до макрорівня, перспективно обрати параметр, в який входять фізичні величини, які безпосередньо пов’язані зі структурним станом (швидкість деформації) так і величини, які характеризують деформацію зразку з загальної точки зору (швидкість прикладання зовнішнього навантаження). При цьому загальним параметром, який має вплив на усіх розмірних рівнях є кількість енергії яку отримав зразок під час зовнішнього впливу. Одним з варіантів оцінки даного типу енергії є аналіз її з точки зору зміни ентропії системи поєднуючи рівняння загальної термодинаміки з рівняннями хвильової механіки.

Висновки. Виконано фізико-математичне моделювання процесу розповсюдження пластичної деформації на макророзмірному рівні (загальна деформація зразку сталі 09Г2С). При цьому враховано наявність нерівномірного розподілу пластичної деформації по довжині зразку. Отримано відповідне математичне рівняння (так зване рівняння Рахматуліна), аналіз якого показав можливість одночасного утворення внаслідок дії зовнішнього навантаження декількох пружних хвиль пластичної деформації, які розповсюджуються з різними швидкостями. На підставі аналізу отриманих результатів запропоновано критерій подібності, застосування якого дозволить проаналізувати процес розповсюдження пластичної деформації від мікро до макрорівня. В якості даного критерію рекомендовано використовувати кількість енергії яку отримав зразок під час зовнішнього навантаження.

УДК 519.87:[536.24:629.764]

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕПЛОВОГО СТАНУ ПОВІТРЯ У ОБТИЧНИКУ РАКЕТИ-НОСІЯ

М.М. Біляєв[1], П.В. Семененко[2], Ю.А. Мелета[3], Д.О. Назаренко[4]

[1] д.т.н, проф., e-mail: biliaiev.m@gmail.com
[2] к.т.н. e-mail:semenenkopv1981@gmail.com
[3] yuriy.m@i.ua
[4] nazar.denis81@gmail.com
[1] завідуючий кафедри докт. техн. наук, проф., «Гідравліка, водопостачання та фізика», Український державний університет науки і технологій, ННІ «Дніпровський інститут інфраструктури і транспорту», Дніпро, Україна
[2] старший науковий співробітник
[3] директор проєкту з розробки науково-технічної продукції
[4] провідний конструктор
[2,3,4] Державне підприємство «конструкторське бюро «Південне» ім. М. К. Янгеля, Дніпро Україна,

Анотація. При термостатуванні корпусу корисного навантаження треба не допустити ризику перегріву. Рішенням такої задачі може бути використання захисних екранів різної конфігурації всередині головного обтічника. Вони зменшують тепловий потік від нагрітої зовнішньої стінки обтічника до поверхні корисного навантаження. Чисельні експерименти показали, що використання захисних екранів всередині головного обтічника дає можливість отримати температуру на 4°С нижчу за максимально допустиму температуру біля корисного навантаження.

Ключові слова: *забруднення, захисний екран, чисельна модель, обчислювальний експеримент, головний обтічник.*

Mathematical Modeling of the Air Thermal State in a Launch Vehicle Fairing INTEGRATED FEATURE SPACE

Mykola Biliaiev[1], Pavlo Semenenko[2], Yuriy Meleta[3], Denys Nazarenko[4]

[1]Doctor of Technical Sciences, Professor E-mail: diit.hydro.eco@gmail.com
[2] PhD, E-mail: semenenkopv1981@gmail.com
[1]Department of Engineering and Generative Design, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine
[2] Senior Researcher
[3] Director of scientific and technical product development
[4] Lead Desing Engineer Denys Nazarenko)
2,3,4 Yuzhnoye State Design Office Krivorozhskaya str., 3, Dnipro, Ukraine, 49008

Abstract. The paper addresses the prediction of the mechanical properties of wrought aluminum alloys — yield strength, ultimate tensile strength and elongation — from chemical, technological and microstructural parameters using neural networks. The approach is aimed at creating an integrated feature space for multi-target prediction and interpretable analysis of the obtained results.

Keywords: *aluminum alloys, mechanical properties, neural networks, machine learning, materials informatics, property prediction.*

Вступ. На етапі передстартової підготовки всередині головного обтічника ракети-носія створюють мікроклімат для забезпечення потрібних умов для корисного навантаження. Виникає задача із забезпечення певного температурного режиму всередині обтічника під час примусової подачі в нього повітря [1]. При цьому постає необхідність створення певного температурного поля біля чутливих поверхонь корисного навантаження (це – антени-ретранслятори, датчики навігації, сонячні батареї та оптичні пристрої). Наприклад, акумуляторні батареї повинні перебувати в діапазоні температур від 0 °С до 20 °С [2]. До того ж треба враховувати складну компоновку космічних апаратів всередині головного обтічника.

При розрахунку температурних полів усередині головного обтічника необхідно враховувати температуру його зовнішніх стінок. Стінка головного обтічника являє собою тонкостінну конструкцію, схильну до різних впливів під час передпускових операцій [3, 4]. Ззовні обтічника температура може варіюватися в широкому діапазоні від +40 °С до -40 °С, оскільки космодроми розташовуються в різних кліматичних зонах. Ця температура здійснює безпосередній вплив на формування температурного режиму всередині обтічника, а також біля чутливих поверхонь корисного навантаження.

Мета роботи. Метою дослідження є розробка математичної моделі теплопереносу, яка дає можливість визначати вплив екранів на зниження температури біля чутливих поверхонь корисного навантаження в головному обтічнику. Визначення цього впливу дає можливість оцінити ефективність екранів для захисту корисного навантаження від надлишкового перегріву.

Для досягнення мети були поставлені такі завдання:

– розробити чисельну модель для розрахунку поля швидкості повітряного потоку в головному обтічнику ракети-носія на етапі передстартової підготовки;

– розробити чисельну модель для розрахунку поля температури в головному обтічнику ракети-носія на етапі передстартової підготовки;

– провести обчислювальні експерименти на базі розроблених чисельних моделей для дослідження ефективності використання екранів для захисту чутливих поверхонь корисного навантаження від нагріву в головному обтічнику.

Матеріал і результати досліджень. Об’єктом дослідження є послідовне та неперервне формування теплових полів у головному обтічнику ракети-носія при використанні захисних екранів.

Гіпотеза полягає в тому, що розташування захисного екрана всередині головного обтічника дозволяє змінити в ньому тепловий режим та захистити чутливі поверхні корисного навантаження від перегріву. Розглядається розташування корисного навантаження за схемою «тандем» всередині обтічника.

В рамках робочої гіпотези розглядаються де кілько інженерних рішень:

– сценарій №1 – нема захисного екрану в обтічнику;

– сценарій №2 – довгий екран;

– сценарій №3 – два коротких екрана;

– сценарій №4 – два коротких екрана + вдув повітря всередині обтічника.

При розробці чисельних моделей робилися такі припущення: в’язкість повітря не впливає на аеродинаміку всередині обтічника; враховуються лише діагональні складові тензора коефіцієнтів температурного переносу; рух потоку — безвихровий.

Теоретичне дослідження теплового режиму всередині головного обтічника із захисним екраном здійснюється шляхом чисельного інтегрування моделюючих рівнянь енергії та аеродинаміки методом кінцевих різниць.

Розроблена чисельна модель базується на фундаментальних рівняннях механіки суцільного середовища. Моделюючі рівняння включають рівняння енергії та рівняння руху нев’язкого газу. За допомогою розробленої чисельної моделі проведено обчислювальний експеримент, що підтвердив ефективність використання захисних екранів для захисту корпусу корисного навантаження від надлишкового нагріву. Чисельна модель для розв’язання задачі аеродинаміки використовує явні різницеві формули для визначення поля потенціалу швидкості. Це дає можливість здійснити її просту програмну реалізацію для проведення розрахунків в областях складної геометричної форми. Розроблена чисельна модель розрахунку поля температури в головному обтічнику базується на розщепленні рівняння енергії. Використання цього розщеплення дає можливість отримати явні формули для визначення температури. Завдяки такому розщепленню чисельне інтегрування рівняння значно спрощується.

Результати обчислювального експерименту показують суттєвий вплив екрану на формування температурного поля всередині обтічника. Використання екрану дає можливість зменшити температуру біля чутливих поверхонь корисного навантаження, але закономірність розподілу температури біля цих поверхонь – різна для довгого екрану та двох коротких екранів. Так, для довгого екрану температура зменшується вздовж першої чутливої поверхні, та поступово збільшується вздовж другої чутливої поверхні але, біля обох поверхонь, температура знаходиться в межах, що сформульовані замовником – не більш ніж 25°C. Але при використанні двох коротких екранів , напроти, температура поступово збільшується вздовж першої чутливої поверхні та зменшується вздовж другої чутливої поверхні; для даного

сценарію температура також знаходиться в межах, що сформульовані замовником. Така ж закономірність має місце при використанні двох коротких екранів + додатковий вдув. Це можна пояснити тим, що «геометричний» вплив (наявність екранів) на поле температури переважає над «масовий» впливом – додатковий вдув повітря в обтічник. Такий результат слід очікувати, так як має місце вдув в суттєво обмежений простір обтічника та при наявності ряду перешкод в цьому просторі (екрані, корпус корисного навантаження).

Традиційні підходи до прогнозування. Відсутні нормативні методи розв'язання цієї задачі. Однак у дослідженнях [5-7] були використані спеціалізовані пакети програмного забезпечення ANSYS. Ці потужні розрахункові комплекси дозволяють змоделювати більшість фізико-хімічних реакцій гідродинамічних процесів. Використанний метод дискретизації рівнянь Нав'є-Стокса у тривимірному вигляді обробляється методом скінчених об'ємів.

Методи машинного навчання. У задачах прогнозування тепломасообмінних процесів у повітряному об'ємі головних обтічників використання чисельних моделей на сьогодні досить сильно залежить від потужностей обчислювального пристрою. Використання потужних математичних моделей для розрахунку гідродинамічних процесів на сьогодні дозволяє розглядати кожен атом повітря окремо. Що без умовно дуже чітко дає моделювання реалістичних процесів у складних гідродинамічних процесах. Безумовне використання все більш потужних програмних комплексів іноді не дозволяє одночасно врахувати всі можливі властивості існуючих програм.

Аналіз існуючих моделей. З аналізу існуючих моделей джерел [5-7] можна зробити висновок про актуальність досліджень тепломасообмінних процесів у середовичі ANSYS. Але досі експериментальний метод оцінки залишається актуальним засобом верифікації розрахунку [8, 9]. Якраз у цьому розрізі постає актуальне питання розробки швидкодіючих засобів розрахунку для забезпечення пошуку варіантів оптимальної комбінації розташування космічних апаратів в об'ємі головного обтічника [10]. Це все дозволяє стверджувати, що процеси примусового вентилювання космічних апаратів ще не мають одного оптимального якісного вирішення загалом.

Використання такого підходу потребує наявності чисельної моделі, що дає змогу на етапі ухвалення рішень оцінити ефективність цього методу регулювання температурних полів в середині обтічника. Важливість розробки чисельної моделі полягає в тому, що замовник корисного навантаження забороняє проводити вимірювання поля температури в головному обтічнику. Отже єдиним методом оцінки ефективності екранів на формуванні теплових полів біля корисного навантаження є математичне моделювання. Немає розробленої чисельної моделі примусової вентиляції космічних апаратів у об’ємі головного обтічника з врахуванням захисних конструкцій.

Постановка подальшого дослідження. Виявлена науково-методична прогалина визначає актуальним завданням розробку засобів, що сприяють формуванню потрібних температурних режимів біля корисного навантаження та не призводять до суттєвого збільшення його маси або енергоспоживання для підтримки необхідної температури біля чутливих поверхонь.

Пояснюваність прогнозу. Певним недоліком запропонованої математичної моделі теплопереносу в обтічнику є те, що модель не враховує вплив в’язкості повітряного потоку при розв’язанні задачі обтікання корисного навантаження. При такому підході неможливо визначити вплив прикордонного шару на формування температури повітря біля твердої поверхні корисного навантаження. Однак на попередньому етапі формування принципової компоновки можливо не враховувати вплив в'язкості повітря.

Висновки. Розроблено чисельну модель аеродинаміки всередині головного обтічника на етапі його передстартової підготовки. Визначення поля швидкості здійснюється шляхом чисельного інтегрування рівняння для потенціалу швидкості. Побудована чисельна модель аеродинаміки дозволяє врахувати наявність захисного екрану всередині головного обтічника, а також додаткового, бічного дуття повітря всередину обтічника. Важливою особливістю розробленої чисельної моделі аеродинаміки є можливість врахування складної геометричної

форми корисного навантаження при проведені обчислювального експерименту, в зокрема, при його компоновці за схемою «тандем». Побудована чисельна модель для аналізу температурних полів повітря всередині головного обтічника при його термостатуванні, що враховує геометричну форму корисного навантаження, місця та інтенсивність дуття повітря всередині обтічника, локація та розміри захисного екрану. Проведені обчислювальні експерименти показали, що найбільш раціональним інженерним рішенням зменшення температури біля чутливих поверхонь корисного навантаження є використання двох коротких екранів.

ЛІТЕРАТУРА

1. Groves, C. E. 2014. ComputationalFluid Dynamics UncertaintyAnalysisforPayloadFairingSpacecraftEnvironmentalControlSystems. Doctoraldissertation, UniversityofCentralFlorida, 160 p.
https://ntrs.nasa.gov/api/citations/20140008549/downloads/20140008549.pdf
2. V. Alcayde. Thermalcontrolof a spacecraft: Backward-implicitschemeprogrammingandcoatingmaterialsanalysis. V. Alcayde A. Vercher-Martínez. F. JavierFuenmayor. AdvancesinSpaceResearch. Volume 68, Issue 4, 15 August 2021, Pages 1975-1988. https://doi.org/10.1016/j.asr.2021.03.041
https://riunet.upv.es/server/api/core/bitstreams/89af357a-e597-486d-8635-2968affd5209/content
3. New Glenn Payload User's Guide. Revision C - OCTOBER 2018. NGPM – MA0001. ApprovedforExport.
https://yellowdragonblog.com/wp-content/uploads/2019/01/new_glenn_payload_users_guide_rev_c.pdf
4. А. М. Потапов. Сравнениеголовныхобтекателейнынешних и перспективныхотечественныхракетоносителей и ихзарубежныханалогов. А. М. Потапов, В.А.Коваленко, А. В.Кондратьев. Авиацинно-космическаятехника и технологиянаучно-технический журнал. 2015, № 1 (118). ISSN 1727-7337 (Відсутній квартель)
https://www.researchgate.net/publication/295920078_Sravnenie_golovnyh_obtekatelej_susestvuusih_i_perspektivnyh_otecestvennyh_raket-nositelej_i_ih_zarubeznyh_analogov
5. M.T. Pamuk. Numericalsimulationofforcedconvectioninanenclosure. JP JournalofHeatandMassTransfer. Volume 18, Issue 1, Pages 133 - 144 (October 2019). http://dx.doi.org/10.17654/HM018010133
https://www.researchgate.net/publication/296808952_Numerical_simulation_of_forced_convection_heat_transfer_of_air_in_a_porous_plate_channel
6. Yuan-Yuan, Lou. 2020. Numericalsimulationoftheaircoolingsystemforscientificpayloadrackon a spacestation. Energies, Vol. 13(22): 401-410
https://www.researchgate.net/publication/347120501_Numerical_Simulation_of_the_Air_Cooling_System_for_Scientific_Payload_Rack_on_a_Space_Station
7. ZhangJunxin. WangYuchaoStrategyforEnhancingFairingAirConditioningSecurityCapacityintheOn-TimeLaunchofChinese Mars-1 Exploration. ZhangJunxin, ZhongWenan, WuZhongye, XuLaping, LiGang, ZhangChuang, ZhangXiaojie. Journal of Physics: ConferenceSeries 2006 (2021) 012060. doi:10.1088/1742-6596/2006/1/012060
https://www.researchgate.net/publication/354108298_Strategy_for_Enhancing_Fairing_Air_Conditioning_Security_Capacity_in_the_On-Time_Launch_of_Chinese_Mars-1_Exploration
8. M. Dutra. Coolingofanobjetctbyforcedconvection. M. Dutra, M. Monteiro, A. C. Marti. Physics Education. Submittedon 12 Apr 2024 (v1), lastrevised 15 Apr 2024 (thisversion, v2). https://doi.org/10.48550/arXiv.2404.08587
https://arxiv.org/abs/2404.08587
9. A. Riaz. ConvectionHeatTransferfromHeatedThinCylindersInside a VentilatedEnclosure A. Riaz. A. Ibrahim. M. SohailBashir. M. Abdullah. A. Shah. A. Quddus. Semiconductor Scienceand Information Devices. Volume 04. Issue 02. October 2022. https://doi.org/10.30564/ssid.v4i2.4719
https://www.researchgate.net/publication/362035995_Convection_Heat_Transfer_from_Heated_Thin_Cylinders_Inside_a_Ventilated_Enclosure
10. Biliaiev, M., Rusakova, T., Biliaieva, V., Kozachyna, V., Berlov, O., &Semenenko, P.AnalysisofTemperatureFieldintheTransportCompartmentoftheLaunchVehicle. 26th InternationalScientificConferenceTransportMeans 2022, Vol 2022-October, 2022, Pp. 122–127.
https://transportmeans.ktu.edu/wp-content/uploads/sites/307/2023/02/Transport-Means-2022-Part-I.pdf

УДК 629.78.068; 621.396.677.83

ПРОЄКТУВАННЯ СИСТЕМИ ТЕРМОРЕГУЛЮВАННЯ СУПУТНИКА З ЛЕГКОЮ ВІДБИВАЮЧОЮ АНТЕННОЮ СИСТЕМОЮ

Д.О. Журавель[1], Л.Б. Кабакова[2]

[1]інженер–конструктор 3 категорії, e-mail: danilzuravel5@gmail.com

[2]к.т.н., с.н.с, e-mail: lbkabakova@nas.gov.ua

[1,2] ДП «Конструкторське бюро «Південне» ім. М.К. Янгеля, Дніпро, Україна

Анотація. У роботі проаналізовано теплові режими супутника з легкою відбивною антеною. За допомогою чисельного моделювання обґрунтовано розроблену систему терморегулювання. Для цього були обрані розрахункові випадки, побудовані геометрична та спрощена моделі супутника, визначені теплові потоки на зовнішні поверхні супутника від Сонця, Землі та Альбедо Землі, проведена низка розрахунків теплових режимів елементів конструкції та апаратури супутника.

Ключові слова: *система терморегулювання, супутник, теплові потоки, теплові режими, тепловий аналіз, екранно-вакуумна теплоізоляція.*

DESIGN OF THE TEMPERATURE CONTROL SYSTEM OF A SATELLITE WITH A LIGHTWEIGHT REFLECTIVE ANTENNA SYSTEM

Danylo Zhuravel[1], Liudmyla Kabakova[2]

[1] engineer, e-mail: danilzuravel5@gmail.com

[2]Ph.D., Senior Researcher, e-mail: lbkabakova@nas.gov.ua

[1,2] Yuzhnoye State Design Office, Dnipro, Ukraine

Abstract. This paper analyzes the thermal conditions of a satellite with a lightweight reflective antenna. Using numerical modeling, the selected thermal control system is justified. To achieve this, design cases were selected, geometric and simplified models of the satellite were constructed, heat fluxes to the satellite's external surfaces from the Sun, Earth, and Earth albedo were determined, and a series of calculations of the thermal conditions of the satellite's structural elements and equipment was performed.

Keywords: *thermal control system, satellite, heat flows, thermal regimes, thermal analysis, multilayer insulation.*

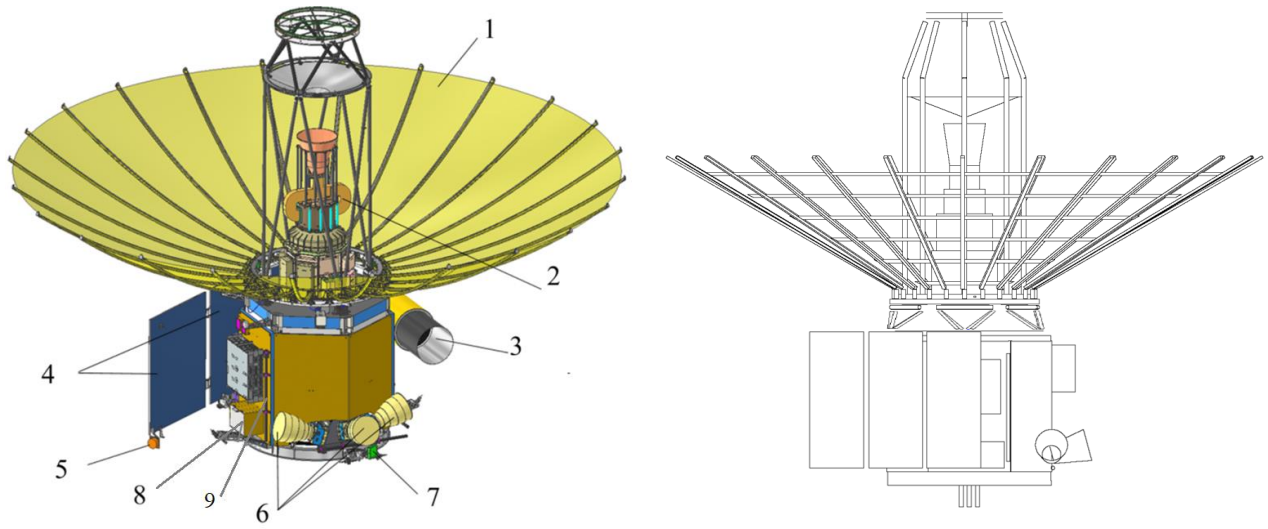
Вступ. Під час функціонування супутника температура елементів конструкції та апаратури повинна залишатися в заданих діапазонах. Порушення теплового режиму супутника призводить до виходу з ладу апаратури та неможливості виконання поставлених завдань. Вибір системи терморегулювання (СТР) супутника, яка забезпечує необхідні температурні режими супутника та має мінімальне енергоспоживання й масу, є одним із ключових завдань проектування космічного апарата [1,2]. У даній роботі наведено обґрунтування системи терморегулювання супутника з легкою відбивною антеною методами чисельного моделювання.

Мета роботи. Метою роботи є обґрунтування системи терморегулювання супутника і його підсистем за допомогою чисельного модулювання.

Методи дослідження. Розрахунок теплових потоків від Сонця, Землі та Альбедо Землі на зовнішні поверхні супутника було проведено у спеціалізованому пакеті програм розробки ДП КБ «Південне». Тепловий аналіз проводився у програмному комплексі ANSYS Workbench із використанням модуля Transient Thermal методом кінцевих елементів.

Матеріал і результати досліджень. Для визначення зовнішніх теплових потоків на основі компонувальної схеми (рис.1 а) було створено геометричну модель супутника (рис.1 б), у якій розрахункові вузли представлені поверхнями теплообміну випромінюванням із відповідними розмірами та термооптичними коефіцієнтами (коефіцієнтом випромінювання та коефіцієнтом поглинання сонячного випромінювання). Для легкої відбиваючої антени була обрана сітка з прозорістю 85% [3]. Полупрозора сітка моделювалась як набір стрічок, площа пустот між якими складала 85% від загальної площі поверхні (рис.1 б).

При виборі СТР було обрано два основних розрахункових випадки: так звані «холодний» та «гарячий» випадки. «Холодний» випадок характеризується мінімальними зовнішніми тепловими потоками та мінімальними тепловиділеннями приборів. «Гарячій» випадок характеризується максимальними зовнішніми тепловими потоками та максимальними тепловиділеннями приборів. Параметри орбіт для розрахункових випадків приведені в таблиці 1.



а) б)

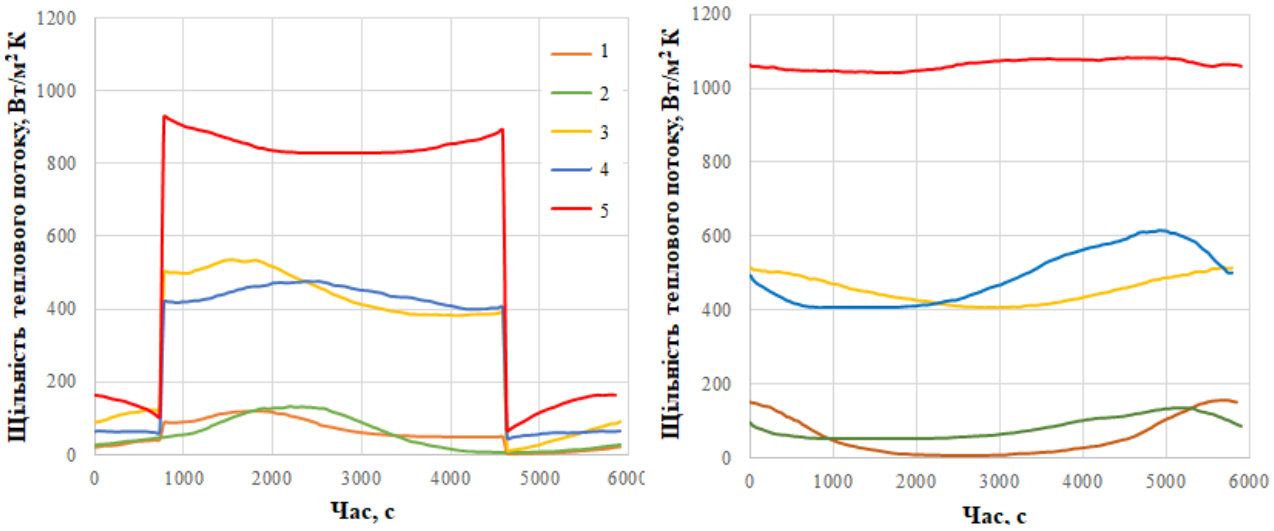
Рисунок 1 – Схема супутника з легкою відбиваючою антенною системою (а) та геометрична модель супутника для розрахунку зовнішніх теплових потоків: 1 – легка відбиваюча антена, 2 - система випромінювання електромагнітних хвиль, 3 – оптичний блок системи стеження, 4 - сонячні батареї, 5 – антена S-діапазону, 6 – зоряні датчики, 7 – антена глобальної супутникової навігаційної системи, 8 – батарея хімічна, 9 - магнит.

Таблиця 1 – Характеристики орбіт для розрахункових випадків

Параметри орбіти	**«Холодний» випадок**	**«Гарячий» випадок**
Нахил орбіти, град.	43	43
Висота апогею, км	1000	1000
Висота перигею, км	300	300
Бета-кут, град	0	-66.44
Сонячна константа, Вт/м²	1316	1407
Тепловий потік від Землі, Вт/м²	230.3	246.2
Альбедо	0.23	0.4
Тіньовий час, хв.	36.797	-

Було проведено моделювання орбітального польоту та обчислено теплові потоки, що поглинаються зовнішніми поверхнями супутника. Зовнішні теплові потоки на основні поверхні супутника для розрахункових випадків наведено на рисунку 2. Для проведення теплового аналізу в модулі Transient Thermal розроблено спрощену 3-D модель супутника та згенеровано сітку кінцевих елементів. Для кожної складової частини супутника задавалися матеріали та їхні властивості (густина, коефіцієнт теплопровідності, питома теплоємність). Для окремих компонентів супутника розраховувалася «усереднена» густина матеріалу, що враховувала масу приладу та його габаритні розміри. При моделюванні в модулі Transient Thermal задавалися такі теплові навантаження та граничні умови:

- щільності теплових потоків на зовнішні поверхні супутника, що змінюються в часі;
- тепловиділення електронних компонентів;
- випромінювання в навколишнє середовище з поверхонь супутника;
- радіаційний теплообмін між поверхнями всередині супутника.



«холодний» випадок «гарячий» випадок

Рисунок 2 – Криві коливань щільності теплових потоків на поверхнях супутника: 1 – батарея сонячна; 2 -шпангоут; 3 – антена S-діапазону; 4 – магніт; 5 – батарея хімічна.

Для забезпечення теплових режимів конструкції супутника і його апаратури було обрано СТР (рис.3), яка включає чохли екранно-вакуумної теплоізоляції (ЕВТІ), теплові ізолятори, терморегулюючі покриття, нагрівачі. ЕВТІ [4] складається з десяти шарів металізованого з двох сторін каптона, між якими прокладені шари сітки з поліестеру. Зовнішня поверхня ЕВТІ має коефіцієнт поглинання сонячного випромінювання A_S = 0.67 та коефіцієнт випромінювання ε =0.71. чохлами ЕВТІ покриті майже усі зовнішні поверхні супутника за винятком поверхонь приборів, які мають значне тепловиділення. Особливість конструкції супутника полягає в тому, що основна конструкція «захищена» від сонячного випромінювання сонячними батареями і охолоджується. Ізоляція супутника за допомогою ЕВТІ зберігає тепло від приборів, що мають постійне тепловиділення (наприклад, гіроскопи), і підтримують необхідний рівень температур інших приборів і елементів конструкції, що розташовані всередині супутника. Теплові ізолятори значно зменшують теплообмін теплопровідністю між апаратурними панелями та приборами.

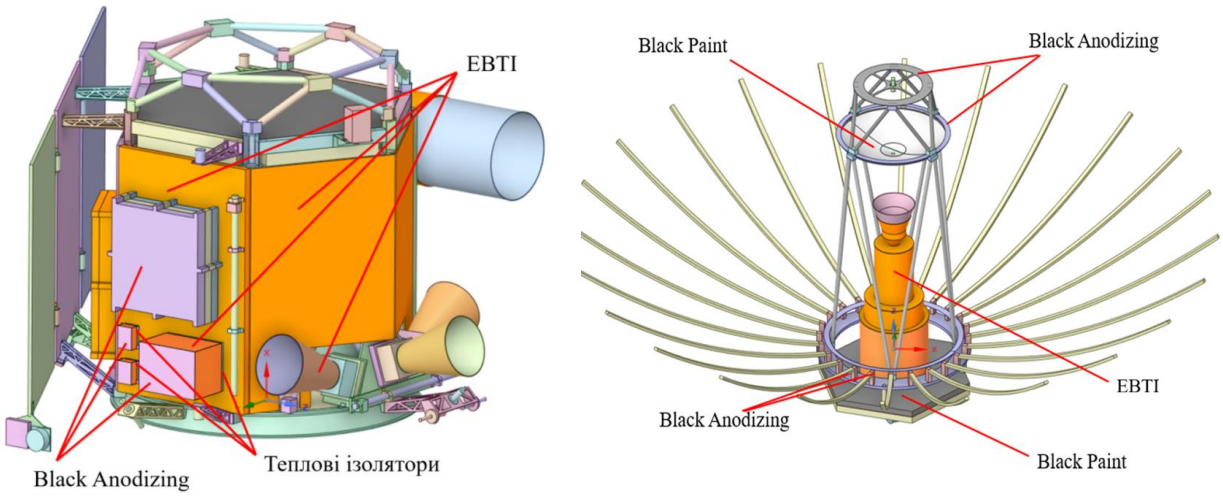
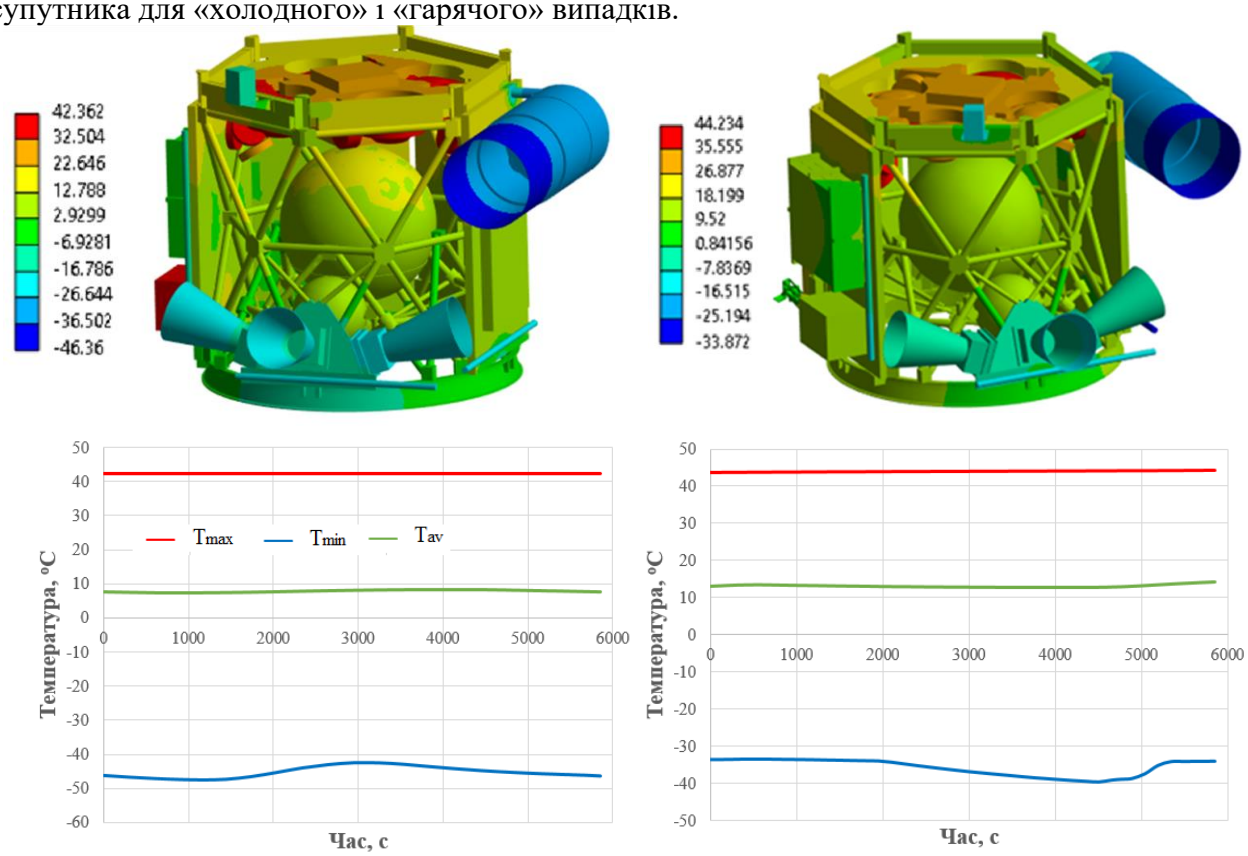


Рисунок 3 – Схема нанесення терморегулюючих покриттів, встановлення ЕВТІ та теплових ізоляторів

В якості терморегулюючого покриття розглядається покриття Black Anodizing або Black Paint - терморегулюючі покриття класу «сонячний поглинач» з високим значенням коефіцієнта поглинання сонячного випромінювання A_S = 0.86 та високим коефіцієнтом випромінювання ε= 0.86. Нагрівачі встановлюються на елементи двигунної установки та працюють за показаннями датчиків температури.

На рис. 4 приведені результати розрахунків теплових режимів основних елементів супутника для «холодного» і «гарячого» випадків.



«холодний» випадок «гарячий» випадок

Рисунок 4 – Температури основних елементів конструкції та апаратури супутника, ЕВТІ та сонячні батареї не показані, T_{max} – максимальна температура, T_{min} – мінімальна температура, T_{av} – середньомасова температура.

Серія розрахунків теплових режимів довела, що розроблена СТР забезпечує функціонування приборів та елементів конструкції супутника з легкою відбиваючою антеною в заданому температурному діапазоні як у «холодному» так і у «гарячому» випадках

Висновки. Була розроблена та за допомогою чисельного моделювання обґрунтована система терморегулювання, яка при мінімальних ресурсах забезпечує допустимі температурні режими елементів конструкції супутника і його підсистем. Для обґрунтування СТР були обрані розрахункові випадки, «холодний» та «гарячий», розраховані зовнішні теплові потоки від Сонця, Землі та альбедо Землі, які є граничними умовами для розрахунку теплових режимів елементів супутника. Низка розрахунків підтвердила працездатність розробленої СТР, при якій температури приборів та елементів конструкції знаходяться в допустимих діапазонах.

ЛІТЕРАТУРА

1. Hengeveld D. W., Mathison M. M., Braun J. E. et al. Review of Modern Spacecraft Thermal Control Technologies. HVAC&R Research. 2010. 16(2). P. 189–220. https://doi.org/10.1080/10789669.2010.10390900.
2. Zaidaan S., Mulla Z., Nakkar R., et al. Advances in Satellite Thermal Management Systems: Challenges, Innovations, and Future Directions. Acta Astronautica. 244, 2026. 10.1016/j.actaastro.2026.02.002.
3. Son M. Y., Chae B. G., Sung H. M., et al. Numerical Investigation on the Thermal Characteristics of Lightweight Metal Mesh-Based Reflector Antenna with Various Knitting Conditions. Aerospace 2024, 11, 780. https://doi.org/10.3390/aerospace11090780.
4. Finckenor M. M., Dooling D. Multilayer Insulation Material Guidelines: Technical Report NASA/TP-1999-209263 / National Aeronautics and Space Administration. — Huntsville: Marshall Space Flight Center, 1999. 46 p.

УДК 623.445+539.411.5

ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ МІЦНОСТІ ПРИ УДАРНОЇ ВЗАЄМОДІЇ КУЛІ З БРОНЬОВАНОЮ ПЕРЕШКОДАЮ

О.І. Бабаченко[1], О.М. Мінай[2], Р.В. Подольський[3]

[1]д.т.н., чл.-кор. НАНУ, e-mail: a_babachenko@i.ua
[2]докт. філос., e-mail: minayan1976@gmail.com
[3]докт. філос., e-mail: rostislavpodolskij@gmail.com
[1,3]Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України
490107, пл. Ак. Стародубова, 1, Дніпро, Україна
[2]Державне підприємство «Конструкторське бюро «Південне» ім. М.К. Янгеля», вул. Криворізька 3, Дніпро, Україна, 49008

Анотація. У роботі висвітлено проблему підвищення ефективності елементів індивідуального бронезахисту (бронежилетів та плитоносок) шляхом вдосконалення методів їх чисельного проєктування. Розроблено спрощену інженерно-чисельну розрахункову модель для оцінювання параметрів напружено-деформованого стану та міцності броньових перешкод при високошвидкісній ударній взаємодії з вражаючими елементами (кулями, уламками). Здійснено структурну оптимізацію граничних умов та обґрунтовано вибір релевантних математичних моделей вирішувача, що забезпечують адекватне відтворення фізики ударно-хвильових процесів, деформації середовищ, позиціонування ударних фронтів і значення пікових тисків динамічного навантаження. Доведено, що застосування запропонованої розрахункової моделі дає змогу оптимізувати конструктивні параметри захисних елементів та суттєво скоротити часові витрати на етапі їх ескізного й технічного проєктування.

Ключові слова: *чисельне моделювання, ANSYS Explicit Dynamics, метод Лагранжа, напружено-деформований стан, міцність, балістична стійкість, ударна взаємодія, броньована перешкода, бронезахист, ударно-хвильові процеси, тиск динамічного навантаження.*

DETERMINATION OF STRENGTH PARAMETERS DURING HIGH-VELOCITY BULLET IMPACT ON ARMORED BARRIERS

Oleksandr Babachenko[1], Oleksandr Minai[2], Rostyslav Podolskyi[3]

[1]Dr.Sc., corresponding member of the Academy of Sciences, e-mail: a_babachenko@i.ua
[2]Ph.D., e-mail: minayan1976@gmail.com
[3]Ph.D., e-mail: rostislavpodolskij@gmail.com
[1,3]Z.I. Nekrasov Iron and Steel Institute, National Academy of Sciences of Ukraine
1, Akad. Starodubova Square, Dnipro, 490107, Ukraine
[2]Yuzhnoye State Design Office named after M. K. Yangel
3, Kryvorizhska Str., Dnipro, 49008, Ukraine

Abstract. This paper addresses the problem of enhancing the efficiency of personal protective equipment elements (body armour and plate carriers) by improving their numerical design methods. A simplified engineering-numerical computational model has been developed to evaluate the stress-strain state parameters and the strength of armoured barriers during high-velocity impact interaction with striking elements (bullets, fragments). Structural optimization of boundary conditions was carried out, and the selection of relevant solver mathematical models was substantiated, ensuring an accurate representation of shock-wave dynamics, media deformation, shock front positioning, and peak dynamic load pressures. It is demonstrated that the application of the proposed computational model enables the optimization of protective element structural parameters and significantly reduces design time during the conceptual and detailed engineering stages.

Keywords: *numerical simulation, ANSYS Explicit Dynamics, Lagrange's method, stress-strain state, strength, ballistic resistance, impact interaction, armoured obstacle, armour protection, shock-wave processes, dynamic load pressure.*

Вступ. Сучасний розвиток засобів збройної боротьби зумовлює високу актуальність суттєвого підвищення ефективності елементів індивідуального бронезахисту (бронежилетів та плитоносок). За статистикою бойових уражень, саме високошвидкісні кулі та балістичні уламки є основними уражаючими факторами, що призводять до поранень особового складу. Аналітичний опис та прогнозування процесів високошвидкісного удару та пробивання броньових перешкод характеризуються високою математичною складністю, оскільки супроводжуються істотно нелінійними явищами: великими пластичними деформаціями, високошвидкісним деформаційним зміцненням, локальним розігрівом матеріалів та хвильовими процесами. Традиційні натурні експериментальні дослідження вимагають

значних матеріально-технічних витрат і часових ресурсів. З огляду на це, в інженерній практиці набуває поширення застосування методів скінченно-елементного чисельного моделювання з використанням спеціалізованих обчислювальних комплексів, зокрема *ANSYS Explicit Dynamics* із розрахунковим модулем *Autodyn*. Застосування таких чисельних середовищ дає змогу суттєво інтенсифікувати процеси ескізного та технічного проєктування, оптимізувати масо-габаритні й міцнісні характеристики бронеелементів, а також зменшити трудомісткість розрахунків.

Мета роботи. Розробка та наукове обґрунтування спрощеної інженерно-чисельної розрахункової моделі оцінювання параметрів міцності й балістичної стійкості елементів індивідуального бронезахисту при високошвидкісному ударі кулею калібру 7,62×39 мм ПС, а також оптимізація чисельних параметрів вирішувача та граничних умов у середовищі *ANSYS Explicit Dynamics* (*Autodyn*) для підвищення точності розрахунку динамічного навантаження при скороченні часових витрат на проєктування.

Матеріал і результати досліджень. У якості основного ударного елементу було розглянуто кулю набою 7,62х39 ПС зразка 1943 р. (за індексом ГРАУ – 57-Н-213) від автомату АКМ (базовий варіант з довжиною стволу 415 мм), яка призначена для враження живої сили супротивників, яка розташована відкрито або за легкими укриттями, вогньових осередків і неброньованої техніки при стрільбі на відстань до 1000 м.

Основні тактико технічні характеристики кулі:

- калібр – 7,62 мм;
- тип – FMJ BT (*Full Metal Jacket Boat Tail*): куля з суцільнометалевою оболонкою, та сталевим термозміцненим сердечником;
- оболонка кулі – а) сталева; б) біметалева (сталева оболонка плакірована томпаком);
- осердя кулі: а) більш поширені ранні варіанти виконання – конструкційна, вуглецева ст. 10; б) з 1989 р. більш поширена основна заміна ст. 10 – конструкційна ресорно-пружинна вуглецева ст. 65г;
- вага кулі: 7,74…8,05 г.;
- вага осердя: 3,52…3,55 г.;
- початкова швидкість кулі: 710…730 м/с.;

У якості броньованої перешкоди було розглянуто сталеву пластину з розмірами 100х100х8 мм, зі сталі власного виробництва Інституту чорної металургії ім. З.І. Некрасова Національної академії наук України (м. Дніпро).

Етапи виконання основної задачі: створення 3D моделі кулі та броньованої перешкоди; створення кінцево-елементної сітки; основні припущення прийняті при створенні математичної моделі; вибір моделей та методу чисельного моделювання; налаштування вирішувача; результати обчислювання; аналіз результатів обчислювання; висновки.

Параметри розрахункової моделі (обґрунтування вибору чисельного вирішувача). Для дискретизації розрахункової області використано Лагранжевий формулятивний підхід (*Lagrange*) методу скінченних елементів. У даній постановці скінченно-елементна сітка жорстко пов'язана з деформованим матеріальним середовищем і переміщується сумісно з ним. Порівняльний аналіз чисельних методів, що застосовуються в динаміці удару: Ейлера (*Euler*), довільного Лагранжа-Ейлера (*ALE*) та безсіткового методу згладжених частинок (*SPH*), показав перевагу Лагранжевого підходу для цієї задачі [1-5]. Основними науково-методичними аргументами на користь даного вибору є:

- *Чітка ідентифікація міжфазних меж:* Лагранжева сітка дозволяє відстежувати контактні поверхні розділу середовищ («пластина – осердя – оболонка») без додаткового чисельного згладжування або виникнення штучної дифузії маси, притаманної Ейлеровим сіткам.
- *Точність розрахунку хвильових фронтів:* забезпечується висока роздільна здатність при локалізації ударно-хвильових фронтів та точне визначення амплітуди пікових тисків у зоні контактної взаємодії.

- *Обчислювальна ефективність:* відсутність потреби в перерозподілі маси між осередками сітки на кожному часовому кроці суттєво скорочує ресурсоємність розрахунку порівняно з алгоритмами *ALE* та *SPH*.

Математичні моделі поведінки матеріалів. Для опису фізичного стану, деформаційного зміцнення та динамічної стисливості матеріалів за умов високих швидкостей деформації ($\dot{\varepsilon} > 10^3$ с$^{-1}$) і вибухово-ударних тисків залучено систему конститутивних рівнянь [6, 7]:

- *Модель міцності Джонсона-Кука (Johnson-Cook Strength Model):* описує феноменологічну залежність еквівалентного напруження пластичної течії (σ_y) від деформаційного зміцнення, швидкості деформування та температурного розм'якшення.
- *Лінійне рівняння стану ударної адіабати (Shock EOS):* використовується для опису кінематики ударної хвилі та встановлення лінійного співвідношення між швидкістю ударної хвилі (U_s) та масовою швидкістю речовини (u_p).
- *Рівняння стану Грюнайзена:* застосовується для опису термодинамічного стану суцільного середовища при високих тисках із урахуванням теплової складової тиску.

Апроксимація властивостей матеріалів та обґрунтування припущень. У зв'язку з відсутністю в базовому розділі *Granta Design Sample Material* бібліотеки *ANSYS Engineering Data Sources* повної сукупності емпіричних коефіцієнтів для вищезгаданих феноменологічних моделей відносно вітчизняних марок сталей ст. 10 та ст. 65г, у роботі прийнято ***науково обґрунтоване припущення про заміну вихідних матеріалів їх структурно-механічними аналогами*** з бази даних *Explicit Materials* [1].

Критерієм еквівалентності були близькість хімічного складу (зокрема вмісту вуглецю *C* та легуючих елементів), механічних характеристик (граничний опір при розтягуванні *UTS*, твердість за Роквеллом *HRC*) та динамічної поведінки при ударі (дивись таблицю 1).

Таблиця 1 – Порівняльні характери питомих матеріалів

Марка сталі	Вміст вуглецю, C %	Легуючі елементи	Твердість, HRC	UTS, МПа	Примітка відносно застосування у сердечнику
ст. 10	0,10	Mn 0,3…0,6%	18…20	~380	Рання версія
ст. 65г	0,65	Si ≤0,17%, Mn ≤0,8%	40…45	~1 000	З 1989 р. основна заміна ст. 10
STEEL 1006	0,06	Mn ≤0,4%	15…18	~300	---
STEEL 4340	0,40	Ni 1,8%,	45…50	~930…1 550	---

Тобто при чисельному моделюванні ударної взаємодії кулі з броньованою перешкодою, було прийнято основне припущення, по заміні питомих матеріалів на наступні:

- STEEL 1006 – у якості сталевого осердя кулі, як близький до ст. 10;
- STEEL 4340 – у якості сталевого осердя кулі, як близький до ст. 65г.

Фізико-механічні властивості дослідної броньової сталі розробки Інституту чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України (м. Дніпро), що слугувала перешкодою (розмірами 100×100×8 мм), було ідентифіковано за результатами натурних випробувань та введено до розрахункового комплексу як новий матеріал із позначенням STEEL Body Armour.

Інші матеріали, що присутні у бібліотеці матеріалів Explicit Materials і були використані при чисельному моделюванні: COPPER – як оболонки кулі з міді; LEAD – як свинцева сорочка.

Граничні умови. Для визначення можливих меж впливу на параметри стану середовищ, розташування фронтів і значення пікових тисків ударних навантажень при ударної взаємодії кулі з броньованою перешкодою, було розглянуто два розрахункових випадка:

- *розрахунковий випадок* ***I*** – оболонка кулі повністю сталева[1)] (STEEL 1006); сорочка куль свинцева (LEAD); сердечник кулі виконано з STEEL 1006; броньована перешкода STEEL Body Armour (розробки ІЧМ);

- *розрахунковий випадок* ***II*** – оболонка кулі повність мідна[1)] (COPPER); сорочка куль свинцева (LEAD); сердечник кулі виконано з STEEL 4340; броньована перешкода STEEL Body Armour (розробки ІЧМ).

Примітка: 1) – відтворювати плакірування оболонки кулі при чисельному моделюванні, враховуючі його вплив на контактну поверхню іншого металу вкрай важко, за повною відсутністю даних за потрібними коефіцієнтами до рівнянь Джонсона-Кука, стану ударної адіабаті, стану Грюнайзена. Тому було розглянуто два *розрахункових випадка*: ***I*** – де оболонка кулі повністю сталева (STEEL 1006); ***II*** – оболонка кулі повність мідна (COPPER).

Таким чином *розрахунковий випадок* ***I*** має відтворювати мінімальні (***min***), а *розрахунковий випадок* ***II*** максимальні (***max***) пошкодження броньованої перешкоди при ударної взаємодії з кулею.

Походячи з цього, при налаштуванні вирішувача *ANSYS Explicit Dynamics* були задані наступні граничні умови:

- постановка задачі – 3D;
- 3D модель броньованої перешкоди жорстко зафіксована по бічному периметру;
- початкове положення 3D моделі кулі на відстані 0,5 мм від 3D моделі броньованої перешкоди;
- задані властивості обраних матеріалів 3D моделей кулі та багатошарової броньованої перешкоди;
- метод вирішення рівняння швидкості – Лагранж (*Lagrangian*);
- задіяні моделі міцності, що до матеріалів моделі: кулі та броньованої перешкоди – Джонсона-Кука (*Johnson-Cook Strength Model*), лінійного рівняння стану ударної адіабаті (*Shock EOS*), та рівняння стану Грюнайзена;
- швидкість кулі – 700 м/с (***I***); 725 м/с (***II***);
- час завершення розрахунку – $5e^{-5}$ с (***I***); $6e^{-5}$ с (***II***).

Біметалевий склад оболонки кулі не моделювався. Кутове обертання кулі не моделювалось.

Закладені швидкості кулі перед зіткненням з броньованою перешкодою, для *розрахункових випадків* ***I*** і ***II*** враховують умову, що стрілок робить постріл з відстані 10 м, при цьому падіння швидкості може досягати значень 5…10 м/с.

За результатами чисельного моделювання для *розрахункових випадків* ***I*** і ***II*** були отримані зображення вигляду загального деформування об’єктів дослідження (куля + броньована перешкода) та значення фронтів: еквівалентних напружень (*Equivalent Stress*); еквівалентної пружної деформації (*Equivalent Elastic Strain*); загального деформування (*Total Deformation*).

А також графікі змін за часом: еквівалентних напружень (*Equivalent Stress*); еквівалентної пружної деформації (*Equivalent Elastic Strain*); загального деформування (*Total Deformation*).

Висновки.

1) **Балістична стійкість дослідного бронеелемента:** За результатами чисельного моделювання високошвидкісної ударної взаємодії в середовищі *ANSYS Explicit Dynamics* (*Autodyn*) встановлено, що сталева броньова пластина габаритними розмірами 100×100×8 мм розробки Інституту чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України забезпечує надійне затримання кулі при пострілі з автомату АКМ (базова довжина ствола 415 мм) набоєм калібру 7,62×39 мм ПС (індекс ГРАУ – 57-Н-213):

- *Розрахунковий випадок* ***I*** (м'яке сталеве осердя, матеріал-аналог STEEL 1006 / ст. 10): глибина заглиблення (імпліментації) осердя становить ~ 2 мм.
- *Розрахунковий випадок* ***II*** (термооброблене сталеве осердя підвищеної твердості, матеріал-аналог STEEL 4340 / ст. 65г): глибина заглиблення становить ~ 3 мм.

В обох розрахункових випадках підтверджено збереження структурної цілісності перешкоди: наскрізне пробиття, магістральні тріщини та тильні відколи матеріалу відсутні, що свідчить про високий опір сталі локальним динамічним тискам.

2) **Методологічна та обчислювальна ефективність розрахунку:** Обґрунтовано застосування Лагранжевого вирішувача у поєднанні з феноменологічною моделлю міцності Джонсона-Кука та рівняннями стану ударної адіабати і Грюнайзена. Вибрана математична постановка забезпечує високу точність локалізації ударно-хвильових фронтів, фізично адекватне відтворення деформації середовищ та визначення значення пікових тисків у контактній зоні.

3) **Практична цінність та прикладне значення:** Розроблено та верифіковано спрощену інженерно-чисельну розрахункову модель, яка дозволяє виконувати оперативне оцінювання параметрів напружено-деформованого стану й міцності елементів індивідуального бронезахисту (бронежилетів та плитоносок). Застосування запропонованого підходу дає змогу оптимізувати масо-габаритні й конструктивні параметри бронеелементів та суттєво скоротити часові витрати на етапах їх ескізного й технічного проєктування шляхом зменшення обсягу дорогих натурних балістичних випробувань.

ЛІТЕРАТУРА

1. Мінай О.М., Логвиненко А.І., Приклад застосування ANSYS Explicit Dynamics для визначення параметрів міцності при ударної взаємодії кулі з багатошаровою перешкодою. *Вісник Дніпровського університету імені Олеся Гончара. Серія: Ракетно-космічна техніка*. Том 31 № 4 (2023). С. 159 – 166. https://doi:10.15421/452320.

2. Avramov K., Chernobryvko M., Uspensky B., Seitkazenova K., Myrzaliyev D. Self-sustained vibrations of functionally graded carbon nanotubes reinforced composite cylindrical shell in supersonic flow. *Nonlinear Dynamics*. 2019. № 98(3). P. 1853 – 1876.

3. Martynenko G., Avramov K., Martynenko V., Chernobryvko M., Tonkonozhenko A., Kozharin V. Numerical simulation of warhead transportation. *Defence Technology*. Available online 9 March 2020. https://doi.org/10.1016/j.dt.2020.03.005.

4. Kruszka L., Avramov K., Chernobryvko M., Uspensky B., Sakhno N., Mesha Y. Modeling of deformation of nanocomposite body structures considering different types of nanotubes reinforcement under gasodynamic pressure. *Abstracts of the 13th Workshop of dynamic behavior of materials and its applications in industrial processes*, Nicosia (Cyprus), 2019. P. 371 – 372.

5. Kruszka L., Chernobryvko M., Uspensky B., Avramov K., Martynenko G., Sakhno N., Martynenko V., Mesha Y. Fracture of a special rocket structure under impact loads. *Proceedings of the 10-th International Symposium on Impact Engineering (ISIE2019)*, Gmunden (Austria), 2019. P. 217 – 222.

6. Чернобривко М. В. *Напружено-деформований стан елементів конструкцій при високошвидкісних навантаженнях : дис. доктора тех. наук : 01.02.04*. Харків, 2020. – 347 с.

7. Mei H., Wang Y.C., Liu X., Cao D.F., Liu L.S. Numerical investigation on anti-penetration behavior of ceramic/metal target under ballistic impact. *Journal of Physics: Conference*. Series 419 (2013) 012054. https://doi.org/10.1088/1742-6596/419/1/012054.

УДК 629.762.5: 533.6.013.13

ВПЛИВ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ ПОХИБКИ КУТА УСТАНОВКИ СЕРПОПОДІБНИХ СТАБІЛІЗАТОРІВ НА КУТОВУ ШВИДКІСТЬ ОБЕРТАННЯ ЛІТАЛЬНОГО АПАРАТУ

О.О. Коляда[1], О.М. Мінай[2]

[1]аспірантка, e-mail: kolyada.elena78@gmail.com
[2]доктор філософії, e-mail: minayan1976@gmail.com
[1,2]Державне підприємство «Конструкторське бюро «Південне»
ім. М.К. Янгеля», вул. Криворізька 3, Дніпро, Україна, 49008

Анотація. У роботі досліджено вплив відхилень кута установки серпоподібних стабілізаторів, що виникають внаслідок технологічних похибок виготовлення та монтажу, на динаміку обертального руху літального апарату навколо поздовжньої осі. Визначено: 1) аеродинамічні та конструктивні фактори інтенсифікації обертального руху реактивного снаряду; 2) критичні режими обтікання серповидних стабілізаторів. Описано методологію чисельного моделювання аеродинамічного обтікання хвостового відсіку снаряда в пакеті ANSYS Fluent з використанням моделі турбулентності k-ω SST. Досліджено еволюцію аеродинамічних збурень при зменшенні технологічного допуску з 40 до 20 мінут. Визначено ризики, пов'язані із зануленням кутової швидкості обертання та виникненням просторового резонансу. Надано рекомендації щодо оптимізації технологічних допусків у процесі виробництва літального апарату.

***Ключові слова**: літальний апарат, стабілізатори, кутова швидкість обертання, похибка, крен, ANSYS Fluent, чисельне моделювання, CFD, аеродинамічні процеси, газодинамічні процеси, турбулентність, гідрогазодинаміка, резонанс, проектування, математичне моделювання.*

INFLUENCE OF MANUFACTURING AND ALIGNMENT ERRORS OF WRAPAROUND FINS ON THE ROLL RATE OF A AIRCRAFT

Olena Koliada[1], Oleksandr Minai[2]

[1]Postgraduate student, e-mail: kolyada.elena78@gmail.com
[2]Ph.D., e-mail: minayan1976@gmail.com
[1,2]Yuzhnoye State Design Office named after M. K. Yangel 3, Kryvorizhska Str., Dnipro, 49008 Ukraine

Abstract. This study investigates the impact of alignment errors in wraparound fins, resulting from manufacturing and assembly tolerances, on the roll dynamics of a aircraft around its longitudinal axis. The following have been determined: 1) aerodynamic and design factors intensifying the rotational motion of the rocket projectile; 2) critical flow regimes for crescent-shaped stabilizers. A methodology is described for the numerical simulation of aerodynamic flow around the tail section of a projectile using the ANSYS Fluent software package and the k-ω SST turbulence model. The evolution of aerodynamic perturbations was investigated as the manufacturing tolerance was reduced from 40 to 20 arcminutes. Risks associated with the angular rotation velocity dropping to zero and the occurrence of spatial resonance were identified. Recommendations are provided for optimizing manufacturing tolerances during the production of the aircraft.

***Keywords:** aircraft, fins, angular rotation velocity, error, roll, ANSYS Fluent, numerical simulation, CFD, aerodynamic processes, gas-dynamic processes, turbulence, hydro-gas dynamics, resonance, design, mathematical modeling.*

Вступ. Обертання літальних апаратів (ЛА) навколо поздовжньої осі є основним методом динамічного балансування, який дозволяє усереднити дію ексцентриситету тяги двигуна та геометричної асиметрії корпусу снаряда в польоті [1, 2]. Стабільна кутова швидкість крену (ω_x) мінімізує розсіювання та забезпечує необхідну точність, що є критично важливим для запуску літального апарату. Сучасні вимоги до компактності пускових контейнерів зумовили масове переведення ЛА на складані лопаті серпоподібної (дугоподібної) форми, які у складеному стані повторюють циліндричну поверхню корпусу ракети. Проте виробничий процес виготовлення таких лопатей штампуванням та їхній подальший монтаж на корпусі супроводжуються неминучими технологічними похибками. Навіть найменше відхилення кута установки лопаті від номінального значення здатне призвести до різкої зміни моменту крену через складну нелінійну аеродинаміку серпоподібного профілю. Тому кількісна оцінка впливу похибки кута установки на кутову швидкість у порівнянні з класичними плоскими системами є важливою науково-технічною задачею для ракетобудівної галузі.

Мета роботи. Математичне обґрунтування, порівняльний аналіз та чисельне моделювання динаміки обертання ЛА із плоскими та серпоподібними стабілізаторами за

наявності технологічної похибки кута їхнього монтажу для визначення критичних режимів польоту.

Матеріал і результати досліджень. Традиційні плоскі стабілізатори (прямокутної, трапецієподібної або стрілоподібної форми в плані) є класичним елементом аеродинамічного компонування реактивних снарядів. Фізика їхнього обтікання базується на симетричному розподілі сил відносно серединної площини крила. За умови нульового конструктивного кута установки ($\delta_0 = 0$) та відсутності кутової швидкості обертання ($\omega_x=0$), потік повітря, що набігає обтікає плоску лопать абсолютно симетрично. Розрахункові поля статичного тиску на лівій та правій сторонах лопаті є ідентичними, внаслідок чого результуюча підйомна сила лопаті дорівнює нулю, а сумарний обертальний момент відсутній.

Обертальний момент крену для плоских стабілізаторів виникає виключно у два способи: примусовий розворот лопатей на фіксований кут установки δ_0 відносно поздовжньої осі ЛА під час монтажу або використання скосів (фасок) на передній чи задній кромці лопаті, що штучно створює профільну асиметрію. Головною плюсом плоских стабілізаторів є лінійність та стабільність їхніх аеродинамічних характеристик у всьому діапазоні швидкостей — від дозвукових (M = 0.6) до надзвукових чисел Маха (M = 3.0). Напрямок обертального моменту плоского стабілізатора ніколи не змінюється самостійно протягом польоту, оскільки знак підйомної сили жорстко зафіксований геометричним кутом атаки лопаті. Вплив технологічної похибки монтажу ($\Delta\delta$) на плоскі лопаті є прогнозованим: похибка просто збільшує або зменшує ефективний кут атаки лопаті ($\delta = \delta_0 \pm \Delta\delta$), пропорційно зміщуючи кутову швидкість обертання ракети без зміни структури течії.

На відміну від плоских, серповидні стабілізатори мають вроджену геометричну кривизну профілю за радіусом корпусу. Навіть за умови $\delta_0 = 0$, поле тиску навколо них є суттєво асиметричним: на ввігнутій стороні виникає зона гальмування потоку та підвищеного тиску, а на випуклій – зона прискорення та розрідження. Це породжує власний момент крену (m_{xp0}), який має знакозмінну природу. На трансзвукових швидкостях косі скачки ущільнення, що виникають на випуклому боці серповидної лопаті, радикально перерозподіляють тиск, викликаючи реверс крену – самовільну зміну напрямку обертання ракети. Оскільки технологічна похибка монтажу $\Delta\delta$ у серповидних системах накладається на цей складний, нелінійний газодинамічний процес, вона може повністю занулити сумарний момент у точці реверсу, що робить серповидні стабілізатори в 1,5-2 рази чутливішими до точності виготовлення, ніж плоскі аналоги.

Аеродинамічні та конструктивні фактори інтенсифікації обертального руху літального апарату. Окрім нелінійного характеру зміни власного моменту крену серпоподібних лопатей m_{xp0} у процесі обтікання, існує низка фізичних та конструктивних факторів, що зумовлюють прогресуюче зростання кутової швидкості обертання (ω_x) літального апарату на траєкторії [3, 4]:

- На активній ділянці траєкторії відбувається безперервний розгін ЛА. Оскільки абсолютна величина аеродинамічного моменту прямо пропорційна швидкісному напору $q=\rho V22$, навіть за незмінного коефіцієнта m_{xp0} сумарний обертальний момент стрімко зростає, викликаючи інтенсивне кутове прискорення навколо поздовжньої осі.
- У випадках, коли знак кута технологічної похибки монтажу лопатей $\Delta\delta$збігається зі знаком кута атаки, що індукується геометричною кривизною профілю, виникає явище синергетичного додавання моментів. Сумарний коефіцієнт моменту крену $m\Sigma x = mxp0 + \partial mx\partial\delta \cdot \Delta\delta$ досягає екстремальних значень, що призводить до неконтрольованого розгону ракети по крену.
- Після проходження трансзвукової зони та завершення процесу реверсу крену (M>1.3), положення косих скачків ущільнення на випуклому боці лопаті стабілізується. При цьому градієнт тиску між ввігнутою та випуклою поверхнями серпоподібного стабілізатора суттєво зростає в новому (реверсному) напрямку. Це створює стійкий і потужний перекидаючий момент, який інтенсивно розкручує корпус ракети на надзвукових швидкостях.

- Несиметричне поле підвищеного та зниженого тиску, що формується навколо серпоподібних лопатей, "затікає" на кормову циліндричну частину корпусу ракети. Цей інтерференційний перерозподіл тиску створює додатковий кососиметричний момент крену на самому корпусі, який діє в одному напрямку з моментом стабілізаторів, виступаючи додатковим драйвером збільшення швидкості обертання.

Таким чином, кутова швидкість обертання є функцією складного нелінійного зв'язку між кінематичними параметрами руху снаряду, газодинамічною структурою потоку навколо кривих профілів та випадковим вектором технологічного відхилення $\Delta\delta$.

Критичні режими обтікання серповидних стабілізаторів. При проведеному дослідженні аеродинамічної структури течії навколо хвостового відсіку ЛА автором виділено три основні критичні режими обтікання, де вплив технологічної похибки $\Delta\delta$ стає визначальним для моменту крену [5, 6, 7, 8]:

- Трансзвуковий режим та криза обтікання при числах Маха від 0,85 до 1,3.
- Режим реверсу моменту крену при числах Маха від 1,2 до 1,5.
- Надзвуковий режим (M > 2.5) та інтерференційне затінення.

Методика чисельного моделювання та дослідження збіжності сітки. Оскільки аналітичне визначення нелінійних коефіцієнтів для серпоподібного профілю є неможливим, у роботі застосовано методи обчислювальної гідрогазодинаміки (CFD). Розрахунок проводився в пакеті ANSYS Fluent з використанням розв'язувача *Density-Based* та моделі турбулентності Ментера k-ω SST [9, 10].

Для виключення впливу просторової дискретизації на точність обчислення моменту крену було ведено дослідження збіжності розв'язку на трьох типах гібридних сіток:

- Груба сітка: 2,4 млн елементів, параметр прикордонного шару $y^+ \approx 8$.
- Середня сітка: 5,8 млн елементів, параметр прикордонного шару $y^+ \approx 2.5$.
- Дрібна сітка: 11,2 млн елементів, параметр прикордонного шару $y^+ \approx 0.9$.

Результати тестування моделі при M = 2.0 показали, що на грубій сітці через нездатність коректно ідентифікувати локальні зони відриву прикордонного шару на випуклій криволінійній поверхні стабілізатора, сумарний обертальний момент крену (M_{xp}) виявився штучно завищеним на 14.2% порівняно з дрібною сіткою. Різниця в обчисленні інтегрального моменту між середньою та дрібною сітками склала менше 0.85%, що свідчить про досягнення сіткової незалежності розв'язку. Для подальших чисельних експериментів було обрано розрахункову модель із параметрами дрібної сітки (11,2 млн елементів, $y^+ \leq 1$), що гарантує високу точність фіксації положення косих скачків ущільнення та вихрових структур у міжкриловому просторі.

Результати та аналіз зменшення похибки з 40' до 20'. Впровадження верифікованої сіткової моделі дозволило кількісно дослідити еволюцію аеродинамічних збурень при зміні технологічного допуску на монтаж лопатей. Було ведено порівняльний аналіз двох сценаріїв відхилення: граничного допуску застарілих технічних умов, що допускав похибку монтажу однієї лопаті $\Delta\delta = 40'$, та перспективного допуску $\Delta\delta = 20'$.

При відхиленні кута установки навіть однієї серпоподібної лопаті на $\Delta\delta = -40'$, симетрія обтікання хвостового відсіку повністю руйнується. На надзвукових швидкостях (від 1,5 до 2,5 чисел Маха) лопать із дефектом монтажу генерує потужніший косий скачок ущільнення. Ця ударна хвиля перетинає міжкриловий простір і б'є в увігнуту сторону сусідньої стабілізуючої лопаті, викликаючи локальне стрибкоподібне підвищення статичного тиску. Як наслідок, виникає збурюючий момент, який на 28% перевищує геометричний внесок відхиленої лопаті. У зоні трансзвукового переходу ($M \approx 1.25$) це призводить до зміщення точки реверсу крену на величину $\Delta M \approx 0{,}22$. У цей момент сумарний крутний момент падає до нуля, кутова швидкість обертання ЛА прямує до $\omega_x \to 0$, що повністю позбавляє снаряд динамічного балансування в момент найінтенсивнішої роботи двигуна.

У випадку ж надмірного збільшення ефективного кута установки за рахунок додавання позитивної похибки $\Delta\delta = +40'$ виникає протилежний критичний режим — аеродинамічний розгін по крену (авторотація). На числах Маха M > 2.0 великі кути атаки серпоподібного

профілю провокують зміну знаку демпфуючого моменту $m_{xd}^{\omega_x}$ з від'ємного на додатній, внаслідок чого демпфування починає працювати як додатковий обертальний фактор. Це викликає неконтрольоване експоненційне зростання кутової швидкості обертання ЛА понад 4500 об/хв. Як наслідок, траєкторія снаряда неминуче перетинає зону просторового резонансу (10-15 Гц), що викликає динамічну нестабільність корпусу, різке падіння дальності польоту та критичне погіршення кучності стрільби.

Зменшення технологічної похибки вдвічі (до 20 мінут дуги) чинить нелінійний стабілізуючий ефект на всю систему. Чисельне моделювання в ANSYS Fluent показало, що при $\Delta\delta$ = 20' інтенсивність косого скачка ущільнення суттєво слабшає, а сам фронт хвилі змінює кут нахилу і проходить повз тіло сусіднього стабілізатора, мінімізуючи ефект шкідливої міжкрилової інтерференції.

Зсув точки реверсу крену за числом Маха зменшується з ΔM = 0.22 до прийнятних ΔM = 0,06. Сумарний збурюючий момент крену знижується на 64% порівняно зі сценарієм 40'. Головним наслідком зменшення похибки до 20' є утримання кутової швидкості обертання ω_x вище критичного мінімуму (не менше 1200 об/хв на трансзвуковій ділянці) та утримання ефективного кута атаки в межах лінійної стабільної аеродинаміки, що повністю виключає ризик авторотаційного розгону і запобігає виникненню просторового резонансу.

Висновки. Доведено, що на відміну від плоских стабілізаторів, де похибка діє лінійно та адитивно, вплив похибки кута установки серпоподібних лопатей на момент крену має виражений нелінійний характер через взаємодію з вродженим моментом кривизни профілю та зміщення точки реверсу крену.

Проведено дослідження збіжності сітки, яке підтвердило необхідність використання дрібних сіткових моделей із параметром $y^+ \leq 1$ для виключення фіктивних завихрень та точного розрахунку демпфуючого моменту серпоподібних стабілізаторів у пакеті ANSYS Fluent.

Кількісно доведено, що жорстке обмеження технологічної похибки монтажу лопатей з 40' до 20' дозволяє послабити ефект міжкрилової інтерференції на надзвуку, знизити збурюючий момент крену та гарантовано уникнути занулення кутової швидкості обертання ЛА або її авторотаційного розгону. Рекомендовано утримання допуску в межах $\Delta\delta \leq \pm$ 20'.

ЛІТЕРАТУРА

1. Дмитриевский А. А., Лысенко Л. Н. Внешняя баллистика: учебник для вузов. 4-е изд. М.: Машиностроение, 2005. 608 с.

2. Алпатов А. П., Макаров О. Л. Моделювання динаміки обертального руху некерованих реактивних снарядів за наявності аеродинамічної асиметрії. Авіаційно-космічна техніка і технологія. 2021. № 4 (172). С. 14-21.

3. A. Raza, "Dynamic Stability Analysis of Spin-Stabilized Projectile," *2024 21st International Bhurban Conference on Applied Sciences and Technology (IBCAST)*, Murree, Pakistan, 2024, pp. 447-453, doi: 10.1109/IBCAST61650.2024.10877169.

4. J. Norris, A. Hameed, J. Economou, and S. Parker, “A review of dual-spin projectile stability,” *Def. Technol.*, vol. 16, no. 1, pp. 1–9, Feb. 2020, doi: 10.1016/j.dt.2019.06.003.

5. Blair, W. (1991). Aerodynamics of Wraparound Fins. Washington: Progress in Astronautics and Aeronautics, AIAA.

6. Abate, G. L., & Winchenbach, G. L. (1994). Analysis of wraparound fin missile aerodynamics. Journal of Spacecraft and Rockets, 31(5), 788-795. doi.org

7. Gnemmi, P., & Rey, C. (2009). Numerical simulations of the supersonic flow around a missile with wraparound fins. AIAA Paper, 2009-4081.

8. Yong, Z.; Lei, J.; Yin, J. Angular Motion Stability of Large Fineness Ratio Wrap-Around-Fin Rotating Rockets. *Aerospace* 2025, *12*, 890. https://doi.org/10.3390/aerospace12100890.

9. Modeling and Simulation Engineer, Computational Sciences and Engineering Division, AIAA Associate Fellow AIAA Aviation 2022 Forum, June 2022, Chicago, IL, AIAA Paper 2022-3292.

10. Hongmin Su, Jinsheng Cai, Kun Qu, Shucheng Pan. A sufficient condition for free-stream preserving WENO schemes on curvilinear grids of complex geometries. *Computers & Fluids*, 2023, Volume 254. https://doi.org/10.1016/j.compfluid.2023.105812.

УДК 621.454.2.022.7

ЧИСЕЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ВЗАЄМОДІЇ АКУСТИЧНИХ ПРОСТОРОВИХ КОЛИВАНЬ ГАЗУ ТА КОНСТРУКЦІЇ КАМЕРИ ЗГОРЯННЯ ЕНЕРГЕТИЧНОЇ УСТАНОВКИ НА РІДКОМУ ПАЛИВІ

І.Д. Башлій[1], О.Д. Ніколаєв[2]

[1]ст. наук. співробітник, к.т.н, e-mail: bashliyin@gmail.com
[2]пров. наук. співробітник, доктор наук, e-mail: Nikolayev.O.D@nas.gov.ua
[1,2] відділ динаміки гідромеханічних і віброзахисних систем, Інститут технічної механіки Національної академії наук України і Державного космічного агентства України, Дніпро, Україна

Анотація. У роботі розглянуто чисельне моделювання зв'язаної динамічної системи «продукти згоряння – конструкція камери згоряння», чисельне моделювання нестаціонарної течії продуктів згоряння в камері (з використанням LES модель турбулентності) і визначення параметрів акустичних просторових коливань камери згоряння енергетичної установки. Метою даного дослідження є розробка нового чисельного підходу до проблеми прогнозування стійкості та динамічних навантажень на конструкцію камери згоряння енергетичної установки, виконаної з застосуванням адитивних технологій.

Ключові слова: *адитивні технології, енергетична установка, параметри акустичних просторових коливань, нестаціонарна течія продуктів згоряння, LES модель турбулентності, динамічні навантаження.*

DEVELOPMENT OF AN APPROACH TO MULTIPURPOSE PREDICTION OF THE MECHANICAL PROPERTIES OF ALUMINUM ALLOYS BASED ON AN INTEGRATED FEATURE SPACE

Inna Bashlii [1], Olexiy Nikolayev [2]

[1] Senior Researcher, Ph.D., e-mail: bashliyin@gmail.com
[2] Leading Researcher, Doctor of Science, e-mail: Nikolayev.O.D@nas.gov.ua
[1,2] Department of hydromechanical systems dynamics and vibration protection systems, Institute of Technical Mechanics of the National Academy of Sciences of Ukraine and the State Space Agency of Ukraine, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper examines numerical modeling of coupled dynamic system 'combustion products - combustion chamber structure', numerical modeling of unsteady combustion product flow in the chamber (using the LES turbulence model), and determination of spatial acoustic oscillation parameters of combustion chamber. The maim aim of this research is to develop a new numerical approach for predicting the stability and dynamic loads acting on the modern combustion chamber structure created using additive manufacturing.

Keywords: *additive manufacturing, combustion chamber, acoustic spatial oscillations parameters, unsteady gas flow, LES Model of turbulence, dynamic loading.*

Вступ. Динамічна взаємодія термоакустичних явищ у камері та вібрацій конструкції рідинного ракетного двигуна на робочих режимах його роботи істотно впливає на кількісні характеристики коливань підсистем, що входять у зв'язану динамічну систему «продукти згоряння - конструкція рушійної установки» [1, 2, 3]. Урахування цих факторів при теоретичному прогнозуванні динаміки системи може вплинути на висновки про стійкість і динамічну міцність рушійної установки, що набуває принципового значення при виконанні проєктних робіт при розробці камери згоряння, а також при подальших вогневих відпрацюваннях на стенді.

Мета роботи. Розробка нового чисельного підходу до проблеми прогнозування стійкості та динамічних навантажень на конструкцію камери згоряння енергетичної установки на основі математичного моделювання зв'язаної динамічної системи «продукти згоряння - конструкція камери згоряння».

Матеріал і результати досліджень. Для дослідження динамічної нестійкості камери згоряння виконано математичне моделювання нестаціонарної течії газу в камері експериментальної енергетичної установки на рідкому паливі (з коефіцієнтом тяги ≈ 1.88), виробленої за допомогою адитивних технологій. Основні геометричні та термоакустичні характеристики продуктів згоряння палива розраховувалися на основі режимних параметрів

камери згоряння за допомогою програмних засобів для розрахунку рівноважних сумішей продуктів згоряння розглянутого палива [4].

Виконано чисельне моделювання зв'язаної динамічної системи «продукти згоряння - конструкція рушійної установки» і отримано діаграми розподілу динамічних складових розрахункового тиску в камері енергетичної установки для домінуючих мод нижчих поздовжніх та поперечних коливань (на рис.1 а, б показано діаграми розподілу динамічних складових розрахункового тиску P_{din} (10^5 Па) в камері енергетичної установки рис.1 а на частоті 2188 Гц, рис.1 б на частоті 3918 Гц при гармонічному збуренні продуктів згоряння в вогневому перерізі з амплітудою коливань тиску 10^5 Па).

Виконано чисельне моделювання течії продуктів згоряння у камері з використанням методу скінченних об'ємів (Finite Volume Method) та методології моделювання великих вихорів (LES - Large Eddy Simulation Model) у програмному комплексі FLUENT [5]. 3D модель течії відтворює неосесиметричний характер автоколивань продуктів згоряння та пов'язану з ними вихрову структуру течії (на рис.1 в, г показано діаграми розподілу рис.1 в динамічної складової тиску P_{din} (10^5 Па) та рис.1 г осьової швидкості V_{ax} (м/с) в осьовому перерізі енергетичної установки для часу 1.1 с).

З аналізу результатів розрахунку випливає, що у камері енергетичної установки розвивається автоколивальний динамічний процес, при якому розрахункові амплітуди тиску продуктів згоряння в камері збігаються з величинами, заміряними при гарячих випробуваннях камери [2], і можуть досягати величини $2 \cdot 10^5$ Па - $3 \cdot 10^5$ Па (тобто величини 10% - 15% від статичної величини тиску, це показано на рис. 1 ґ для залежності розрахункової динамічної складової тиску P_{din} у розрахунковій точці, розташованій рівновіддалено від осі симетрії камери і крайній межі на вогневому днищі камери від часу). Також розраховані частоти поздовжніх коливань в діапазоні 2 кГц-3 кГц і частоти поздовжньо-поперечних коливань в діапазоні 3 кГц-4 кГц збігаються з частотами отриманими з датчиків при ударних випробуваннях камери та з нижніми частотами, отриманими з датчиків віброприскорень при вогневих випробуваннях камери згоряння.

Напруження від статичних навантажень у конструкції камери енергоустановки досягає 38 МПа від тиску $20 \cdot 10^5$ Па, 117 МПа від дії температур і разом напруження від статичних навантажень конструкції камери не перевищує 155 МПа. У разі розвитку коливань тиску з амплітудою $2 \cdot 10^5$ Па на частотах 2-3.5 кГц динамічні складові напружень становитимуть 25 МПа -30 МПа (на рис.1 д, е показано розподіли розрахункової інтенсивності напружень $б_i$ (МПа) в конструкції досліджуваної камери енергетичної установки, на рис.1 д при поздовжніх коливаннях тиску з амплітудою $2 \cdot 10^5$ Па на частоті 2650 Гц, на рис.1 е при поздовжньо-поперечних коливаннях тиску з амплітудою $2 \cdot 10^5$ Па (збурення в секторі 120 градусів) на частоті 3430 Гц) і сумарна величина напружень буде 180 МПа -185 МПа. В цьому випадку (при 260 МПа - межі плинності) коефіцієнт запасу складе 1.44-1.41, яке більше коефіцієнта запасу 1.4 (за стандартом для LRE [6]). У цьому випадку отримані параметри коливань газу в камері та навантаження на конструкцію камери не перевищують допустимі норми стандарту для LRE (NASA-STD-5012).

В роботі [7] виконано чисельне моделювання пружних просторових коливань корпусу камери згоряння двигуна ракети і показано можливість резонансної взаємодії двигуна та корпусу ракети (на рис.1 є показано амплітудні характеристики (відношення динамічної складової тиску в критичному перерізі до динамічної складової тиску в вогневому перерізі), побудовані на основі гармонічного аналізу динамічної системи «камера згоряння – корпус енергетичної установки» при збуренні корпусу амплітудою коливань сили в 1 кН для 1 с польоту: крива 1 – жорстко закріплені стінки конструкції двигуна, крива 2 – з урахуванням поздовжніх коливань стінок конструкції).

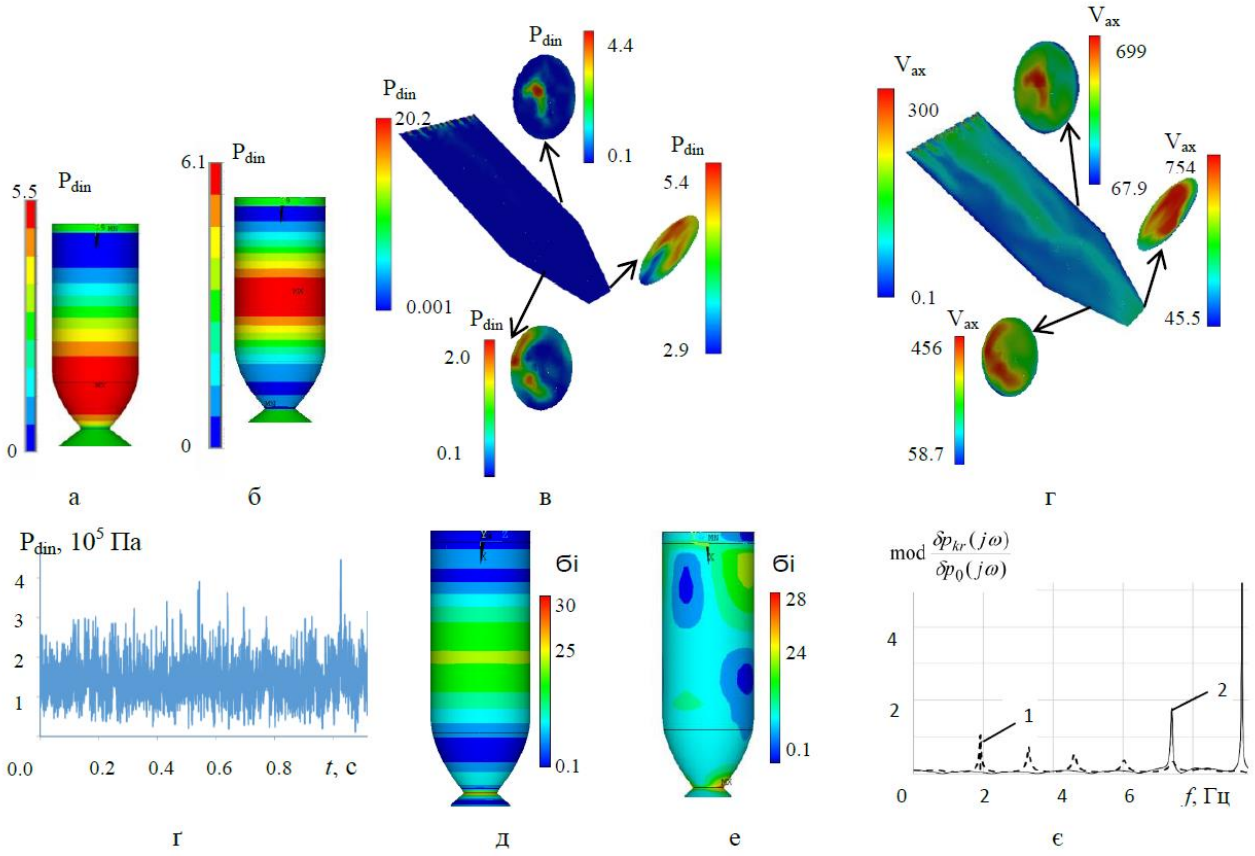


Рисунок 1 – Розрахункові параметри коливань в енергетичній установці: а P_{din} (10^5 Па), б P_{din} (10^5 Па), в P_{din} (10^5 Па), г V_{ax} (м/с), ґ P_{din} (10^5 Па), д бі (МПа), е¬ бі (МПа), є ¬ $\mathrm{mod}\,\frac{\delta p_{kr}(j\omega)}{\delta p_0(j\omega)}$

Традиційні підходи до прогнозування. У зв'язку зі складністю та різноманітністю реалізацій нестаціонарного процесу горіння палива в камері енергоустановки проблема термоакустичної нестійкості вирішувалася насамперед експериментально [8]. При цьому отримана сукупність вимірювань динамічних параметрів камери згоряння (обробки даних датчиків тиску, віброприскорення конструкції, оптичної двовимірної візуалізації горіння (OH Planar Laser Induced Fluorescence), дозволяє дослідникам робити висновки про запаси стійкості (або нестійкості) робочого процесу в камері згоряння.

Методи машинного навчання. Для виконання задач проєктування енергетичних установок, які використовують нейромережеві моделі [9], доцільно враховувати отримані навантаження (при урахуванні коефіцієнтів запасу для різних умов роботи енергоустановок), що обумовлені динамічною взаємодією конструкції камери і акустичними коливаннями продуктів згоряння. Слід зазначити, що зазначені динамічні навантаження на конструкцію камери в деяких випадках можуть бути причиною аварійної роботи енергоустановок та руйнувань [10].

Аналіз існуючих моделей. У ряді досліджень відзначається домінуючий вплив функціонування інших систем ракетного двигуна на динамічні процеси в камері згоряння. Відповідно до роботи [8], при збігу власних частот коливань конструкції камери згоряння з частотами її акустичних мод виникає ефект взаємного підсилення: коливальні рухи стінок трансформують механічну енергію в акустичне поле, тоді як пульсації тиску надають інтенсивний динамічний вплив на елементи конструкції камери. Даний процес формує замкнутий контур, що самозбуджується (позитивний зворотний зв'язок), що детермінує розвиток резонансних автоколивань в камері згоряння. У роботі [11] досліджено «зв'язаний резонанс» коливань газу у форсунках та у просторі камери згоряння ракетного двигуна на рідкому паливі. Разом з тим, чисельне визначення параметрів акустичних коливань для аналізу такого складного явища нині виконуються за відносно простими аналітичними моделями – на

основі розрахунку власних коливань високотемпературного газу (продуктів згоряння за умов їхнього фізичного стану та оціночної величини швидкості звуку в газовому середовищі) [1, 11].

Постановка подальшого дослідження. На основі аналізу представлених вище робіт авторами зроблено висновок, що оцінку динамічних процесів в камері енергоустановки необхідно проводити шляхом математичного моделювання акустичних коливань у рамках зв'язаної системи «продукти згоряння – конструкція рідинного ракетного двигуна». Такий системний підхід забезпечує адекватне врахування динамічних зв'язків між резонансними модами коливань конструкції та внутрішньокамерного середовища. При оцінці надійності міцності рушійної установки виявлені динамічні ефекти слід верифікувати спільно зі статичними показниками роботи енергоустановки.

Пояснюваність прогнозу. Результати проведеного чисельного моделювання зв'язаної динамічної системи «продукти згоряння – конструкція камери згоряння» продемонстрували збіжність із даними вогневих випробувань камери згоряння за домінантними частотними та амплітудними характеристиками. На основі узагальнення вищевказаних досліджень зроблено висновок, що для більш повного аналізу динамічної системи в проблемі термоакустичної стійкості камери згоряння потрібно проводити чисельне моделювання з урахуванням геометрії порожнини камери та динамічної взаємодії акустичних явищ і вібрацій конструкції камери, яка може привести до росту динамічного коефіцієнта підсилення камери згоряння через пульсації тиску в камері.

Висновки. Запропоновано підхід до вирішення проблеми прогнозування стійкості та динамічних навантажень на конструкцію камери згоряння ракети-носія на основі чисельного моделювання зв'язаної динамічної системи «продукти згоряння – конструкція камери згоряння». Визначено навантаження, які діють на конструкцію камери енергоустановки, на основі розрахованих параметрів зв'язаної динамічної системи «продукти згоряння – конструкція камери згоряння» та параметрів течії продуктів згоряння в камері на резонансних режимах. Використання розробленого підходу дозволить підвищити якість проєктування систем живлення та значно скоротити обсяг експериментальних випробувань сучасних ракетних двигунів.

ЛІТЕРАТУРА

1. Crocco L., Cheng. S. I. Theory of Combustion Instability in Liquid Propellant Rocket Motors. London. AGARD Monograph 8, Buttersworth, 1956.
2. Vekilov S., Lipovskyi V. Comparison and analysis between conventional and additive manufacturing technologies of LPRE. System Design and Analysis of Aerospace Technique Characteristics. 2022. Vol. 31, №2. P. 14–25.
3. Nikolayev O. D., Bashliy I. D., Rossi F., Marchan R. A. High-frequency stability analysis of an aerospike rocket engine taking into account interaction of acoustics and vibrations of toroidal chamber structure. Space Science and Technology. 2026. Vol.32, № 1. P. 13—26.
4. Belov G. V., Trusov B. G. Software for simulation of thermo-dynamic equilibrium states of combustion fuels. Rocket and space propulsion systems. Collected materials of All-Russian Scientific and Technical Conference. 2010. P. 21–22.
5. Kohnke P. Ansys Inc. Theory Manual. Twelfth Edition. Canonsburg. SAS IP, 2001.
6. Strength and life assessment requirements for liquid fueled space propulsion system engines. NASA-STD-5012. Washington, DC. National Aeronautics and Space Administration Approved, 2006.
7. Nikolaev O. D., Bashliy I. D., Klimenko D. V., Khoryak N. V. Interaction between acoustic oscillations of combustion products in the combustion chamber and structure vibrations. Techn. Mechanics. 2025. № 1. C.28-32.
8. Pilipenko O.V., Nikolaev O.D., Bashliy I.D., Khoryak N.V., Dolgopolov S.I. The current state of theoretical research on combustion processes high-frequency stability in liquid-propellant rocket engine combustion chambers. Journal of Technical Mechanics. 2020. № 2. С. 5 – 21.
9. Zolla P. M., Zavoli A., Migliorino M. T. and Bianchi D. Neural Network-Based Optimization of Hybrid Rocket Design for Modular Multistage Launch Vehicle. Aerospace 2026. Vol. 13, № 4, p. 374.
10. Morgans A.; Yang D. Thermoacoustic instability in combustors. Annual Review of Fluid Mechanics, 2024.
11. Kein S., Börner M., Hardi J. S., Suslov D., Oschwald M. Injector-coupled thermoacoustic instabilities in an experimental LOX-methane rocket combustor during start-up. CEAS Space Journal. 2020; 12: 267–279.

УДК 519.539.534

МОДЕЛЮВАННЯ ТА АНАЛІЗ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ФУНДАМЕНТУ ЕНЕРГОБЛОКУ ПОТУЖНІСТЮ 200 МВТ

С.В. Красніков[1], І.В. Міщенко[2]

[1] к.т.н., доцент, e-mail: vsevakr@ukr.net

[2]к.т.н., доцент, e-mail: ivmishch@gmail.com

[1,2]кафедра деталей машин та теорії механізмів і машин, Харківський національний автомобільно-дорожній університет, Харків, Україна

Анотація. У роботі розглянуто особливості моделювання та аналізу напружено-деформованого стану залізобетонного фундаменту енергоблоку середньої потужності. Аналіз напружено-деформованого стану фундаменту проводився при двох типах навантаження. Для моделювання та розрахунків використовувався метод скінчених елементів. За результатами роботи надано рекомендації щодо подальших експериментальних досліджень.

Ключові слова: *фундамент, енергоблок, напруги, моделювання, метод скінчених елементів.*

MODELING AND ANALYSIS OF THE STRESS-STRAIN STATE OF A 200 MW POWER UNIT FOUNDATION

Serhii Krasnikov[1], Igor Mishchenko [2]

[1] Ph.D., Associate Professor, e-mail: vsevakr@ukr.net

[2]Ph.D., Associate Professor, e-mail: ivmishch@gmail.com

[1,2]Department of Machine Elements and Theory of Mechanisms and Machines, Kharkiv National Automobile and Highway University, Kharkiv, Ukraine

Abstract. This paper examines the modeling and analysis of the stress-strain state of a reinforced concrete foundation for a medium-capacity power unit. The analysis of the foundation's stress-strain state was conducted under two types of loading. The finite element method was employed for modeling and calculations. Based on the results, recommendations for further experimental research are provided.

Keywords: *foundation, power unit, stress, modeling, finite element method.*

Вступ. В сучасних умовах особливої актуальності набуває технічна документація з результатами досліджень напружено-деформованого стану фундаменту енергоблоку [1, 2]. Зазначена інформація важлива для поточного обстеження та ремонту, а також для встановлення нового або модернізованого обладнання [3, 4]. Нажаль для значної кількості енергоблоків технічна документація відсутня повністю або частково з об’єктивних обставин поточної ситуації в країні [5, 6, 7]. Збереження та підтримка енергетики є однією з ключових проблем нашої країни [8, 9].

Мета роботи. Побудова розрахункової моделі фундаменту енергоблоку, аналіз його напружено-деформованого стану при загальному навантаженні та при гідродослідженні.

Моделювання конструкції. Було побудовано одна геометрична модель та п'ять скінчено-елементних моделей. Їх параметри та характеристики представлені в табл. 1.

Таблиця 1 – Параметри та характеристики скінчено-елементних моделей фундамента

Номер моделі	Кількість вузлів	Кількість скінчених елементів	Макс. похибка переміщень, %	Макс. похибка напружень, %
2	105954	65311	-	-
1	37876	21502	3,4	6,5
3	41538	23846	3,3	5,8
4	67622	40314	3,1	4,7
5	76387	45933	3,7	1,5

За точну модель прийнято модель номер 2 (рис. 1) з найбільшою кількістю вузлів та скінчених елементів. Моделі 1 та 3 різняться моделюванням малих об'єктів на фундаменті. З

табл. 1 видно, що похибка результатів розрахунків менше 4 % є лише у моделі 5 (рис. 2). Тому саме модель 5 обрано для подальших розрахунків.

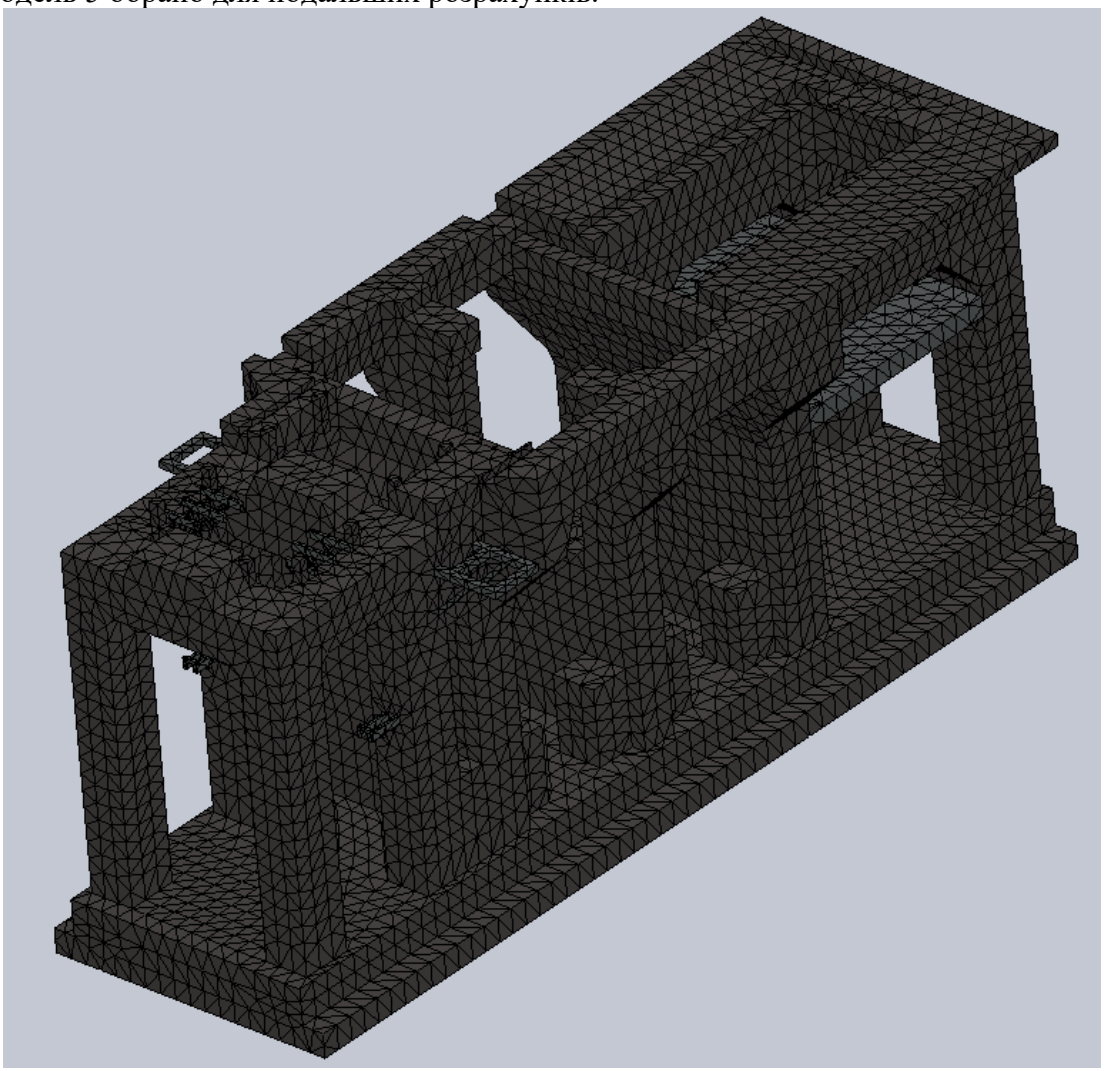


Рисунок 1 – Скінчено-елементна модель 2

Дослідження при загальному навантаженні. Були проведені розрахунки переміщень, деформацій та напружень при загальному навантаженні. Зазначене навантаження зумовлено навантаженням від частин турбогенератора, а саме: циліндра високого тиску, циліндра середнього тиску, циліндра низького тиску, генератора, конденсатора. Результати розрахунку напружень представлені на рис. 3. З цього рисунку видно, що максимальні напруження виникають у місці встановлення циліндрів високого та середнього тиску, а також генератора. Також отримано розподіл переміщень та деформацій для фундаменту при загальному навантаженні.

Гідродослідження. Були проведені розрахунки переміщень, деформацій та напружень при гідродослідженні. Як тимчасові вертикальні навантаження приймалася вага рідини при гідравлічному випробуванні вакуумної системи турбіни. Зазначене навантаження зосереджено в місцях установки циліндра низького тиску та конденсатора. Результати розрахунку напружень представлені на рис. 4. З цього рисунку видно, що максимальні напруження є крім місць, зазначених при дослідженні при загальному навантаженні, ще у місці встановлення циліндру низького тиску, а також конденсатора. Також отримано розподіл переміщень та деформацій для фундаменту при гідродослідженні.

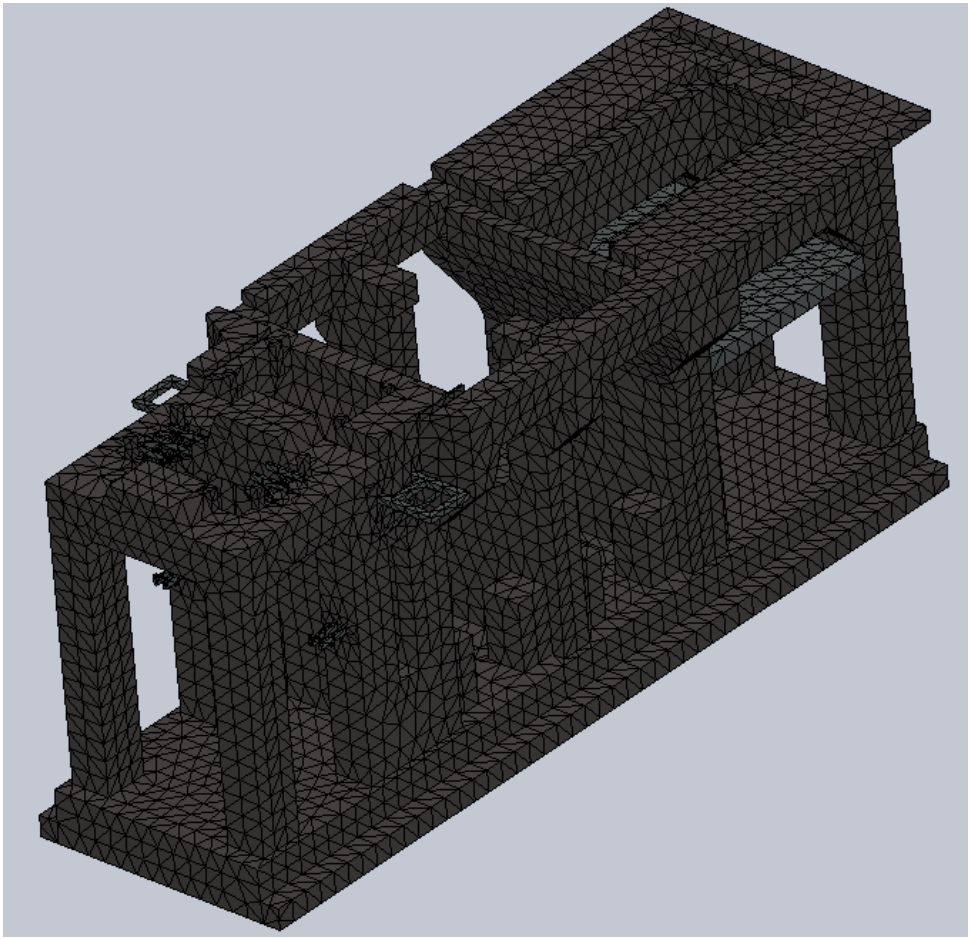


Рисунок 2 – Скінчено-елементна модель 5

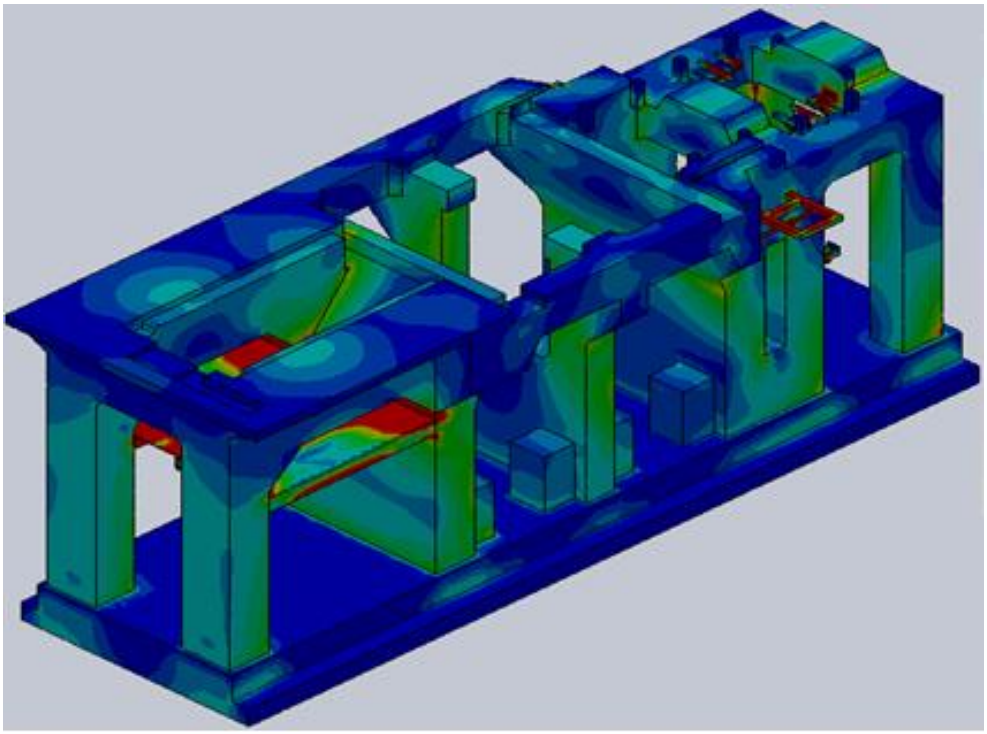


Рисунок 3 – Розподіл напружень при загальному навантаженні

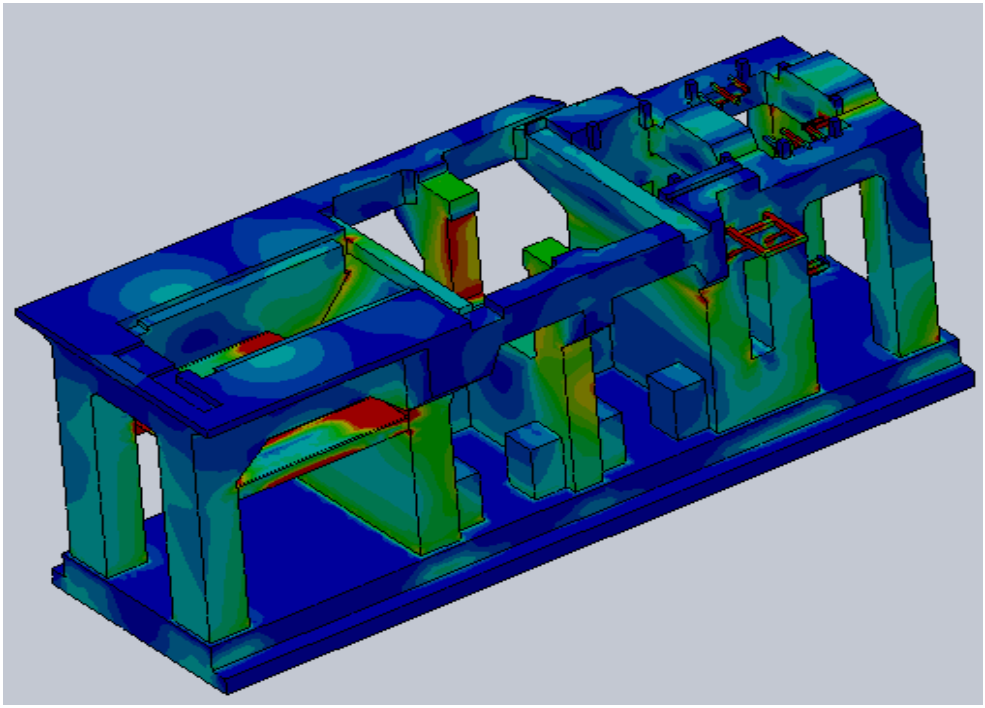


Рисунок 4 – Розподіл напружень при гідродослідженні

Висновки. Побудовано скінчено-елементні моделі фундаменту, проведено їх аналіз. Проведено розрахунки напружено-деформованого стану. Максимальні величини напружень у стислих залізобетонних елементів фундаменту становлять 2,7 МПа. Це нижче за величину розрахункової міцності бетону класу В20, яка становить 11,5 МПа. Максимальне напруження у сталевих елементах фундаменту становить 93 МПа. Це нижче за розрахункову межу міцності сталі 350 МПа. Навантаження при гідродослідженнях не призводять до збільшення значень максимального напруження, але впливають на їх розподіл. При гідродослідженнях спостерігається збільшення значень напруження до 86 % в області опор циліндра низького тиску.

ЛІТЕРАТУРА

1. Herz F., Nordmann R. Vibrations of Power Plant Machines. Springer, 251 p. 2020.
2. Uspensky B., Avramov K., Nikonov O. Nonlinear modes of piecewise linear systems forced vibrations close to superharmonic resonances. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 2019. 233 (23-24), 7489-7497.
3. Yang Yang, Chen Guo, Ouyang Huajiang, Yang Yiren, Cao Dengqing. Nonlinear vibration mitigation of a rotor-casing system subjected to imbalance–looseness–rub coupled fault. International Journal of Non-Linear Mechanics, 2020. 122, 103467.
4. Yang Y., Ouyang H., Yang Y., Cao D., Wang K. Vibration analysis of a dual-rotor-bearing-double casing system with pedestal looseness and multi-stage turbine blade-casing rub. Mechanical Systems and Signal Processing, 2020. 143, 106845.
5. Bhattacharya S., Rao A., Ramanjaneyulu K. Analysis and Design of Tabletop Foundation for Turbine Generators. Recent Advances in Structural Engineering, Volume 1. Lecture Notes in Civil Engineering, vol 11. Springer, Singapore. 2019.
6. Zhong J.H., Wong P.K., Yang Z.X. Fault diagnosis of rotating machinery based on multiple probabilistic classifiers. Mechanical Systems and Signal Processing, 2018. 108, 99-114.
7. Choi W., Youn B.D., Oh H., Kim N.H. A Bayesian approach for a damage growth model using sporadically measured and heterogeneous on-site data from a steam turbine. Reliability Engineering & System Safety, 2019. 184, 137 – 150.
8. Rusanov A., Martynenko G., Avramov K., Martynenko V. Detection of Accident Causes on Turbine-Generator Sets by Means of Numerical Simulations. IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS), pp. 51-54, IEEE. 2018.
9. Krasnikov S.V. Features of modeling the system of turbine unit with a variable contact zone of its stator parts. SN Appl. Sci. 2021. 3, 793.

УДК 621.873

ВИКОРИСТАННЯ 3D-МОДЕЛІ ПРИ ДОСЛІДЖЕННІ СТІЙКОСТІ БАШТОВОГО КРАНА

О. І. Іваненко[1], З. Р. Мусаєв[2]

[1]к.т.н., доцент, e-mail: olehiv2@gmail.com

[2]к.т.н., доцент, e-mail: zaur.musaiev92@gmail.com

[1,2]Кафедра експлуатації, випробувань, сервісу будівельних і дорожніх машин, Харківський національний автомобільно-дорожній університет, Харків, Україна

Анотація. У статті наведено результати дослідження стійкості баштового крана під час експлуатації з урахуванням навантажень, що діють на опори. Представлено результати порівняння розподілу навантажень на опори крана, визначених шляхом математичного та комп'ютерного моделювання під час повороту та підіймання стріли. Аналіз конструкцій баштових кранів, способів їх установлення й умов експлуатації, а також методів розрахунку їхньої стійкості свідчить про зростання потреби у встановленні кранів, здатних виконувати вантажно-розвантажувальні роботи в обмеженому просторі. Це зумовлює необхідність оцінювання стійкості кранів за різних умов експлуатації та вітрових навантажень. У цьому випадку першочергового значення набуває правильний вибір опорної схеми, для якого необхідно визначити навантаження на опорні елементи.

Ключові слова: дослідження, баштовий кран, стійкість, розподіл навантажень, математична модель, комп'ютерна модель, адекватність.

USE OF 3D MODEL IN THE STUDY OF TOWER CRANE STABILITY

O. Ivanenko[1], Z. Musaiev[2]

[1]PhD, Associate Professor, e-mail: olehiv2@gmail.com

[2]PhD, Associate Professor, e-mail: zaur.musaiev92@gmail.com

[1,2]Department of Operation, Testing and Service of Construction and Road Machinery, Kharkiv National Automobile and Highway University, Kharkiv, Ukraine

Анотація. The article presents the results of a study of the stability of a tower crane during operation, taking into account the influence of loads on the supports. The results of comparing the distribution of loads on the crane supports determined as a result of mathematical and computer modeling during the turning and lifting of the boom are presented. An analysis of tower crane designs, installation methods and operating conditions, as well as methods for calculating their stability, shows that recently there has been a need to install cranes that can handle loading and unloading operations in confined spaces. This raises the question of how important the stability of cranes under different operating conditions and different wind loads is. In this case, the correct choice of the support circuit comes to the fore, for which it is very important to determine the loads on the support elements.

Keywords: *research, tower crane, stability, load distribution, mathematical model, computer model, adequacy.*

Introduction. An analysis of tower crane designs, installation methods and operating conditions, as well as methods for calculating their stability, shows that recently there has been a need to install cranes that can handle loading and unloading operations in confined spaces. This raises the question of how important the stability of cranes under different operating conditions and different wind loads is. In this case, the correct choice of the support circuit comes to the fore, for which it is very important to determine the loads on the support elements.

However, sometimes cranes have accidents that lead to serious consequences for people, equipment, structures, and significant material damage, so it is necessary to comply with existing safety rules when designing and operating them [1].

Sometimes an accident can be caused by the limited space of the construction site itself. In addition, the presence of several tower cranes in central urban areas with overlapping operating cycles can lead to a collision, which significantly increases the number of accidents.

The working environment of the crane also affects the safety of its operation, for example: - dynamic loads caused by work operations and wind. The resulting vibrations affect the base of the tower crane; - the presence of trenches near the crane that change the characteristics of the soil [2-3].

Research in the field of strength, stability and the impact on the stability of external loading is devoted to the works of A.A. Vinson, V.O. Podobed, M.F. Barshtein, L.O. Nevzorov, V.G. Krupko, O.V. Sinelshchikov, V.O. Obidenov, etc.

Foreign scientists have studied the stability and distribution of support reactions of tower cranes [4-5].

Most authors point to the imperfection of tower crane design methods, which does not allow taking into account the flexibility of the crane's metal structure and the presence of additional loads [6-9].

The aim of this work is to develop a computer model of a tower crane during its operation and compare the results with a mathematical model.

The main part. To build a computer model of the tower crane and its subsequent analysis, theSolidWorks computer-aided designsystemwith the Simulation applicationwas chosen. This program is designed for use on a personal computer in the Microsoft Windows environment. SolidWorks uses the principle of three-dimensional solid and surface parametric design, which allows the designer to create three-dimensional parts and assemble assemblies in the form of three-dimensional models. Three-dimensional product modeling offers many advantages over traditional two-dimensional design. With SolidWorks, you can see the future product from all sides in volume and give it a realistic representation in accordance with the selected material for a preliminary design assessment. The associative relationships between parts, assemblies, and their SolidWorks drawings ensure that the model and drawing are consistent, as any changes made to a part are automatically transferred to the associated assembly and drawing. Processing and comparison of the results with the mathematical model. The study is carried out for different angles of rotation and tilt of the crane boom. Consider the load of the support points at the boom lift angle $\alpha = 00$ crane parking angles $\gamma = 0$, $\theta = 000$. After completing the calculation, you can estimate the load on the bearing surface in the Feature Manager study window by calling the context menu of the Results section and selecting Reaction force. By indicating the upper edges of the rails on which the crane stands in the open window and selecting the "Free body force" item, you can view their supporting reactions, and therefore the forces acting on the crane (Fig. 1).

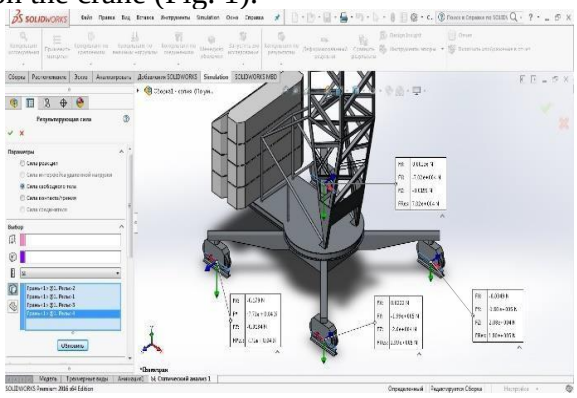


Fig. 1. Forces acting on the supports at the angle of rotation $\beta = 00$

Changing the angle of the boom, we continue to calculate the loads in increments of 450. We compare the results with the result of the mathematical study and draw a graph (Fig. 2).

Changing the angle of the boom, we continue to calculate the loads in increments of 450. For convenience, we summarize the results in Table 1, compare them with the results of the mathematical study, and draw a graph.

The difference between the results of mathematical and computer modeling is calculated according to the following relationship:

$$\varepsilon = \frac{|P_k - P_м|}{P_м} \times 100\%$$

where P_k is the load on the support calculated by a computer model;

R_m is the load on the support calculated by the mathematical model;

Table 1 Comparison of loads determined in the mathematical and computer models when changing the boom angle.

			Boom angle β, deg							
			0	45	90	135	180	225	270	315
Load on the support, kN	Support 1	mate. mod.	69,5	33,7	69,5	144,0	223,4	258,2	233,4	144,0
		comp. mod.	70,2	38,2	72,3	142,6	234,6	260,8	236,8	141,1
		discrepancy	1,01	7,00	4,03	0,97	5,01	1,01	6,00	2,01
	Pillar 2	mate. mod.	191,6	114,2	35,7	2,0	35,7	114,2	191,6	223,4
		comp. mod.	180,1	115,3	38,2	1,7	36,1	113,1	201,2	212,2
		discrepancy	6,00	0,96	7,00	15,00	1,12	0,96	5,01	5,01
Load on the support, kN	Pillar 3	mate. mod.	191,6	223,4	191,6	114,2	35,7	2,0	35,7	114,2
		comp. mod.	199,3	216,7	182,0	124,5	32,8	2,1	36,8	119,9
		discrepancy	4,02	3,00	5,01	9,02	8,12	5,00	3,08	4,99
	Pillar 4	mate. mod.	69,5	144,0	223,4	258,2	233,4	144,0	69,5	33,7
		comp. mod.	77,1	131,0	234,6	250,5	230,1	152,6	72,3	34,6
		discrepancy	10,94	9,03	5,01	2,98	3,00	5,97	4,03	3,08

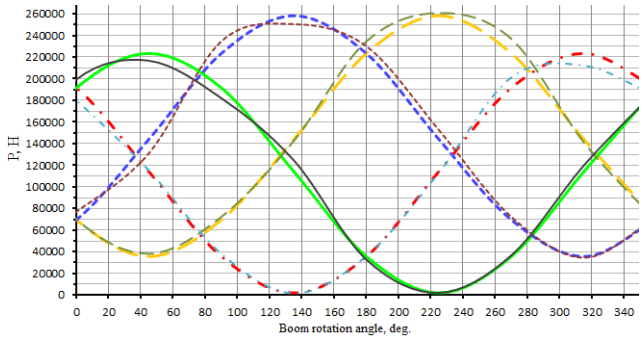


Fig. 2. Graph of comparison of mathematical and computer models

Now consider the change in the load of each anchor point as the boom outreach changes from the maximum to the minimum value. Repeat the calculation for each boom position from 00 to 500 in ten-degree increments. Boom angle β = 00; crane parking angles γ = 00, θ = 00.

Conclusions. Using the developed algorithm for calculating the loads on crane supports, a computational experiment was conducted to determine the magnitude and nature of changes in the

loads on crane supports under different operating conditions: with different loads and variable outreaches, wind loads.

It was found that the load of the crane support elements is oscillatory in nature with an amplitude of about 200 kN.

When the crane boom is rotated by 1350, support 4 can withstand the largest load of 250 kN, and support 2 is almost unloaded - 5 kN. At a turn of β = 2250, a similar situation occurs with supports 1 and 3, respectively.

When changing the outreach, supports 1 and 4 can withstand the same loads ranging from 68 to 190 kN, and supports 2 and 3 can withstand loads ranging from 190 to 50 kN.

At maximum outreach, the critical positions of the crane are those with boom angles of β=450 and β=3150, in which case the crane rests on almost three supports.

REFERENCES

1. Pravyla pobudovy i bezpechnoi ekspluatatsii vantazhopidiomnykh kraniv. NPDOPO.00-1.01-07. K. : Osnova, P68 2007. 312 s.

2. Slavomir Hric, Jozef Tkac Darina Matiskova, Milan Micko , Dusan Mandulak. Preliminary analysis of tower crane as a type of truss structure. MATEC Web of Conferences 299, 03003 (2019)ttps://doi.org/10.1051/matecconf/201929903003 MTeM 2019. https://www.matec-conferences.org/rticles/matecconf/pdf/2019/48/matecconf_mtem2019_03003.pdf

3. Ivanenko O. I., Shcherbak O. V., Liubimov Yu. Yu. Kompiuterne modeliuvannia stiikosti na modeli bashtovoho kranu na osnovi vyznachennia opornykh reaktsii. Naukovi visti Dalivskoho universytetu. №18 2020 rik. Elektronne naukove fakhove vydannia. m. Sievierodonetsk, ISSN 2222-3428.http://nvdu.snu.edu.ua/wp-content/uploads/2020/02/2020-18-6.pdf

4. Krupko I., Ivanenko O., Yermakova S. Substantive provisions of improvement of methods of calculation of loads on carrying and propelling devices of lifting and transport machines / Norwegian Journal of development of the International Science. – VOL.1 – №57/2021. – p. 54-59. ISSN 3453-9875. DOI: 10.24412/3453-9875-2021-57-1-54-59.

5. Ivanenko O.I. , Krupko I.V. , Yermakova S.O. Teoretychni doslidzhennia stiikosti bashtovoho kranu z urakhuvanniam rozpodilu navantazhen na opory. Pidiomno-transportna tekhnika. Odesa 2020 3(64). S 81-95

6. Ivanenko O.I., Krupko I.V., Yermakova S.O. Doslidzhennia stiikosti bashtovykh kraniv z urakhuvanniam rozpodilu navantazhen na oporni elementy / Visnyk Donbaskoi derzhavnoi mashynobudivnoi akademii. Vypusk № 3 (47) 2019. – Kramatorsk. – S. 46-50.

7. Kyselov V. V. "Doslidzhennia stiikosti bashtovykh kraniv za dopomohoiu 3D modeliuvannia". – Naukovyi zhurnal inzhenerii ta arkhitektury, 2021. – T. 15, №3, s. 25–32.

8. Myronenko O. O., Petrov I. I. "Vykorystannia tsyfrovykh modelei pry otsintsi bezpeky bashtovykh kraniv". – Visnyk budivelnykh nauk, 2019. – № 4, s. 45–53.

9. Kumar, R., & Singh, D. "Stability Analysis of Tower Cranes Using Finite Element Method (FEM) and 3D Modeling." – International Journal of Structural Engineering and Mechanics, 2020, Vol. 13(5), pp. 231–240.

УДК 539.3:539.376:620.22-419.8

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ РЕОЛОГІЧНОЇ ПОВЕДІНКИ ДВОКОМПОНЕНТНОГО КОМПОЗИТУ, АРМОВАНОГО ПОРОЖНИСТИМИ ВОЛОКНАМИ, ПРИ ПОЗДОВЖНЬОМУ РОЗТЯГУ

А.В. Столярова[1], С.М. Гребенюк[2], Є.О. Неманежин[3]

[1]доктор філософії, e-mail: st_av991@ukr.net
[2]д.т.н., професор, e-mail: gsm1212@ukr.net
[3]доктор філософії, e-mail: biondestroy@gmail.com
[1]кафедра інженерії програмного забезпечення, [2]кафедра фундаментальної та прикладної математики, Запорізький національний університет, Запоріжжя, Україна
[3]Акціонерне товариство «Запорізьке машинобудівне конструкторське бюро «Прогрес» імені академіка О.Г. Івченка», Запоріжжя, Україна

Анотація. У роботі розглянуто моделювання релаксаційних процесів у композиційному матеріалі з в'язкопружною матрицею та порожнистими волокнами при поздовжньому навантаженні. На основі методу представницького об'ємного елементу та розробленої аналітичної методології гомогенізації реологічної поведінки композиційного матеріалу проведено нові чисельні розрахунки реологічних характеристик залежно від об'ємних часток компонентів та об'ємної частки порожнин у волокні.

Ключові слова: *композиційний матеріал, напружено-деформований стан, в'язкопружна ізотропна матриця, порожнисте трансверсально-ізотропне волокно, гомогенізація, експоненціальне ядро релаксації.*

MATHEMATICAL MODELING OF THE RHEOLOGICAL BEHAVIOR OF HOLLOW FIBER-REINFORCED TWO-COMPONENT COMPOSITES UNDER LONGITUDINAL TENSION

Anastasiia Stoliarova[1], Sergii Grebenyuk[2], Yevhen Nemanezhyn[3]

[1]Ph.D., e-mail: st_av991@ukr.net
[2]Doctor of Technical Sciences, Professor, e-mail: gsm1212@ukr.net
[3]Ph.D., e-mail: biondestroy@gmail.com
[1]Department of Software Engineering, [2]Department of Fundamental and Applied Mathematics, Zaporizhzhia National University, Zaporizhzhia, Ukraine
[3]Zaporizhzhia Machine-Building Design Bureau Progress Joint Stock Company named after Academician O.H. Ivchenko, Zaporizhzhia, Ukraine

Abstract. This paper considers the modelling of relaxation processes in a composite material with a viscoelastic matrix and hollow fibers under longitudinal elongation. Based on the representative volume element (RVE) method and the developed analytical methodology for homogenization the rheological behavior of the composite material, new numerical calculations of rheological characteristics were carried out depending on the volume fractions of the components and the volume fraction of voids in the fiber.

Keywords: *composite material, stress-strain state, viscoelastic isotropic matrix, hollow transversely isotropic fiber, homogenization, exponential relaxation kernel.*

Вступ. Композиційні матеріали широко використовуються в сучасній інженерії завдяки можливості адаптації їхніх механічних характеристик під конкретні умови експлуатації. Зокрема, неможливо уявити собі сучасні вироби авіаційної та ракетно-космічної техніки без використання таких матеріалів. Застосування порожнистих волокон як армуючих елементів дає змогу суттєво зменшити вагу конструкції без втрати ключових характеристик жорсткості [1-3]. Проведення математичного моделювання процесів деформування та теоретичних розрахунків є критично важливим етапом перед виконанням високовартісних і ресурсоємних натурних експериментів, оскільки дозволяє прогнозувати поведінку матеріалу ще на етапі його проєктування. Водночас наявність в'язкопружних компонентів (полімерних матриць) у поєднанні зі складною геометрією складових (наявність порожнин) ускладнює аналітичне оцінювання їх механічної поведінки.

Мета роботи. Побудова часових залежностей для реологічних характеристик односпрямованого двокомпонентного композита з урахуванням об'ємного вмісту складових у композиті та об'ємного вмісту порожнин у волокні на основі розробленого математичного апарату гомогенізації.

Матеріал і результати досліджень. Математичну модель побудовано в межах спадкової теорії в'язкопружності Больцмана-Вольтерра з використанням методу представницького об'ємного елемента [4]. Для оцінки коректності використаних співвідношень проведено верифікацію розрахункової моделі шляхом граничного переходу до випадку армування суцільними волокнами. Отримані для суцільних волокон результати повністю співпадають з результатами, отриманими в [5].

Для оцінки реологічної поведінки двокомпонентного композиційного матеріалу при поздовжньому розтягу проведено чисельні розрахунки для конструкційного композита системи «арамідне волокно – епоксидна матриця». Вибір даної системи обумовлений її широким застосуванням у високонавантажених аерокосмічних та оборонних конструкціях, де вирішальними є висока питома міцність та демпфувальні властивості полімерної матриці.

Пружні характеристики складових приймалися за стандартизованими експериментальними даними [6, с. 123-124]. Для трансторопного волокна (Kevlar-49): E_1 = 151,7 ГПа, E_2 = 4,14 ГПа, ν_{12} = 0,35, G_{23} = 1,52 ГПа. Поперечний коефіцієнт Пуассона ν_{23} = 0,36 визначено з умови трансверсальної ізотропії за формулою $\nu_{23} = E_2/2G_{23} - 1$. Матеріал в'язкопружної матриці – Ероху IMHS, для якої: E_0 = 3,45 ГПа, ν = 0,35, статичний (умовно-рівноважний) поздовжній модуль пружності E_∞ = 1,8 ГПа, інтегральний оператор

$$\tilde{E}[\varepsilon(t)] = E_0\left(\varepsilon(t) - \int_0^t \frac{E_0 - E_\infty}{E_0} e^{s_0(t-\tau)} d\tau\right), \quad (1)$$

де s_0 = –1,0 с$^{-1}$.

Розрахункова схема передбачає впорядковане розташування волокон за регулярною гексагональною сіткою, що забезпечує макроскопічну трансверсальну ізотропію композита в цілому. З метою дослідження впливу ефекту полегшення структури, волокна моделюються як порожнисті трубки. Геометрія елементарної комірки задається за допомогою об'ємних вмістів компонентів: об'ємний вміст волокна прийнято рівним f = 0,5, а об'ємний вміст порожнини g = 0,095 (що відповідає частці порожнини у перерізі самого волокна близько 16 % і гарантує збереження його високої несучої спроможності).

Результати розрахунку характеристик поздовжнього інтегрального оператора композиційного матеріалу $\tilde{E}_1$ наведено в табл. 1.

Таблиця 1 – Значення характеристик оператора $\tilde{E}_1$ при f = 0,5

g	E_1	p_1	q_1	q_2
0	77,58	–0,93	$3{,}816\cdot10^{-11}$	$10{,}63\cdot10^{-3}$
0,095	77,25	–0,92	$1{,}003\cdot10^{-11}$	$8{,}65\cdot10^{-3}$

Для знайдених параметрів реологічної моделі композита побудуємо залежності

$$\varphi(t) = \frac{\tilde{E}_1[1]}{E_1} = 1 - \int_0^t \left(q_1 e^{p_1(t-\tau)} + q_2 e^{s_0(t-\tau)}\right) d\tau = \\ = 1 + \frac{q_1}{p_1} + \frac{q_2}{s_0} - \frac{q_1}{p_1} e^{p_1 t} - \frac{q_2}{s_0} e^{s_0 t}, \quad (2)$$

де E_1 – миттєвий модуль пружності; p_1, q_1, q_2 – параметри реологічної моделі, що залежать від пружних характеристик фаз та їх об'ємного вмісту (f, g).

Для оцінки впливу наявності порожнини на реологічні властивості композиту, проварійовано вміст порожнини g, як показано на рис. 1. Діапазон досліджуваних значень обмежено до g=0,3, що відповідає 37,5 % об'ємної частки порожнини у волокні. Значення g>0,3 розглядаються як теоретична границя моделі, оскільки подальше стоншення стінки порожнистого волокна обмежене технологічними умовами формування арамідних волокон та ризиком втрати місцевої стійкості (сплескування) тонкостінної оболонки під дією поперечних навантажень.

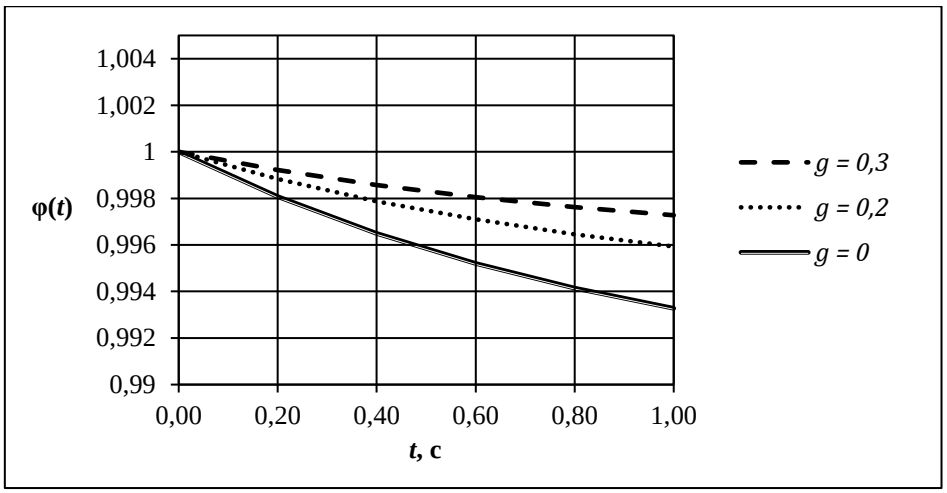


Рисунок 1 – Реологічні характеристики композиту Kevlar-49 / Epoxy IMHS

Для проведення порівняльного аналізу та верифікації моделі на ізотропних наповнювачах обрано склопластиковий композит на основі скляних волокон марки E-Glass та в'язкопружної епоксидної матриці Epoxy IMHS. Пружні характеристики скловолокна: E = 73,08 ГПа, ν = 0,22; матриці: E_0 = 3,45 ГПа, ν = 0,35, E_∞ = 1,8 ГПа. Результати обчислень функції $\varphi(t)$ для склопластику E-Glass / Epoxy IMHS при різних значеннях g наведено на рис. 2.

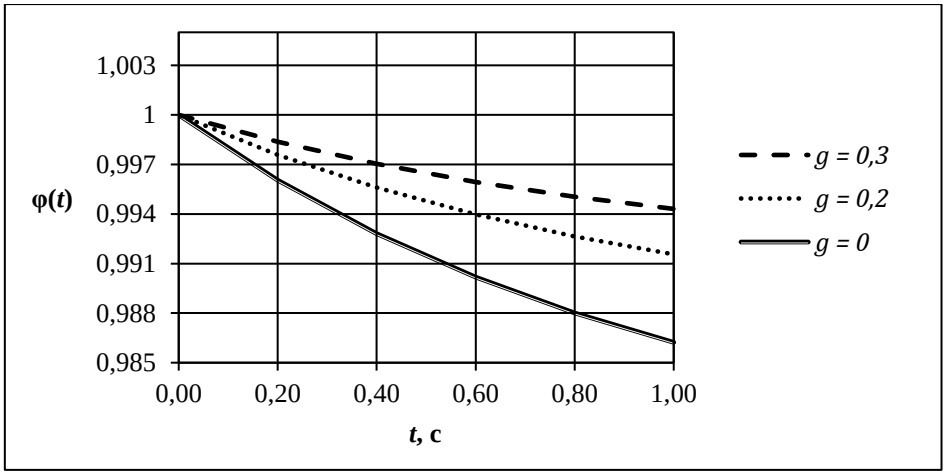


Рисунок 2 – Реологічні характеристики композиту E-Glass / Epoxy IMHS

Аналіз реологічних характеристик композитів Kevlar-49 / Epoxy IMHS (рис. 1) та E-Glass / Epoxy IMHS (рис. 2) виявляє спільні закономірності та суттєву відмінність у чутливості матеріалів до в'язкопружного відгуку матриці. Для обох типів армування збільшення об'ємної частки порожнини g при фіксованій частці волокна f = 0,5 приводить до більшої зміни величини функції $\varphi(t)$, що пояснюється збільшенням впливу реологічних властивостей епоксидної матриці на реологічні характеристики композиційного матеріалу в цілому. Водночас у склопластику в'язкопружний ефект матриці виражений вдвічі сильніше: за першу секунду деформування для суцільного волокна спадання функції $\varphi(t)$ для E-Glass сягає 1,38 % порівняно з 0,67 % для Kevlar-49. Збільшення об'ємної частки порожнини до 0,3 зменшує часовий спад жорсткості за 1 секунду до 0,27 % у кевларовому композиті (рис. 1) та до 0,57 % у склопластику (рис. 2). Така розбіжність зумовлена нижчим модулем пружності скловолокна, через що відносний внесок жорсткості епоксидної матриці в загальний поздовжній модуль композита є більшим.

Для оцінки довготривалого реологічного відгуку виконано розрахунок реологічних характеристик у розширеному часовому інтервалі $t\epsilon[0;10]$. Результати порівняльного аналізу для суцільних та порожнистих волокон композитів Kevlar-49 / Epoxy IMHS і E-Glass / Epoxy IMHS наведено на рис. 3.

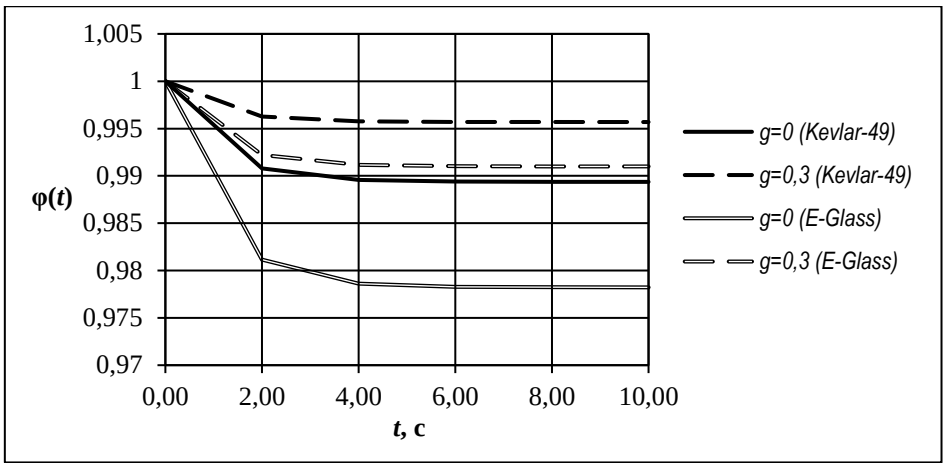


Рисунок 3 – Криві релаксації жорсткості досліджуваних композитів

Як видно з графіку, на початковій ділянці ($t \leq 2$) відбувається найбільш інтенсивний спад жорсткості, що відповідає активній фазі релаксації епоксидної матриці. Надалі, в інтервалі t = 4,0…6,0, експоненціальні члени ядра релаксації згасають, і криві $\varphi(t)$ мають характер, близький до лінійного. При t = 10,0 процес релаксації практично повністю стабілізується для всіх розглянутих конфігурацій.

Традиційні підходи до прогнозування. Дослідження напружено-деформованого стану в'язкопружних середовищ вимагає комплексного підходу, оскільки їх механічна реакція суттєво залежить від часу, температури та характеру навантаження. Наявні методи класифікують на теоретичні, чисельні та експериментальні. Експериментальні підходи (ДМА, випробування на релаксацію) забезпечують ідентифікацію параметрів та верифікацію результатів. Для складних просторових конфігурацій із порожнистими включеннями чисельні підходи вимагають значних обчислювальних ресурсів, а класичні схеми розрахунку не завжди дозволяють отримати аналітичні закриті співвідношення для аналізу часових процесів.

Методи оцінки ефективних характеристик. Для визначення ефективних характеристик волокнистих композитів зазвичай використовують чисельне дослідження репрезентативного об'ємного елемента (RVE) [7-9] або метод пружних наближень [5, 10, 11]. Застосування операторного методу спадкової теорії у поєднанні з аналітичним розв'язанням сумісних задач для складеного циліндра дає змогу отримувати прямі залежності релаксаційних ядер від характеристик вихідних фаз [4, 5]. Отримані за даною методикою вирази дозволяють враховувати вплив внутрішньої геометрії включень без чисельної інверсії перетворення Лапласа у кожній часовій точці.

Аналіз існуючих моделей. Більшість наявних досліджень зосереджено на композитах із суцільними волокнами [5, 7-11] або на статичному пружному аналізі порожнистих структур [12]. Відсутність системних даних про кінетику релаксації матеріалів із порожнистим армуванням обмежує їх оптимізацію за масогабаритними та міцнісними параметрами.

Постановка подальшого дослідження. Перспективним напрямом є розширення розробленого підходу на випадки складеного навантаження (поперечний розтяг, стиск, зсув), де в'язкопружні властивості епоксидної матриці проявляються найбільш відчутно. А також дослідження впливу температурно-часових факторів на довговічність конструкцій.

Пояснюваність прогнозу. Для розробленої реологічної моделі важливо, щоб розрахункові значення в'язкопружної поведінки не суперечили фундаментальним закономірностям механіки композитів. Спосіб оцінки фізичної адекватності полягає у перевірці граничних станів системи. Фізична коректність проведених розрахунків підтверджується граничним переходом до випадку суцільних волокон g = 0, у якому обчислені значення повністю узгоджуються з базовими аналітичними результатами для суцільних волокон [5].

Висновки. Чисельний аналіз показав, що введення порожнистості в армуючі волокна не лише знижує вагу матеріалу, а й уповільнює швидкість релаксаційних процесів у

поздовжньому напрямку. Сформований аналітичний підхід дозволяє прогнозувати в'язкопружну поведінку конструкцій зі складною мікроструктурою.

ЛІТЕРАТУРА

1. Wang G., Tu W., Pindera M.-J. Tailoring the moduli of composites using hollow reinforcement. Composite Structures. 2017. Vol. 160. P. 838–853.
2. Morris A. E. et al. Scalable Hollow Carbon Fiber for Lower-cost, Lighter Weight Composites: Concept and Early Results. Sampe Journal. 2025. Vol. 61, No. 2. P. 24–33.
3. Shirolkar N. et al. Multichannel hollow carbon fibers: Processing, structure, and properties. Carbon. 2021. Vol. 174. P. 730–740.
4. Столярова А. В., Гребенюк С. М. Визначення ефективних в'язкопружних характеристик при поздовжньому розтягу двофазового композиту. Матеріали доповідей міжнародної наукової конференції «Актуальні проблеми механіки і машинознавства – 2026». 2026. С. 247–259.
5. Клименко М. І., Гребенюк С. М., Гоменюк С. І. Ефективні механічні характеристики в'язкопружних композитів. Видавничий дім «Гельветика», 2019.
6. Gibson R. F. Principles of Composite Material Mechanics. 4th ed. CRC Press / Taylor & Francis Group, 2016.
7. Katouzian M., Vlase S., Scutaru M. L. Finite Element Method-Based Simulation Creep Behavior of Viscoelastic Carbon-Fiber Composite. Polymers. 2021. Vol. 13, No. 7. 1017.
8. Tran A. B. et al. A simple computational homogenization method for structures made of linear heterogeneous viscoelastic materials. Comput. Methods Appl. Mech. Eng. 2011. Vol. 200. P. 2956–2970.
9. Itu C., Scutaru M. L., Vlase S. Elastic Constants of Polymeric Fiber Composite Estimation Using Finite Element Method. Polymers. 2024. Vol. 16, No. 3. 354.
10. Rodríguez-Ramos R. et al. Computation of the relaxation effective moduli for fibrous viscoelastic composites using the asymptotic homogenization method. International Journal of Solids and Structures. 2019. Vol. 190. P. 281–290.
11. Barbero E. J., Luciano R. Micromechanical formulas for the relaxation tensor of linear viscoelastic composites with transversely isotropic fibers. International Journal of Solids and Structures. 1995. Vol. 32, No. 13. P. 1859–1872.
12. Столярова А. В. Ефективні механічні характеристики композиційних матеріалів із транстропними порожнистими волокнами. Видавничий дім «Гельветика», 2021.

УДК 004.056

ЗАДАЧА ВИБОРУ КАМЕРИ МАШИННОГО ЗОРУ ДЛЯ КОНТРОЛЮ ЯКОСТІ МЕТАЛОПЛАСТИКОВИХ КОНСТРУКЦІЙ

Н.Ю. Філь[1], М.В. Тодоров[2]

[1] к.т.н., доцент, e-mail: fil_nu@i.ua

[2] магістр, група МА-61-25, e-mail: dzok2004@gmail.com

[1,2]кафедра автоматизації та комп'ютерно-інтегрованих технологій, Харківський національний автомобільно-дорожній університет, Харків, Україна

Анотація. У роботі розглянуто проблему вибору камери машинного зору для контролю якості ПВХ-конструкцій. Пропонується використовувати МАІ для обґрунтованого вибору камери машинного зору для контролю якості ПВХ-конструкцій.

Ключові слова: *ПВХ-конструкції, камер, машинний зір, метод аналізу ієрархій.*

THE PROBLEM OF SELECTING A MACHINE VISION CAMERA FOR QUALITY CONTROL OF METAL-PLASTIC STRUCTURES

Nataliia Fil, Mukuta Todorov[2]

[1] Ph.D., Associate Professor, e-mail: fil_nu@i.ua

[2] Master's Degree, group MA-61-25, e-mail: dzok2004@gmail.com

[1,2] Department of Automation and Computer-Integrated Technologies, Kharkiv National Automobile and Highway University, Kharkiv, Ukraine

Abstract. This paper examines the problem of selecting a machine vision camera for quality control of PVC structures. It proposes the use of MAI to make an informed choice of a machine vision camera for quality control of PVC structures.

Keywords: *PVC structures, chambers, machine vision, hierarchy analysis method.*

Вступ. Металопластикові (ПВХ) конструкції займають домінуюче місце на будівельному ринку України, оскільки є основним варіантом для скління житлових, комерційних та адміністративних будівель. На сьогодні їхня частка у сегменті світлопрозорих конструкцій становить понад 85-90 % [1].

В умовах масштабних руйнувань інфраструктури стали головним засобом швидкого відновлення. Завдяки високій швидкості виробництва та монтажу вони дають змогу оперативно закривати теплові контури пошкоджених будинків. Значна частина вікон встановлюється в рамках державних та міжнародних програм, таких як еВідновлення.

Сьогодні ПВХ-конструкції – це складна інженерна система. Україна має потужний кластер з виробництва готових ПВХ-конструкцій і є великим експортером (у 2025 році експорт ПВХ-вікон та дверей, що постачаються до Німеччини, Польщі та США, перевищив 40 млн доларів) [2].

Одним із факторів, що впливає на ефективність використання ПВХ-конструкцій є їхня надійність. Тому контроль якості на кожному з етапів: від перевірки сировини на заводі до монтажу. На етапі виробництва перевіряється профіль ПВХ-конструкції. Поверхня ПВХ-конструкції повинна бути рівною, гладкою, без будь-яких пошкоджень, вм'ятин чи горбків. Колір пластику ПВХ-конструкції повинен бути однорідним. Важливо перевірити внутрішнє армування: товщина та якість металу всередині рами мають відповідати нормативам.

Автоматичний контроль якості ПВХ-конструкцій за допомогою машинного (технічного) зору дозволяє виключити людський фактор, прискорити випуск продукції та забезпечити 100% перевірку геометрії, складальних одиниць і дефектів. Машинний зір при виробництві ПВХ-конструкцій використовується для контролю геометрії та розмірів, перевірки габарити рами та стулки, діагоналей, прямих кутів та відхилень контуру від еталону з точністю до часток міліметра (часто із застосуванням телецентричної оптики), а також якість зварних швів і перевірка однорідності кольору. Машинний зір дозволяє аналізувати якість зачистки та цілісність кутових з'єднань після зачисних верстатів з ЧПК, виявляти тріщини, напливи пластику або непровари. Машинний зір використовується для зчитування та перевірки штрих-кодів, QR-кодів, DataMatrix та текстової інформації (OCR) на захисній плівці або профілі, прив'язка результатів перевірки до партії.

Система машинного зору складається з кількох компонентів, які працюють разом:

1) промислові камери з високою роздільною здатністю (з глобальним затвором для уникнення розмиття зображення під час руху конвеєра), а також лінійні камери для сканування довгих профілів;

2) спеціалізоване освітлення для виявлення подряпин на гладкому пластику, контрове освітлення для чіткого контролю геометрії країв і силуетів;

3) промислові ПК або смарт-камери з достатнім запасом продуктивності, що відповідає такту виробничої лінії;

4) програмне забезпечення (ПЗ) для обробки зображень (пошук меж, порогова фільтрація, метрологія) та нейромереж (Deep Learning) для класифікації складних поверхневих дефектів;

5) зв'язок із контролерами верстатів (ПЛК) через дискретні входи/виходи або промислові протоколи для автоматичного відбракування або зупинки лінії при виявленні браку.

Камера фіксує зображення ПВХ-конструкції або деталі. Спеціальне підсвічування забезпечує рівномірне освітлення та виявляє дефекти, які при звичайному освітленні непомітні. ПЗ аналізує зображення, порівнює його з еталоном і приймає рішення. Весь цикл від знімка до рішення займає мілісекунди. Система не втомлюється, не відволікається і застосовує визначені критерії до кожної ПВХ-конструкції. Сучасні системи машинного зору використовують штучний інтелект, вони навчаються на прикладах дефектних і придатних деталей, навчаються розпізнавати нові типи дефектів і з часом стають точнішими.

Таким чином камера є одним з основних компонентів системи машинного зору. На ринку Україні сьогодні представлено багато різних промислових камер, які мають різні характеристики, вартість. Необхідно використовувати науково-обґрунтований підхід для вибору камери для системи машинного зору для контролю якості ПВХ-конструкцій.

Зазвичай вибір компонентів системи машинного зору починається з камери, яка відповідатиме всім вимогам завдання. Розглянемо основні параметри камери, які визначають її придатність для системи машинного зору [3].

Роздільна здатність камери визначає мінімальний розмір дефекту, який система здатна виявити. Для контролю великих деталей із грубими дефектами достатньо 2-5 мегапікселів. Для точних вимірювань і виявлення мікродефектів потрібно 12 мегапікселів і більше.

Швидкість зйомки камери важлива під час контролю на конвеєрі. Камера повинна встигати робити якісний знімок при швидкості руху деталі. Для високошвидкісних ліній використовуються лінійні камери, які сканують деталь по рядках.

Тип сенсора камери впливає на якість у різних умовах освітлення. Монохромні сенсори більш чутливі та точні для розмірного контролю. Кольорові камери потрібні там, де колір сам є параметром контролю.

Інтерфейс передачі даних камери. GigE Vision - стандартний вибір для більшості завдань, передача на відстань до 100 метрів без ретранслятора. USB3 Vision - для коротких відстаней із високою швидкістю передачі. CoaXPress - для високошвидкісних застосувань із великим потоком даних.

Ступінь захисту корпусу камери. Для роботи в умовах металообробки, де летить стружка та присутня охолоджувальна рідина, потрібні камери у виконанні IP67 або вище.

Сьогодні на ринку камер для машинного зору представлено багато брендів. Значну частину представляють китайські компанії, які залишаються основним вибором для українських підприємств. Серед них є кілька помітних гравців.

Hikrobot - дочірнє підрозділ Hikvision, що спеціалізується на промисловому зорі. Один із найпоширеніших брендів на ринку. Лінійка охоплює матричні та лінійні камери з роздільною здатністю від 0,3 до 604 мегапікселів, смарт-камери з вбудованим штучним інтелектом, 3D-камери, зчитувачі кодів та повноцінне програмне забезпечення Vision Master. Продукція сертифікована за стандартами електромагнітної сумісності та безпеки.

Huaray - спеціалізується на високошвидкісних лінійних камерах для контролю якості в безперервних виробничих процесах: прокат, листовий метал, текстиль, скло. Швидкість

сканування та роздільна здатність лінійних моделей дозволяють виявляти дефекти розміром від 0,1 мм на високих швидкостях конвеєра.

Daheng Imaging - виробник із широким асортиментом промислових камер для машинного зору. Добре інтегрується зі стандартним програмним забезпеченням через протоколи GigE Vision та USB3 Vision.

Basler - формально німецька компанія, але значна частина виробництва локалізована в Китаї.

Отже, з огляду на проблему зростання вимог до надійності та якості ПВХ-конструкцій, можна підтвердити актуальність обраної теми роботи.

Мета роботи. На основі аналізу основних характеристик та параметрів розробити загальну постановку задачі вибору промислової камери системи машинного зору для контролю якості ПВХ-конструкцій за багатьма критеріями.

Матеріал і результати досліджень.

Вибір камери машинного зору - типова задача багатокритеріального вибору. Як правило, під час вирішення таких задач для визначення найкращого варіанту використовуються експертні методи прийняття рішень. Експерти керуються якісними критеріями оцінки, а рішення здебільшого приймається суб'єктивно та інтуїтивно, тобто недостатньо обґрунтовано [4].

Для вирішення подібних завдань у 1970 р. американський вчений Томас Сааті запропонував метод аналізу ієрархій (MAI) [4], який продемонстрував достатню результативність та широке застосування на практиці [5-6]. Цей метод застосовується для вирішення прикладних задач багатокритеріального вибору різного характеру. Крім того, кожні два роки, починаючи з 1988 р., проводиться міжнародний симпозіум з питань вирішення задач багатокритеріального вибору за допомогою MAI (International Symposium of the Analytic Hierarchy Process – ISAHP).

MAI дозволяє експерту перейти від простих суджень на інтуїтивному рівні до детального та обґрунтованого рішення шляхом проведення математичних розрахунків і визначення найкращого варіанту з-поміж багатьох можливих на основі ранжування кількісних ступенів переваги альтернатив. Завдяки MAI експерт, який приймає рішення, може структурувати задачу за допомогою ієрархії, що дає можливість декомпонувати її складові та визначити кореляцію між ними для більш точного вибору найбільш бажаного варіанту рішення з множини можливих [4].

Важливо, що MAI базується на експертній оцінці і, відповідно, забезпечує отримання результату, який найкращим чином узгоджується з точкою зору експерта.

У рамках даного дослідження пропонується використовувати MAI для обґрунтованого вибору камери машинного зору для контролю якості ПВХ-конструкцій. MAI було обрано завдяки його простоті та зручності, а також наочності й обґрунтованості отриманих результатів. Крім того, у відкритих джерелах не було знайдено результатів подібних досліджень.

Основні етапи МА та алгоритм розрахунків наведені в багатьох роботах [4-6].

Розглянемо побудову ієрархії, що відображає мету вибору, критерії вибору та альтернативи, що розглядаються.

Вибір критеріїв ґрунтувався на відкритих джерелах [7, 8], адже він залежить від конкретного завдання. Тому для демонстрації застосування даного методу були обрані основні критерії з точки зору авторів.

Проведений аналіз основних параметрів і характеристик камер машинного зору дозволив розробити відповідну ієрархічну структуру (Рис. 1)

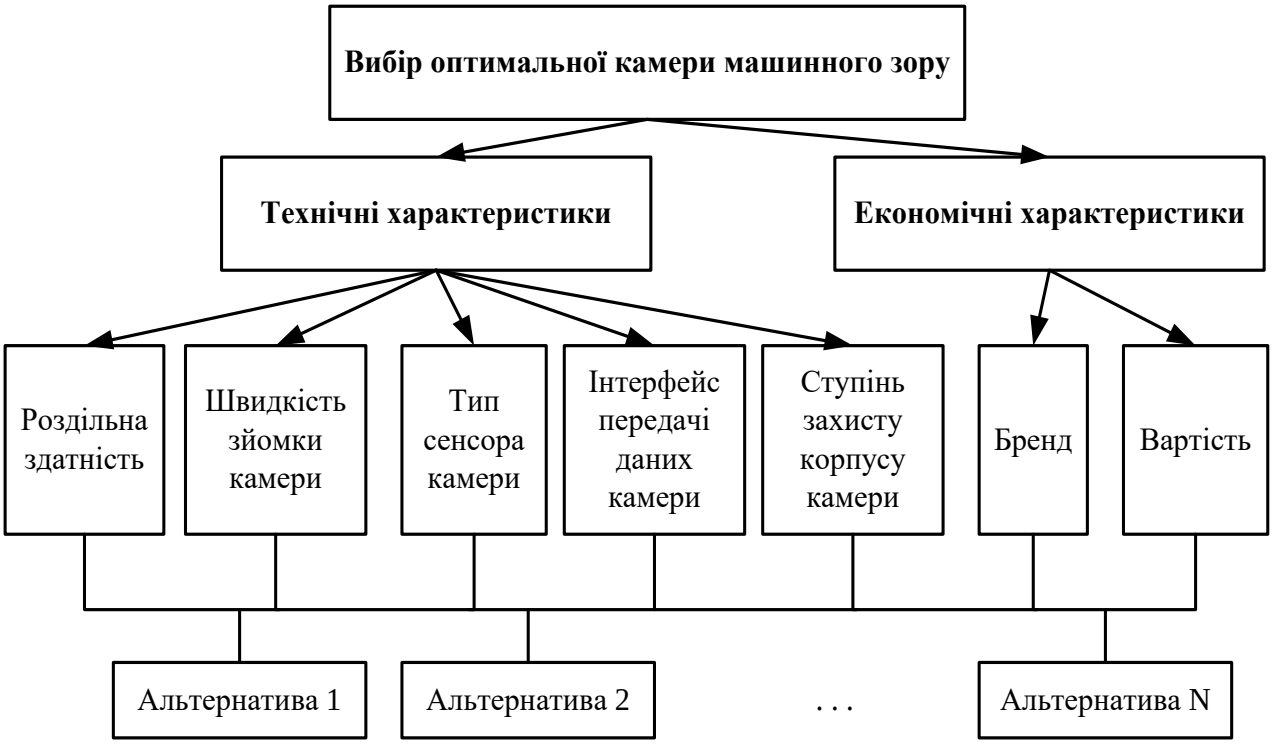


Рисунок 1 - Дерево ієрархій для вибору оптимальної камери машинного зору зі множини альтернатив з урахуванням обраних критеріїв

Таким чином, завдання вибору оптимальної камери машинного зору має вигляд чотирирівневої ієрархічної структури.

Після формування ієрархії критеріїв оцінки встановлюються пріоритети (ваги) критеріїв, і відповідно до них проводиться оцінка альтернатив за методом лінійної згортки. У результаті визначається відносна значущість досліджуваних альтернатив для всіх критеріїв, що входять до ієрархії.

На підставі суджень експерта будуються матриці парних порівнянь на кожному рівні стосовно кожного критерію вищого рівня.

Висновки. У роботі проведено дослідження методу аналізу ієрархій, на основі якого розроблено процес вибору камери машинного зору для її впровадження з метою контролю якості ПВХ-конструкцій.

Надалі планується розробити програмний додаток для автоматизації розрахунків щодо вибору камери машинного зору.

ЛІТЕРАТУРА

1. Гетун , Г., Кошева , В., Кошева , І. і Соломін , А. Досвід використання та історія розвитку металевих конструкцій. Містобудування та територіальне планування, 2022. №80, С. 99-114.
2. Лесьо А. Український ринок ПВХ вікон та дверей за 2025 рік. URL: https://okna.ua/ua/library/ukrayinskyy-rynok-pvkh-vikon-ta-dverey
3. Євсеєнко, О. М., Гапон , А. І., & Крилова, В. А. (2022). Розробка автоматизованої системи розпізнавання показань приладів за допомогою камери машинного зору. Технічна інженерія, 1(89), 62–68.
4. Saati T. Decision making. Hierarchy analysis method. M.: Radio and communication, 1993.
5. Філь Н. Ю. Моделі вибору обладнання для автосервісу. Комп'ютерно-інтегровані технології: освіта, наука, виробництво, Луцьк, 2022. № 47, С. 49-55.
6. Філь Н.Ю. Моделі вибору датчика температури та вологості для модуля системи екологічного моніторингу. Комп'ютерно-інтегровані технології: освіта, наука, виробництво, № 55 (2024), С. 206-212.
7. Топ 5 факторів при виборі промислових камер машинного бачення. URL: https://surl.li/toythj.
8. Посібник з камер машинного бачення: як вибрати правильну камеру для промислового огляду. URL: https://surl.li/vvrwyp

УДК 616-089.28/.29, 539.3, 539.4:616.728.2

РОЗРОБКА МАТЕМАТИЧНИХ МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ОЦІНКИ МІЦНОСТІ ЕЛЕМЕНТІВ КУЛЬШОВОГО СУГЛОБА В ЕКСПЛУАТАЦІЇ ПІСЛЯ ЕНДОПРОТЕЗУВАННЯ

Д.В. Горобець[1], М.Б. Соболевська[2]

[1]к.т.н., с.н.с., e-mail: d.v.gor@ukr.net

[2]к.т.н., с.н.с., e-mail: sobolevskaya1609@gmail.com

[1,2]відділ статистичної динаміки і динаміки багатовимірних механічних систем, Інститут технічної механіки Національної академії наук України і Державного космічного агентства України, Дніпро, Україна

Анотація. У роботі розглянуто актуальну проблему забезпечення стабільної роботи ендопротеза кульшового суглоба людини в експлуатації на основі аналізу методами математичного моделювання взаємодії ацетабулярного компонента з вертлюжною западиною тазової кістки. Метою досліджень є розробка на основі даних комп'ютерної томографії скінченно-елементних моделей для оцінки міцності елементів кульшового суглоба в експлуатації після операції тотального ендопротезування з використанням безцементного ацетабулярного компонента, що загвинчується у вертлюжну западину. Запропоновані моделі можуть бути використані як основа для подальших досліджень з урахуванням дефектів вертлюжної западини.

Ключові слова: *кульшовий суглоб людини, комп'ютерна томографія, скінченно-елементні моделі, напружено-деформований стан, ендопротезування.*

DEVELOPMENT OF MATHEMATICAL MODELS FOR EVALUATION OF HIP JOINT ELEMENTS STRENGTH IN OPERATION AFTER ENDOPROSTHETICS

Dmytro Horobets[1], Maryna Sobolevska[2]

[1]Ph.D., senior researcher, e-mail: d.v.gor@ukr.net

[2]Ph.D., senior researcher, e-mail: sobolevskaya1609@gmail.com

[1,2] department of statistical dynamics and multidimensional mechanical systems, the Institute of Technical Mechanics of the National Academy of Sciences of Ukraine and the State Space Agency of Ukraine, Dnipro, Ukraine

Abstract. The paper considers the current problem of ensuring stable operation of a human hip joint endoprosthesis in operation based on the analysis of the interaction of the acetabular component with the acetabulum of the pelvic bone using mathematical modeling methods. The research aims to develop finite element models based on computed tomography data to evaluate strength of hip joint components after total hip endoprosthetics using a cementless, screw-in acetabular component. The proposed models can be used as a basis for further research taking into account acetabular defects.

Keywords: human hip joint, computed tomography, finite element models, stress-strain state, endoprosthetics.

Вступ. На теперішній час в умовах воєнного стану при наявності великої кількості поранених, зокрема з важкими ураженнями кульшових суглобів [1], єдиним способом повернути дієздатність людини, покращити якість її життя є своєчасна операція тотального ендопротезування. Актуальною проблемою прикладної біомеханіки, пов'язаною з тотальним ендопротезуванням кульшового суглоба людини, є забезпечення стабільної роботи ендопротеза в експлуатації на основі аналізу методами математичного моделювання взаємодії ацетабулярного компонента з вертлюжною западиною тазової кістки.

Мета роботи. Розробка на основі даних комп'ютерної томографії скінченно-елементних моделей для оцінки міцності елементів кульшового суглоба в експлуатації після операції тотального ендопротезування з використанням безцементного ацетабулярного компонента, що загвинчується у вертлюжну западину.

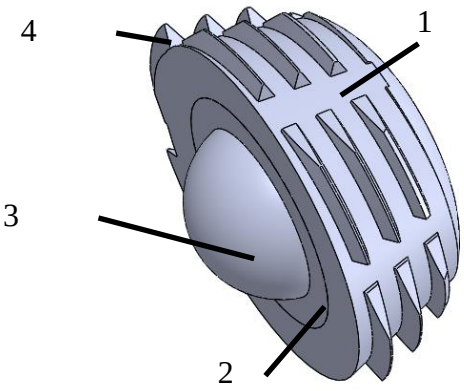
Аналіз сучасних тенденцій розвитку ендопротезування кульшового суглоба. Ендопротез кульшового суглоба склається з двох основних частин, а саме стегнового та ацетабулярного компонентів [2]. Стегновий компонент замінює головку та шийку стегнової кістки. Ацетабулярний компонент замінює суглобову поверхню вертлюжної западини. Існують основні типи фіксації ендопротеза – цементна, безцементна та гібридна [2 – 7]. Цементна фіксація – це установка компонентів ендопротезу на спеціальний кістковий цемент. Безцементний тип фіксації – це установка компонентів за рахунок вбивання в кістку під час операції, тобто щільної первинної посадки (фіксація "press-fit", фіксація гвинтами, фіксація з

використанням гвинтових імплантів) з наступним “вростанням” кісткової тканини у пористу поверхню чи спеціальні борозни ендопротеза. Гібридний тип фіксації – це коли один із компонентів ендопротезу кріпиться безцементно, а другий за допомогою кісткового цементу. Вибір типу фіксації залежить від особливостей ураженого суглоба та кісткової тканини. Оптимальний вибір для більшості хворих – безцементний ендопротез, оскільки зрощення кістки та протеза є надійнішим варіантом фіксації. Безцементні ендопротези є найкращими для молодих пацієнтів, оскільки добре фіксуються завдяки високій щільності їх кісткових тканин. Використання безцементного ендопротезу дозволяє значно збільшити термін експлуатації та зменшити необхідність ревізійного ендопротезування [6].

Процес розробки технічних рішень щодо конструкцій ендопротеза кульшового суглоба активно розвивається в різних країнах світу. Лідерами серед держав заявників патентів з розглянутого питання на теперішній час є такі країни як США, Китай, Швеція, РФ, Велика Британія, Австралія, Канада [8 – 11]. Відсутність активного патентування технічних рішень заявниками з Німеччини та інших провідних європейських країн за останні десять років обумовлена тим, що основні технічні рішення стосовно ендопротезів кульшового суглоба запатентовано раніше та вже впроваджено у виробництво. Серед провідних міжнародних компаній, що виробляють найбільш якісні ендопротези кульшового суглоба, слід відзначити Zimmer, DePuy, Johnson & Johnson, Stryker, Biomet (США), Smith & Nephew (Велика Британія), Aesculap, Waldemar LINK, B. Braun (Німеччина), Mathis (Швейцарія) та інші. Серед вітчизняних виробників модульних ендопротезів кульшового суглоба – це науково-виробниче товариство з обмеженою відповідальністю “ОРТЕН” [12, 13].

Перспективним напрямком розвитку ендопротезування кульшового суглоба є створення персональної ацетабулярної системи з урахуванням особливостей її фіксації шляхом побудови віртуальних 3D моделей тазових кісток на основі томографічних досліджень. Математичне моделювання напружено-деформованого стану (НДС) елементів кульшового суглоба в експлуатації після операції дозволить розробити біомеханічно обґрунтовані рекомендації щодо ендопротезування кульшового суглоба.

Постановка задачі. Розглядається задача розробки на основі даних комп’ютерної томографії скінченно-елементних моделей для оцінки міцності елементів кульшового суглоба в експлуатації після операції тотального ендопротезування з використанням безцементного ацетабулярного компонента, що загвинчується у вертлюжну западину. Операцію тотального ендопротезуваня кульшового суглоба чоловіка з середньою за даними Держстату [14] вагою 80 кг проведено з використанням безцементного гвинтового ацетабулярного компонента, що складається із зовнішнього металевого корпусу і закріпленого усередині спеціального вкладиша (рис. 1). Під час операції після загвинчування у вертлюжну западину металевого корпусу в нього вставляється і блокується вкладиш, усередині якого відбувається обертання головки ендопротеза кульшового суглоба.



1 – гвинтовий ацетабулярний компонент
2 – вкладиш;
3 – головка стегнового компонента;
4 – різець

Рисунок 1 – Елементи безцементного ендопротеза з гвинтовим ацетабулярним компонентом

Математичне моделювання. Розроблено скінченно-елементну модель для дослідження НДС елементів здорового кульшового суглоба при експлуатаційних навантаженнях на основі даних комп’ютерної томографії [15].

Для дослідження НДС елементів кульшового суглоба після ендопротезування при експлуатаційних навантаженнях також використовується метод скінченних елементів у вигляді методу переміщень [16, 17]. Розрахунок НДС елементів конструкції при дії на неї статичних навантажень зводиться до розв'язання системи лінійних алгебраїчних рівнянь, визначення вузлових переміщень, деформацій скінченних елементів за знайденими вузловими переміщеннями, обчислення напружень в елементах за визначеними деформаціями. Оцінка міцності елементів конструкції здійснюється шляхом порівняння отриманих максимальних еквівалентних напружень з допустимим напруженням.

Розроблено алгоритм побудови геометричної моделі кульшового суглоба людини з використанням даних комп'ютерної томографії. Алгоритм включає такі етапи: виділення множин пікселів на знімках у групи згідно діапазонів яскравості кольору, що відповідають різним кістковим тканинам; формування об'ємів кісток із пікселів, що мають суміжні координати та належать до однієї групи за типом кісткової тканини; спрощення геометрії поверхонь об'ємів для зменшення кількості точок та полігонів, з яких складаються поверхні кісток; проведення багатоітераційного згладжування поверхонь об'ємів за алгоритмом арифметичного усереднення координат точки за координатами сусідніх точок, що утворюють поверхню спільного об'єму; перетворення поверхонь отриманих об'ємів до стану придатного для побудови скінчено-елементних моделей. За цим алгоритмом побудовано 3D геометричну модель, яка включає крижову кістку хребтового стовпа, клубову, сідничу, лобову кістки, кульшову западину на бічній поверхні тазової кістки та головку стегнової кістки кульшового суглоба.

На основі побудованої 3D геометричної моделі розроблено скінченно-елементну модель 1 (далі – модель 1) для дослідження НДС елементів здорового кульшового суглоба при експлуатаційних навантаженнях. З використанням моделі 1 дано оцінку НДС елементів кульшового суглоба при стоянні людини на двох ногах. Встановлено, що значення максимальних еквівалентних напружень як в субхондральній, так і в спонгіозній тканинах в зоні контактної взаємодії головки стегнової кістки з вертлюжною западиною дорівнюють відповідно 5 МПа та 0,3 МПа, що значно нижче допустимих напружень.

Для детального аналізу контактної взаємодії головки стегнової кістки з вертлюжною западиною на основі фрагменту побудованої 3D геометричної моделі здорового кульшового суглоба розроблено скінченно-елементну модель 2. Шляхом порівняння отриманих за допомогою моделей 1 і 2 результатів доведено можливість використання моделі 2 для оцінки НДС кісткових тканин в області вертлюжної западини.

Проведено аналіз та визначено максимальні значення експлуатаційних навантажень, характерних для нормальної активності людини після операції тотального ендопротезування кульшового суглоба: звичайна хода, підйом та спускання сходами, сідання та вставання зі стільця. При цьому використано експериментальні дані з бази OrthoLoad, розробленої під керівництвом Г. Бергманна та П. Дамма (Інститут Юліуса Вольфа, Берлінський інститут охорони здоровя при університетській клініці Шаріте) [18]. Розроблено скінченно-елементні моделі для дослідження при визначених навантаженнях НДС елементів кульшового суглоба на початковій стадії після операції ендопротезування (модель 3) та для аналізу НДС елементів кульшового суглоба на стадії повного загоєння після встановлення ендопротеза (модель 4).

Результати досліджень. З використанням моделей 1 – 3 проведено дослідження НДС кісткових тканин в області вертлюжної западини при визначених максимальних експлуатаційних навантаженнях, характерних для нормальної активності людини після операції тотального ендопротезування кульшового суглоба. Встановлено, що на початковій стадії після операції спостерігаються зниження рівня напружень в спонгіозній тканині. Після операції на стадії повного загоєння НДС елементів кісткових тканин кульшового суглоба при розглянутому навантаженні наближається до НДС здорового суглоба.

Висновки. На основі даних комп'ютерної томографії розроблено скінчено-елементні моделі для оцінки при експлуатаційних навантаженнях напружено-деформованого стану елементів кульшового суглоба до та після операції тотального ендопротезування з

використанням безцементного ацетабулярного компонента, що загвинчується у вертлюжну западину. Модель 1 призначено для дослідження НДС елементів здорового кульшового суглоба. Модель 2 призначено для детального дослідження взаємодії здорового кульшового суглоба при експлуатаційних навантаженнях. Модель 3 призначено для дослідження НДС елементів кульшового суглоба на початковій стадії після операції. Модель 4 призначено для аналізу НДС елементів кульшового суглоба на стадії повного загоєння після встановлення ендопротеза.

Запропоновані моделі можуть бути використані як основа для подальших досліджень НДС елементів кульшового суглоба при експлуатаційних навантаженнях після тотального ендопротезування з урахуванням дефектів вертлюжної западини.

ЛІТЕРАТУРА

1. Неттер Ф. Атлас анатомії людини. Львів: Наутілус, 2004. 592 с.
2. Эндопротезирование тазобедренного сустава: моногр. / под ред. проф. А. Е Лоскутова. Д.: Лира, 2010. 344 с.
3. Методи тотального ендопротезування кульшового суглоба. https://www.statpearls.com/articlelibrary/viewarticle/22894/.
4. Total Hip Replacement Surgery (Hip Prosthesis). https://www.joint-surgeon.com/orthopedic-services/osteoarthritis-of-the-hip/total-hip-replacement/.
5. Сучасний погляд на первинне ендопротезування кульшового суглоба. https://ortho.net.ua/suchasnij-pogljad-na-pervinne-endoprotezuvannja-kulshovogo-sugloba/.
6. Ендопротезування кульшового суглоба (заміна кульшового суглоба). https://medicalplaza.ua/uk/content/endoprotezirovanie-tazobedrennogo-sustava/.
7. C. Ma, T. Du, X. Niu, Yu. Fan. Biomechanics and mechanobiology of the bone matrix. Bone Research. 2022. Vol.10 (59). https://doi.org/10.1038/s41413-022-00223-y/
8. Imbuldeniya A. M., Walter W. L., Zicat B. A., Walter W. K. Cementless total hip replacement without femoral osteotomy in patients with severe developmental dysplasia of the hip. Minimum 15-year clinical and radiological results. Bone Joint J. 2014. Vol. 96-B (11). P. 1449–1454. DOI: 10.1302/0301-620X.96B11.33698.
9. Scuderi R. Techniques in Revision Hip and Knee Arthroplasty. Philadelphia: Elsevier, 2014. 608 p.
10. Horst P., Sproul R. C., Bozic K. J. The economics of total hip and knee arthroplasty. In: Scuderi R. Techniques in Revision Hip and Knee Arthroplasty. Philadelphia: Elsevier, 2015. P. 2–5.
11. Wong K. C., Kumta S. M., Geel N. V., Demol J. One-step reconstruction with a 3D-printed, biomechanically evaluated custom implant after complex pelvic tumor resection. Computer Aided Surgery. 2015. Vol. 20, № 1. P. 14–23. https://doi.org/10.3109/10929088.2015.1076039.
12. Лоскутов А. Е. Развитие модульного эндопротезирования тазобедренного сустава отечественными системами “ОРТЭН”. Сучасні медичні технології. 2011. № 3-4. С. 207–210.
13. Лоскутов О. Є., Олійник О. Є., Лоскутов О. О., Синєгубов Д. А. Розвиток національного ендопротезування суглобів (результати 30-річних досліджень). Трансплантація та штучні органи. 2021. № 2 (03). С. 28–36.
14. Населення за показником індексу маси тіла та статтю. https://ukrstat.gov.ua/gend_rivnist/metadata_gr/06/data/6.8.xls.
15. Горобець Д. В., Соболевська М. Б., Лоскутов О. Є. Моделювання поля напружень та деформацій елементів кульшового суглоба в експлуатаційних режимах на основі даних комп’ютерної томографії методом скінченних елементів. Технічна механіка. 2026. № 1. С. 73–85.
16. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. М.: Мир, 1975. 541 с.
17. Каплун А. Б. Ansys в руках инженера: Практическое руководство. М. : Едиториал УРСС, 2003. 272 с.
18. G. Bergmann, A. Bender, J. Dymke et al. Standardized Loads Acting in Hip Implants. PLoS ONE 11(5): e0155612. 2016. DOI:10.1371/journal.pone.0155612.

УДК 539.3

МОДЕЛЬ ТЕРМІЧНОГО РЕГУЛЯРНОГО МЕТАІНТЕРФЕЙСУ НА ОСНОВІ ТЕРМОПРУЖНОГО КОНТАКТУ ТЕКСТУРОВАНОЇ ТА ПЛОСКОЇ ПОВЕРХОНЬ

К.А. Чумак[1]

[1]к.ф.-м.н., ст.н.с., e-mail: chumakostya@gmail.com

[1]відділ механіки руйнування матеріалів, Інститут механіки ім.С.П. Тимошенка НАН України, Київ, Україна

Анотація. У роботі здійснено огляд основних функціональних можливостей термічних метаматеріалів та запропоновано модель термічного регулярного метаінтерфейсу для реалізації термічної ректифікації. Метаінтерфейс формують текстурована та плоска поверхні, міжконтактні зазори між якими заповнені теплопровідним середовищем. У межах моделі враховано термічний опір заповнювача зазорів, а також взаємний вплив механічного і температурного полів.

Ключові слова: *термічний регулярний метаінтерфейс, метаматеріали, термічна ректифікація, текстурована поверхня, теплопровідне середовище, контактний термоопір.*

MODEL OF A THERMAL REGULAR METAINTERFACE BASED ON THERMOELASTIC CONTACT BETWEEN TEXTURED AND FLAT SURFACES

Kostyantyn Chumak[1]

[1]Ph.D., Senior Researcher, e-mail: chumakostya@gmail.com

[1]Department of Fracture Mechanics of Materials, S.P. Timoshenko Institute of Mechanics, National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv, Ukraine

Abstract. The work provides an overview of the main functional capabilities of thermal metamaterials and proposes a model of a thermal regular metainterface designed to achieve thermal rectification. The metainterface is formed by a textured surface and a flat surface, and the intercontact gaps are filled with a heat-conducting medium. The model accounts for the thermal resistance of the gap filler, as well as the coupling of mechanical and temperature fields.

Keywords: *thermal regular metainterface, metamaterials, thermal rectification, textured surface, heat-conducting medium, thermal contact resistance.*

Вступ. Ефективне керування тепловим режимом мікроелектронних і термоелектричних пристроїв є одним із ключових завдань сучасної інженерії. Зі зростанням потужності та зменшенням розмірів технічних систем підвищуються вимоги до точності керування температурним полем і регулювання інтенсивності теплообміну та виникає потреба у програмованому контролі теплових потоків. Нові можливості в цьому напрямі пов’язані з розвитком термічних метаматеріалів – штучно структурованих середовищ, унікальні властивості яких зумовлені не стільки хімічним складом компонентів, скільки цілеспрямованим проєктуванням геометрії, топології та внутрішньої просторової організації [1–3]. Водночас ефективне керування тепловими потоками може бути досягнуте не лише за рахунок формування об’ємної структури матеріалу, а й шляхом цілеспрямованого проєктування межі контакту тіл – термічного метаінтерфейсу.

Мета роботи. Огляд основних функціональних можливостей термічних метаматеріалів та представлення концепції термічного регулярного метаінтерфейсу як засобу реалізації термічної ректифікації.

Огляд функціональних можливостей термічних метаматеріалів. Фундаментальним підходом до створення термічних метаматеріалів є трансформаційна термодинаміка [1–3]. Її головна ідея полягає в цілеспрямованому перетворенні ефективних теплофізичних властивостей середовища для керування просторовим розподілом температури й теплового потоку. На відміну від традиційного підходу, за якого тепловий режим визначається переважно природними характеристиками матеріалу, трансформаційний підхід передбачає проєктування структури відповідно до бажаного теплового відгуку системи. Реалізація функцій термічних метаматеріалів ґрунтується на створенні просторово неоднорідних або ефективно анізотропних структур. Для цього використовують багатошарові матеріали, періодичні композиції компонентів із різною теплопровідністю та спеціально організовані геометричні структури. Водночас практичне виготовлення таких систем може

ускладнюватися необхідністю відтворення складних розподілів теплофізичних властивостей, технологічними обмеженнями та впливом реальних меж поділу між окремими компонентами.

Основні функції термічних метаматеріалів та їх призначення:

- *Термічне екранування (thermal cloaking)* [2, 4–6].
  - Суть: створення захисної оболонки навколо об'єкта, яка змушує лінії теплового потоку обтікати його без збурення зовнішнього температурного поля. Для зовнішнього спостерігача об'єкт стає невидимим і виглядає разом із захисною оболонкою як однорідне середовище.
  - Призначення: захист чутливих об'єктів від локальних перегрівів, термоізоляція високоточних приладів, екранування двигунів військової техніки.
- *Термічне маскування (thermal camouflage)* [2, 7–9].
  - Суть: штучне спотворення теплового сліду об'єкта таким чином, щоб він зовні імітував інший предмет (за формою, розміром або температурним профілем).
  - Призначення: створення пасток та обманок у тепловізійних системах моніторингу, розробка теплових камуфляжів для маскування військової техніки та солдатів.
- *Термічна концентрація (thermal concentrating)* [2, 10, 11].
  - Суть: геометрія та ефективні теплофізичні параметри метаматеріалу спрямовують тепловий потік до певної області, збільшуючи локальну густину теплового потоку в ній.
  - Призначення: локальний нагрів, підвищення ефективності роботи термоелектричних генераторів та продуктивності сонячних колекторів і систем концентрації теплової енергії.
- *Термічна ротація (thermal rotation)* [1, 2, 12].
  - Суть: зміна траєкторії теплового потоку під заданим кутом без спотворення зовнішнього температурного поля.
  - Призначення: захист електроніки за рахунок перенаправлення теплових потоків в обхід чутливих компонентів, проєктування багатошарових теплообмінників зі складними траєкторіями руху теплоносіїв.
- *Термічна ректифікація (thermal rectification)* [3, 13–18].
  - Суть: забезпечення асиметричної теплопередачі, за якої тепловий потік з мінімальним термічним опором проходить в одному напрямку і блокується чи значно зменшується у зворотному.
  - Призначення: створення термічних діодів для відведення теплоти від потужних чипів та процесорів, підвищення ефективності охолодження мікросхем завдяки керованому однонапрямленому тепловому потоку, зменшення енергоспоживання і підвищення рівня теплового комфорту в будівлях, інтеграція у волокна або шари одягу для динамічного регулювання теплоти.

Таким чином, трансформаційна термодинаміка демонструє принципову можливість цілеспрямованого керування тепловими потоками за рахунок об’ємної інженерії матеріалу. Практична реалізація таких метаматеріалів часто потребує складних багатошарових або просторово неоднорідних структур. Це стимулює пошук альтернативних підходів, у яких необхідна функціональність формується не в усьому об’ємі матеріалу, а безпосередньо на межі взаємодії тіл.

Модель термічного регулярного метаінтерфейсу. Розглянемо інтерфейс, що формується внаслідок контакту двох півпросторів S_1 і S_2, виготовлених із пружних ізотропних матеріалів з різними теплофізичними властивостями (рис. 1). Він характеризується періодичним чергуванням ділянок безпосереднього контакту та зазорів, геометрія яких визначається мікрорельєфом спряжених поверхонь. У розглядуваній системі така періодична структура утворюється завдяки тому, що верхня поверхня тіла S_1 є плоскою, а нижня поверхня тіла S_2 має текстурований рельєф у вигляді системи виїмок однакової форми $r(x)$, розташованих з періодом d. Максимальна висота виїмок є малою у порівнянні з їх шириною

$2b$. Тіла контактують під дією однорідних стискальних зусиль p та стаціонарного однорідного теплового потоку q, прикладених на нескінченності перпендикулярно до інтерфейсу. З огляду на двовимірне поле температури і стан плоскої деформації розглядається взаємодія двох півплощин, утворених перетином півпросторів координатною площиною $0xy$. Кожен міжконтактний зазор заповнений середовищем з коефіцієнтом теплопровідності λ.

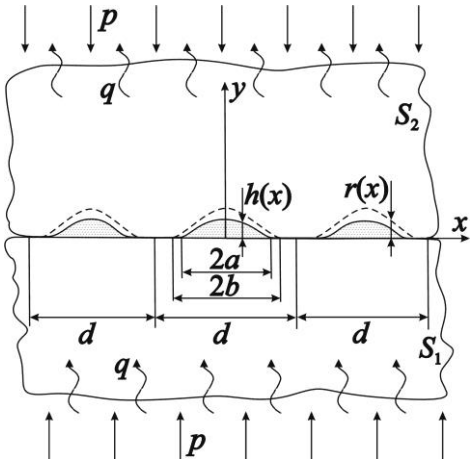


Рисунок 1 – Схематичне зображення термічного регулярного метаінтерфейсу

Для моделювання впливу середовища в зазорах на контактний теплообмін використаємо модель теплопроникного зазору з термоопором [19]:

$$R(x) = h(x)/\lambda. \qquad (1)$$

Ця модель дає змогу врахувати комплексний вплив силового та теплового навантажень на трансформацію зазорів. Вона передбачає, що передача теплоти через міжконтактне середовище відбувається в напрямку осі y, тоді як теплопередача в напрямку осі x є несуттєвою через малу висоту кожного зазору порівняно з його шириною. Теплообмін шляхом теплового випромінювання не враховується. На ділянках контакту тіл сили тертя відсутні, а тепловий контакт вважається ідеальним. Водночас контактний термоопір зумовлює стрибок температури між поверхнями зазорів.

Геометрія текстурованої поверхні та теплофізичні характеристики середовища в зазорах визначають особливості механічної взаємодії тіл і теплопередачі між ними. Розглядаючи їх як керовані параметри, можна цілеспрямовано регулювати тепловий потік через інтерфейс. Надалі сукупність періодично розташованих ділянок контакту та зазорів, заповнених середовищем, називатимемо термічним регулярним метаінтерфейсом. Його теплову ефективність характеризуватимемо ефективним контактним термоопором, який дорівнює відношенню додаткового стрибка температури, зумовленого наявністю міжконтактних зазорів, до густини прикладеного теплового потоку.

Передумови для введення концепції термічного метаінтерфейсу сформувалися в попередніх працях автора [20–23], присвячених дослідженню термопружного контакту тіл із різними формами регулярного поверхневого рельєфу. В цих дослідженнях встановлено, що зміна напряму теплового потоку на протилежний істотно впливає на термомеханічну поведінку системи і величини контактних параметрів та спричиняє асиметрію ефективного термоопору. Це дає змогу реалізувати термічну ректифікацію, рівень якої за певного вибору геометричних параметрів рельєфу та теплофізичних характеристик середовища може сягати 85%. У доповіді також буде узагальнено основні результати попередніх досліджень у контексті концепції регулярного метаінтерфейсу та термічної ректифікації.

Висновки. Розглянуто основні функціональні можливості термічних метаматеріалів і обґрунтовано перспективність керування теплопередачею шляхом проєктування межі контакту тіл. На основі термопружного контакту текстурованої та плоскої поверхонь запропоновано модель термічного регулярного метаінтерфейсу, яка враховує вплив середовища в міжконтактних зазорах та дозволяє реалізувати термічну ректифікацію.

ЛІТЕРАТУРА

1. Sklan S.R., Li B. Thermal metamaterials: functions and prospects. National Science Review. 2018. Vol. 5, No. 2. P. 138–141.
2. Yang S., Wang J., Dai G. et al. Controlling macroscopic heat transfer with thermal metamaterials: theory, experiment and application. Physics Reports. 2021. Vol. 908. P. 1–65.
3. Li Y., Li W., Han T. et al. Transforming heat transfer with thermal metamaterials and devices. Nature Reviews Materials. 2021. Vol. 6. P. 488–507.
4. Schittny R., Kadic M., Guenneau S. et al. Experiments on transformation thermodynamics: molding the flow of heat. 2013. Physical Review Letters. Vol. 110. 195901.
5. Han T., Bai X., Thong J.T.L. et al. Full control and manipulation of heat signatures: cloaking, camouflage and thermal metamaterials. 2014. Advanced Materials. Vol. 26, No. 11. P. 1731–1734.
6. Kim J.C., Ren Z., Yuksel A. et al. Recent advances in thermal metamaterials and their future applications for electronics packaging. ASME Journal of Electronic Packaging. 2021. Vol. 143, No. 1. 010801.
7. Hu R., Zhou S.L., Li Y. et al. Illusion thermotics. Advanced Materials. 2018. Vol. 30, No. 22. 1707237.
8. Hu R., Xi W, Liu Y. et al. Thermal camouflaging metamaterials. 2021. Materials Today. Vol. 45. P. 120–141.
9. Sansone L., Loffredo F., Cilento F. et al. Recent advances in graphene adaptive thermal camouflage devices. Nanomaterials. 2024. Vol. 14, No. 17. 1394
10. Narayana S., Sato Y. Heat flux manipulation with engineered thermal materials. Physical Review Letters. 2012. Vol. 108. 214303.
11. Shen X., Li Y., Jiang C. et al. Thermal cloak-concentrator. Applied Physics Letters. 2016. Vol. 109, No. 3. 031907.
12. Li W., Sigmund O., Zhang X.S. Analytical realization of complex thermal meta-devices. Nature Communications. 2024. Vol. 15, No. 1. 5527.
13. Li N., Ren J., Wang L. et al. Colloquium: Phononics: Manipulating heat flow with electronic analogs and beyond. Reviews of Modern Physics. 2012. Vol. 84. 1045.
14. Wong M.Y., Tso C.Y., Ho T.C. et al. A review of state of the art thermal diodes and their potential applications. International Journal of Heat and Mass Transfer. 2021. Vol. 164. 120607.
15. Li Y., Li W., Han T. et al. Transforming heat transfer with thermal metamaterials and devices. Nature Reviews Materials. 2021. Vol. 6. P. 488–507.
16. Malik F.K., Fobelets K. A review of thermal rectification in solid-state devices. Journal of Semiconductors. 2022. Vol. 43, No. 10. 103101.
17. He H., Peng W., Le Ferrand H. Thermal rectification in modularly designed bulk metamaterials. Advanced Materials. 2024. Vol. 36. 2307071.
18. Zhang H., Wu Y., Shi T. et al. Thermal rectifiers: physical mechanisms and potential applications in buildings. Renew Sustain Energy Rev. 2025. Vol. 210. 115165.
19. Martynyak R.M., Chumak K.A. Thermoelastic contact of half–spaces with equal thermal distortivities in the presence of a heat–permeable intersurface gap. Journal of Mathematical Sciences. 2010. Vol. 165, No. 3. P. 355–370.
20. Chumak K., Martynyak R. Thermal rectification between two thermoelastic solids with a periodic array of rough zones at the interface. International Journal of Heat and Mass Transfer. 2012. Vol. 55, No. 21–22. P. 5603–5608.
21. Chumak K. The thermoelastic contact problem for wavy surfaces with a heat–conducting medium in interface gaps. Mathematics and Mechanics of Solids. 2018. Vol. 23, Issue 10. P. 1389–1406.
22. Chumak K.A., Martynyak R.M. Effective thermal contact resistance of regularly textured bodies in the presence of intercontact heat–conducting media and the phenomenon of thermal rectification. Journal of Mathematical Sciences. 2019. Vol. 236, No. 2. P. 160–171.
23. Martynyak R.M., Chumak K.A. The combined thermal and mechanical effect of an interstitial gas on thermal rectification between periodically grooved surfaces. Frontiers in Mechanical Engineering. 2019. Vol. 5. 42.

УДК 536.24:621.59

ТЕПЛОВІ ТА АЕРОДИНАМІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ОРЕБРЕНИХ ТРУБ КРІОГЕННОГО ВИПАРНИКА

С. А. Олєнчєнко[1], Ю. В. Бразалук[2]

[1]студентка, група МТ-26м-1, e-mail: olienchienkosofiia@gmail.com
[2]к. ф-м. н., доцент, e-mail: brazaluk_jv@ukr.net
[1,2]Кафедра аерогідромеханіки та енергомасопереносу, Дніпровський національний університет імені Олеся Гончара, пр. Науки, 72, Дніпро, Україна

Анотація. Досліджено вплив геометрії поздовжнього оребрення на теплові та аеродинамічні характеристики труб кріогенного випарника за поперечного обтікання повітрям. Розглянуто п’ять профілів із ребрами однакової та різної висоти. Для порівняння використано відносну теплову потужність, відносний перепад тиску та їх співвідношення. За швидкості 3 м/с профіль 12e збільшує теплову потужність на 32,8 % порівняно з 4e, проте перепад тиску зростає у 3,86 рази. Обґрунтовано вибір профілю залежно від допустимого опору та необхідного теплового навантаження.

Ключові слова: *кріогенний випарник, оребрена труба, вимушена конвекція, CFD, теплопередавання, перепад тиску.*

THERMAL AND AERODYNAMIC CHARACTERISTICS OF FINNED TUBES FOR A CRYOGENIC VAPORIZER

Sofiia Olienchienko[1], Iuliia Brazaluk[2]

[1]student, group MT-26m-1, e-mail: olienchienkosofiia@gmail.com
[2]Ph.D., Associate Professor, e-mail: brazaluk_jv@ukr.net
[1,2]Department «Aerohydromechanics and Energy and Mass Transfer», Oles Honchar Dnipro National University, Gagarin Ave., 72, Dnipro, Ukraine

Abstract. The effect of longitudinal fin geometry on the thermal and aerodynamic characteristics of cryogenic vaporizer tubes under crossflow is investigated. Five profiles with equal and unequal fin heights are considered. Relative heat transfer rate, relative pressure drop and their ratio are used for comparison. At an air velocity of 3 m/s, profile 12e increases the heat transfer rate by 32.8% compared with 4e, while the pressure drop rises by a factor of 3.86. Profile selection is therefore governed by the allowable flow resistance and the required thermal load.

Keywords*: cryogenic vaporizer, finned tube, forced convection, CFD, heat transfer, pressure drop.*

Вступ. В атмосферних випарниках теплота навколишнього повітря використовується для регазифікації кріогенних рідин. Збільшення площі оребрення сприяє підвищенню теплової потужності, однак одночасно змінює структуру течії та опір повітряного тракту. Тому кількість ребер сама по собі не визначає раціональність конструкції. Потрібно оцінювати, якою зміною перепаду тиску супроводжується приріст теплопередавання [1]. Вплив обмерзання додатково ускладнює вибір профілю для тривалої експлуатації [2].

Мета роботи. Визначити вплив кількості й висоти поздовжніх ребер на співвідношення теплової потужності та перепаду тиску і сформувати рекомендації щодо вибору профілю за різних пріоритетів проєктування.

Матеріал і результати досліджень. Розглянуто п’ять алюмінієвих профілів: 4e, 8e та 12e з чотирма, вісьмома й дванадцятьма ребрами однакової висоти; 8u та 12u з вісьмома й дванадцятьма ребрами різної висоти. Об’єктом розрахунку є поперечне обтікання окремого оребреного елемента. Порівняння виконано за однакових температурних умов і швидкості набігаючого потоку для кожної групи режимів.

Числову модель побудовано в ANSYS Fluent на основі методу скінченних об’ємів. Спряжений теплообмін описано рівняннями збереження маси, кількості руху й енергії для повітря та рівнянням теплопровідності для твердого тіла. Турбулентне перенесення враховано моделлю k-ω SST [3], зв’язок тиску та швидкості реалізовано алгоритмом SIMPLE. Двовимірна постановка характеризує течію в поперечному перерізі та не враховує поздовжньої нерівномірності обтікання.

Прийнято температуру повітря 293,15 К, температуру внутрішньої стінки 4,2 К, густину повітря 1,225 кг/м^3, динамічну в’язкість $1{,}7894\cdot10^{-5}$ Па·с та інтенсивність турбулентності 5 %. Матеріал труби – алюмінієвий сплав AW 6061-T6. Для аналізу відібрано режими зі

швидкостями 1, 2, 3 і 5 м/с. Задана температура стінки є граничною умовою теплової задачі; кипіння та рух гелію всередині труби окремо не моделюються.

Критерії порівняння. Як базовий прийнято профіль 4e. Для кожної швидкості визначено безрозмірні показники теплової потужності RQ, перепаду тиску Rp та відносного співвідношення теплопередавання й опору ψ.

$$RQ = Q / Q_{4e};\ Rp = \Delta p / \Delta p_{4e};\ \psi = RQ / Rp. \quad (1)$$

Тут Q – розрахункова теплова потужність елемента; Δp – перепад тиску в розрахунковій області; індекс 4e позначає базовий профіль за тієї самої швидкості. Нормування виконано для однакової розрахункової довжини. Показник ψ характеризує порівняльне співвідношення Q/Δp; він не є коефіцієнтом корисної дії випарника. Значення ψ > 1 означає відносний приріст теплопередавання, ніж опору.

Таблиця 1 – порівняння профілів за швидкості повітря 3 м/с

Профіль	RQ	Δp, Па	Rp	ψ
4e	1,000	53,608	1,000	1,000
8e	1,134	250,687	4,676	0,242
12e	1,328	207,107	3,863	0,344
8u	0,991	54,695	1,020	0,971
12u	1,065	56,585	1,056	1,009

Примітка. Показники розраховано до округлення, для базового профілю RQ = Rp = ψ = 1.

За даними табл. 1 профіль 12e забезпечує найбільшу теплову потужність. Водночас найменший перепад тиску має 4e, а найбільший – 8e. Отже, максимум теплопередавання та мінімум аеродинамічного опору досягаються різними геометричними виконаннями.

Вплив геометрії та швидкості потоку. За швидкості 3 м/с перехід від 4e до 12e збільшує теплову потужність на 32,8 %, а перепад тиску – на 286,3 %. Для 8e відповідні прирости становлять 13,4 % і 367,6 %. Додаткова поверхня теплообміну в цих випадках супроводжується значно більшим відносним зростанням опору. Це узгоджується з впливом міжреберних каналів на прискорення та рециркуляцію повітря, описаним у [1].

Профіль 12u дає приріст теплової потужності 6,5 % за збільшення перепаду тиску на 5,6 %. Його показник ψ становить 1,009, тоді як для 4e він дорівнює 1. Різниця близько 0,9 % є малою і без окремого оцінювання числової невизначеності не доводить переваги одного з цих профілів. Для 8u значення ψ = 0,971 відповідає дещо нижчому співвідношенню теплопередавання й опору.

Зіставлення в чотирьох розрахункових режимах наведено на рис. 1. Значення ψ для 8e лежать у межах 0,242–0,250, для 12e – 0,343–0,358, для 8u – 0,962–0,998, а для 12u – близько 1,000–1,009. Отже, висновок про низьке значення цього показника для профілів 8e та 12e зберігається в усіх відібраних режимах.

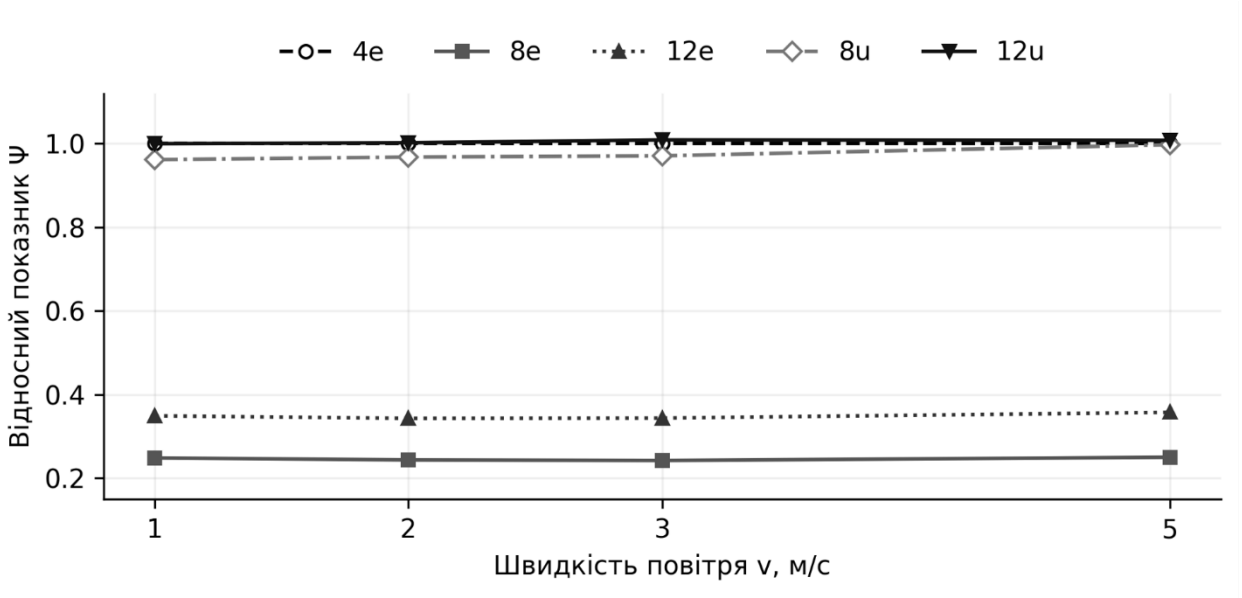


Рисунок 1 – Відносне співвідношення теплопередавання й опору для досліджених профілів у вибраних режимах

За збільшення швидкості від 1 до 5 м/с теплова потужність 4e зростає у 2,62 рази, а перепад тиску – у 25,20 разів. Для 12e ці співвідношення становлять 2,63 та 24,65 відповідно. Таким чином, інтенсифікація обдування підвищує теплову потужність, але потребує врахування значно швидшого зростання опору.

Відносний показник ψ визначається окремо за кожної швидкості, тому його близькість до одиниці не означає незмінних витрат енергії на обдування. Для оцінки потужності вентилятора необхідні об'ємна витрата повітря, повні втрати тиску всього тракту та ККД вентилятора. Самого перепаду тиску навколо окремої труби для такого розрахунку недостатньо.

Вибір раціонального профілю. За швидкості 3 м/с профіль 12e має одночасно більшу теплову потужність і менший перепад тиску, ніж 8e. Профіль 4e, своєю чергою, перевищує 8u за тепловою потужністю та має нижчий опір. Тому за цими двома критеріями до подальшого вибору належать 4e, 12u та 12e. Жоден із них не переважає два інші одночасно за теплопередаванням і перепадом тиску.

Для умов обмеженого напору доцільно розглядати 4e як базовий варіант із найменшим опором. Профіль 12u є альтернативою, коли потрібний помірний приріст теплової потужності й допускається відповідне збільшення перепаду тиску. Профіль 12e придатний для режимів, у яких пріоритетом є найбільша теплова потужність окремого елемента. Остаточний вибір потребує заданих обмежень на теплове навантаження, повітряну витрату та доступний напір.

Межі застосування результатів. Отримані співвідношення стосуються ідеалізованої двовимірної моделі з незмінною геометрією поверхні. Вони не характеризують тривалу роботу випарника з наростанням інею, фазовими перетвореннями компонентів повітря та взаємним впливом труб у пучку. Стала густина повітря є спрощенням за значного температурного перепаду. Обмерзання змінює тепловий опір і прохідні перерізи [2], а теплофізичні властивості алюмінію залежать від температури [4]. Тому результати використовуються для попереднього порівняння геометрії в межах прийнятої постановки.

Висновки. Порівняльний аналіз п'яти оребрених профілів показав, що збільшення кількості ребер однакової висоти підвищує теплову потужність, але може супроводжуватися непропорційним зростанням перепаду тиску. За швидкості 3 м/с профіль 12e дає приріст теплопередавання 32,8 % відносно 4e за зростання опору у 3,86 раза. Це обмежує доцільність його вибору лише за максимальною тепловою потужністю.

Застосування відносних показників дозволило розмежувати конструкції за тепловим та аеродинамічним пріоритетами. Профіль 4e забезпечує найменший перепад тиску, 12e – найбільшу теплову потужність, а 12u займає проміжне положення. Близькі значення ψ для 4e

та 12u не дають підстав установлювати однозначну перевагу між ними. Практичний результат роботи полягає в обґрунтуванні вибору профілю за поєднанням потрібного теплопередавання та допустимого опору.

ЛІТЕРАТУРА

1. Lisowski F., Lisowski E. Determination of Ambient Air Vaporizers' Performance Based on a Study on Heat Transfer in Longitudinal Finned Tubes. Energies. 2024. Vol. 17, No. 14. Art. 3579. https://doi.org/10.3390/en17143579.
2. Lisowski F., Lisowski E. Influence of Fins Number and Frosting on Heat Transfer through Longitudinal Finned Tubes of LNG Ambient Air Vaporizers. Energies. 2022. Vol. 15, No. 1. Art. 280. https://doi.org/10.3390/en15010280.
3. Menter F. R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. AIAA Journal. 1994. Vol. 32, No. 8. P. 1598–1605. https://doi.org/10.2514/3.12149.
4. NIST. Aluminum 6061-T6 (UNS AA96061). URL: https://www.nist.gov/mml/acmd/aluminum-6061-t6-uns-aa96061 (дата звернення: 04.10.2026).

УДК 004.415.2:004.946

АНАЛІЗ МЕТОДІВ VR-ВІЗУАЛІЗАЦІЇ РЕЗУЛЬТАТІВ СКІНЧЕННО-ЕЛЕМЕНТНОГО АНАЛІЗУ

І.В. Гавриш[1], О.В. Кудін[2]

[1]аспірант, e-mail: ivan.havrysh@znu.edu.ua

[2]к.ф.-м.н., доцент, e-mail: avk256@gmail.com

[1,2]кафедра інженерії програмного забезпечення, Запорізький національний університет, Запоріжжя, Україна

Анотація. У роботі розглянуто підходи до візуалізації результатів скінченно-елементного аналізу із застосуванням технологій віртуальної реальності. Проаналізовано способи відображення розрахункових полів у просторі, використання цифрових двійників, синхронізацію з даними фізичних вимірювань та методи оптимізації роботи з високодеталізованими моделями. Узагальнено переваги й обмеження існуючих VR-систем. Представлено браузерний прототип на основі Vue.js та A-Frame для візуалізації результатів МСЕ з підтримкою VR-режиму.

Ключові слова: *віртуальна реальність, інтерактивна візуалізація, метод скінченних елементів, CAE.*

ANALYSIS OF METHODS FOR VR VISUALIZATION OF FINITE ELEMENT ANALYSIS RESULTS

Ivan Havrysh[1], Oleksii Kudin[2]

[1]Postgraduate student, ivan.havrysh@znu.edu.ua

[2]Ph.D., Associate Professor, e-mail: avk256@gmail.com

[1,2]Department of Software Engineering, Zaporizhzhia National University, Zaporizhzhia, Ukraine

Abstract. The paper provides an overview of the approaches for the visualization of finite element analysis (FEA) results using virtual reality (VR) technologies. It analyzes methods for the representation of computational fields in space, discusses the use of digital twins, addresses data synchronization with real-world measurements, and outlines optimization techniques for working with high-resolution models. The advantages and constraints of existing visualization systems are summarized. A prototype of a web application for exploring FEA results with VR support is demonstrated.

Keywords: *virtual reality, interactive visualization, finite element method, CAE.*

Вступ. Використання методу скінченних елементів (МСЕ) для відповідальних конструкцій (у будівництві, авіа-, судно- та машинобудуванні) дає змогу виконувати детальний чисельний аналіз напружено-деформованого стану, прогнозувати критичні навантаження та запобігати руйнуванню складних систем. У сучасних CAE-системах для аналізу отриманих результатів застосовують колірні карти, перерізи та ізолінії для зображення деформованої форми тривимірної моделі досліджуваного об’єкта, які зазвичай переглядають на екрані монітору. Технології віртуальної реальності (VR) розширюють можливості традиційного постпроцесингу. Засобами VR користувачі можуть досліджувати модель у тривимірному середовищі, змінювати її положення та масштаб, а також взаємодіяти з окремими елементами або областями розрахункової сітки. Однак перенесення результатів МСЕ у віртуальне середовище потребує додаткового опрацювання геометрії та розрахункових полів. Тому, дослідження методів і програмних засобів, які забезпечують інтерактивну візуалізацію результатів скінченно-елементного аналізу у VR, є актуальним завданням.

Мета роботи. Системний аналіз підходів до візуалізації результатів МСЕ з використанням VR-технологій та розробка браузерного прототипу для інтерактивного огляду 3D-моделі у віртуальному середовищі.

Методи VR-візуалізації. Для візуалізації результатів МСЕ засобами віртуальної реальності використовують різні підходи, які відрізняються як способом підготовки даних, так і можливостями взаємодії з моделлю. Так, у роботі [1] використовують тривимірні гліфи для позначення напрямку та характеру головних напружень відносно досліджуваного об’єкту. Оскільки VR-технології передбачають повне занурення користувача у віртуальне середовище, це дає змогу залучати різні канали сприйняття одночасно. Наприклад, у [2] після імпорту результатів МСЕ в розроблену авторами систему, кожній вершині полігональної сітки можна одночасно призначити декілька значень фізичних величин різних видів аналізу. Отримані

результати можна переглядати, використовуючи візуальний, аудіальний або тактильний канал сприйняття користувача, без їх накладання в межах одного способу візуалізації.

Розвиток VR-технологій сприяв розширенню можливостей інтерактивного аналізу МСЕ. У дослідженні [3] розроблено модель цифрового двійника конструкції судна для відстеження стану деформації його компонентів у реальному часі. Модель можна масштабувати й обертати, приховувати ділянки сітки, виконувати перерізи та переглядати результати обчислень синхронно з фізичними вимірюваннями безпосередньо у віртуальному середовищі. У роботі [4] цифровий двійник різального колеса тунелепрохідної машини, який детально відтворює геометрію, ієрархію компонентів і повну послідовність складання, також було інтегровано у VR-середовище. Модель двійника автоматично оновлюється відповідно до результатів вимірювань, отриманих під час виготовлення та складання фізичного об'єкта. Загалом можливості віртуальної реальності не обмежуються лише переглядом досліджуваного об'єкта та взаємодією з ним. Наприклад, у роботі [5] VR використано як середовище для відтворення поведінки будівлі та її внутрішніх неструктурних елементів, зокрема меблів, стель і освітлювального обладнання, під час землетрусу.

Оскільки технології віртуальної та доповненої реальності (AR) використовують схожу взаємодію з тривимірними об'єктами в просторі, підходи до AR-візуалізації доцільно застосовувати й під час розроблення VR-систем. Зокрема, йдеться про попереднє опрацювання даних на сервері [6], паралельне виконання таких етапів, як зчитування сенсорних даних, обчислення МСЕ та візуалізації [7], спрощення полігональної моделі [8, 9], а також багаторівневе подання сітки зі збереженням деталізації в ділянках високих напружень [10].

Аналіз засобів VR-візуалізації. Вибір методу відображення результатів МСЕ у віртуальному середовищі залежить від завдань аналізу та передбачених засобів взаємодії з об’єктом. Так, для більш наочної візуалізації ступеню напруження у [1] запропоновано використання 3D-об’єктів, напрямок яких відповідає значенню фізичної величини в цій точці. В дослідженні [2] описано перспективність підтримки декількох каналів сприйняття під час роботи з моделлю у віртуальному середовищі як спосіб підвищення інтерактивності аналізу. Однак методи, розглянуті в [1, 2], переважно орієнтовані на роботу з попередньо обчисленими результатами. Використання цифрових двійників фізичних конструкцій безпосередньо у VR-середовищі та їх синхронізацію відповідно до зміни стану об’єкта обґрунтовано в [3, 4]. Оновлення відображення в режимі реального часу відповідно до перебігу експерименту сприяє підвищенню рівня інтерактивності та інформативності для користувача. Водночас безперебійний потік даних від фізичного об’єкту до його тривимірної моделі потребує узгодження даних від датчиків, результатів обчислень і геометричного представлення моделі. У роботах [3, 4] відповідні VR-платформи розроблено з використанням рушія Unity, який отримує попередньо нормалізовані дані з вирішувача МСЕ. Крім перегляду окремих об’єктів чи їх цифрових двійників, у віртуальному середовищі можна відтворювати складну динамічну поведінку конструкцій та їх компонентів [5]. Такий спосіб візуалізації не підтримує взаємодію з об’єктами, однак пропонує більш наочне відображення результатів експерименту.

Вебзастосунки для VR-візуалізації у проаналізованих роботах не згадуються. Тому розробка браузерних систем становить інтерес як спосіб забезпечення кросплатформеності та доступу до віртуального середовища без встановлення окремого клієнта. Однак робота з високодеталізованими моделями потребує препроцесингу даних та їх обробки незалежно від обраної платформи. Методи оптимізації даних, які застосовують в дослідженнях для візуалізації засобами технологій доповненої реальності, можуть бути використані й при розробці VR застосунків. Зокрема, обробка даних на сервері [6] дає змогу відокремити модуль обчислення від модулю візуалізації, а використання принципів паралелізму – зменшити затримку між оновленням даних та їх відображенням [7]. Спрощення геометрії [8, 9] зменшує навантаження на систему завдяки скороченню кількості зображуваних полігонів. Багаторівневе подання сітки [10] забезпечує підтримку високої деталізації зображення у важливих для аналізу зонах і швидший рендеринг решти моделі використовуючи спрощену сітку. Отже, для подальшої розробки VR-системи доцільно поєднувати динамічне оновлення

результатів із вибірковою деталізацією сітки та відокремленням обчислювальних модулів від клієнтської частини.

Результати розробки прототипу. На противагу десктопним рішенням, вебтехнології є актуальним напрямком для подолання залежності користувача від конкретної програмної платформи. У процесі дослідження було розроблено прототип вебзастосунку (див. рис. 1) для інтерактивного перегляду та базового постпроцесингу результатів обчислень методом скінченних елементів. Користувацький інтерфейс побудовано з використанням фреймворку Vue.js та TypeScript. Підтримку віртуальної реальності та тривимірних об'єктів реалізовано засобами Three.js, A-Frame та WebXR. Для керування станом застосунку використано бібліотеку Pinia, а Vite відповідає за збирання проєкту. Застосунок працює безпосередньо в браузері та не потребує встановлення окремого клієнтського програмного забезпечення.

Прототип підтримує завантаження скінченно-елементної сітки та результатів обчислень із файлів у форматі MSH та виконує їх обробку в окремому фоновому потоці. Додатково підтримується робота з даними у форматі VTK/VTU, які імпортуються через зовнішній сервіс. Користувач може змінювати кольори розподілу напружень, переміщень і деформацій, палітру та прозорість моделі, перемикати відображення сітки й переглядати числові значення у її вузлах. За наявності сумісного обладнання та браузера з підтримкою WebXR можна запустити VR-сесію натиснувши кнопку «Enter VR». У віртуальному середовищі користувач може переміщати, обертати й масштабувати 3D-модель за допомогою контролерів. Базові елементи інтерактивності дають змогу досліджувати розподіл розрахованих величин і виділяти ділянки, що потребують подальшого аналізу. Апробацію розробленого прототипу здійсненого з використанням гарнітури Meta Quest 3.

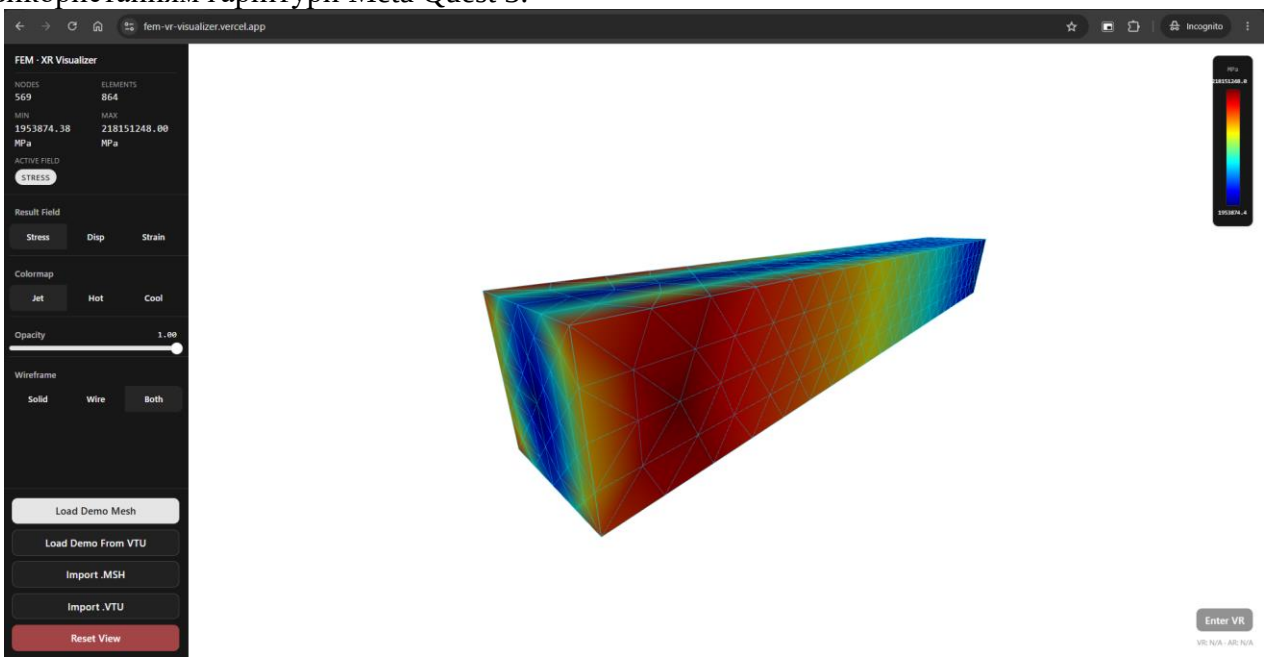


Рисунок 1 – Інтерфейс вебзастосунку для візуалізації результатів МСЕ з підтримкою VR

Постановка подальшого дослідження. Подальший розвиток системи передбачає розширення браузерного прототипу від засобу VR-візуалізації до повноцінного середовища постпроцесингу результатів МСЕ. Поточна реалізація не перевіряє структуру завантажених результатів, тому окремим завданням є формування механізму імпорту та єдиного формату даних. Для роботи з високодеталізованими моделями доцільно реалізувати методи спрощення геометрії, багаторівневого подання сітки та розподілу обчислень між клієнтською й серверною частинами. Актуальним напрямком є використання методів машинного навчання як для зменшення розміру зображуваних даних, так і виявлення найбільш інформативних або критичних ділянок моделі.

Висновки. Проведений аналіз показав, що використання VR-технологій розширює можливості традиційного постпроцесингу результатів МСЕ завдяки візуалізації числових

полів у тривимірному просторі та забезпеченню інтерактивної взаємодії з моделлю. Розглянуті підходи охоплюють як перегляд попередньо обчислених результатів, так і роботу з цифровими двійниками в режимі реального часу. Синхронізація 3D-моделей з фізичними вимірюваннями дає змогу відстежувати зміни стану об’єкта, однак потребує додаткового узгодження даних та більш складної програмної реалізації. Розроблений прототип вебзастосунку демонструє можливість проведення інтерактивного аналізу результатів МСЕ у віртуальному середовищі безпосередньо в браузері, без необхідності встановлення окремого застосунку. Подальший розвиток системи передбачає розширення засобів постпроцесингу методами машинного навчання для оптимізації роботи з великими розрахунковими моделями.

ЛІТЕРАТУРА

1. Scherer S., Wabner M. Advanced visualization for finite elements analysis in virtual reality environments. International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM). 2008. Vol. 2, no. 3. P. 169–173. URL: https://doi.org/10.1007/s12008-008-0044-6.
2. Maleshkov S., Chotrov D. Post-processing of Engineering Analysis Results for Visualization in VR Systems. IJCSI International Journal of Computer Science Issues. 2013. Vol. 10, no. 2. P. 258. URL: https://doi.org/10.48550/arXiv.1308.5847.
3. Real-Time Digital Twin of Ship Structure Deformation Field Based on the Inverse Finite Element Method / P. Wei et al. Journal of Marine Science and Engineering. 2024. Vol. 12, no. 2. P. 257. URL: https://doi.org/10.3390/jmse12020257.
4. Digital Twin Framework for Cutterhead Design and Assembly Process Simulation Optimization for TBM / A. Sharafat et al. Applied Sciences. 2026. Vol. 16, no. 4. P. 1865. URL: https://doi.org/10.3390/app16041865.
5. Isobe D., Yang Q. An integrated finite element analysis and virtual reality system for structural and indoor nonstructural components of buildings under seismic excitations. Journal of Building Engineering. 2024. P. 111320. URL: https://doi.org/10.1016/j.jobe.2024.111320.
6. Li W. K., Nee A. Y. C., Ong S. K. Mobile augmented reality visualization and collaboration techniques for on-site finite element structural analysis. International Journal of Modeling, Simulation, and Scientific Computing. 2018. Vol. 09, no. 03. P. 1840001. URL: https://doi.org/10.1142/s1793962318400019.
7. Huang J., Ong S., Nee A. Real-time finite element structural analysis in augmented reality. Advances in Engineering Software. 2015. Vol. 87. P. 43–56. URL: https://doi.org/10.1016/j.advengsoft.2015.04.014.
8. Mathur M., Brozovich J. M., Rausch M. K. A brief note on building augmented reality models for scientific visualization. Finite Elements in Analysis and Design. 2022. P. 103851. URL: https://doi.org/10.1016/j.finel.2022.103851.
9. Augmented reality to visualize a finite element analysis for assessing clamping concepts / W. Maier et al. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2024. Vol. 133. P. 2293–2302. URL: https://doi.org/10.1007/s00170-024-13960-7.
10. A novel augmented reality (AR) haptic feedback system using real-time finite element analysis and visualization / H.-G. Lee et al. Virtual Reality. 2026. Vol. 30. 98. URL: https://doi.org/10.1007/s10055-026-01361-y.

УДК 691.32:620.179.16:004.94

ГІБРИДНЕ КАРТУВАННЯ ЛОКАЛЬНОЇ ТВЕРДОСТІ ТА МОДУЛЯ ПРУЖНОСТІ БЕТОНУ ЗА ДАНИМИ 3D-СКАНУВАННЯ ТА УЛЬТРАЗВУКОВОГО КОНТРОЛЮ ДЛЯ СКІНЧЕННО-ЕЛЕМЕНТНИХ МОДЕЛЕЙ ПОШКОДЖЕНИХ КОНСТРУКЦІЙ

М. В. Пімахов[1], Г. А. Кононенко[2]

[1]аспірант, група МЗа-25-10, e-mail: Pimakhov.M.V@nmu.one
[2]д.т.н., професор, e-mail: perlit@ua.fm
[1,2]кафедра конструювання, технічної естетики і дизайну, Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Дніпро, Україна
[2]Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України, Дніпро, Україна

Анотація. Запропоновано методичну схему побудови просторового поля локальних фізико-механічних характеристик бетону для цифрових моделей пошкоджених конструкцій шляхом поєднання 3D-сканування, ультразвукового імпульсного контролю та методу пружного відскоку. Хмара точок використовується для фіксації геометрії дефектів і формування просторової основи, а локальні неруйнівні вимірювання - як фізично змістовні опорні дані для оцінювання твердості поверхневого шару та динамічного модуля пружності. Розглянуто калібрування переходу до статичного модуля, просторове поширення локальних оцінок, введення показника відносного зниження модуля пружності та перенесення поля E(x) у воксельну/скінченно-елементну модель із збереженням невизначеності.

Ключові слова: 3D-сканування, хмара точок, бетон, твердість, ультразвуковий контроль, модуль пружності, неруйнівний контроль, скінченно-елементна модель, цифровий двійник.

HYBRID MAPPING OF LOCAL CONCRETE HARDNESS AND ELASTIC MODULUS FROM 3D SCANNING AND ULTRASONIC TESTING DATA FOR FINITE ELEMENT MODELS OF DAMAGED STRUCTURES

Mykhailo Pimakhov[1], Ganna Kononenko[2]

[1]Postgraduate student, group MZa-25-10, e-mail: Pimakhov.M.V@nmu.one
[2]D.Sc. (Tech.), Professor, e-mail: perlit@ua.fm
[1,2]Department of Engineering and Generative Design, Dnipro University of Technology, Dnipro, Ukraine
[2]Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov of the NAS of Ukraine, Dnipro, Ukraine

Abstract. A methodological framework is proposed for constructing spatial fields of local physical-mechanical properties of concrete in digital models of damaged structures by combining 3D scanning, ultrasonic pulse velocity measurements, and rebound testing. The point cloud provides defect geometry and a spatial reference, whereas local non-destructive measurements provide physically meaningful anchors for estimating surface hardness and the dynamic elastic modulus. Calibration to the static modulus, spatial propagation of local estimates, a normalized elastic-modulus reduction indicator, uncertainty accounting, and transfer of E(x) to a voxel/finite-element model are considered.

Keywords: 3D scanning, point cloud, concrete, hardness, ultrasonic pulse velocity, elastic modulus, non-destructive testing, finite element model, digital twin.

Вступ. Під час обстеження пошкоджених будівель геометрично точна цифрова копія ще не є розрахунковою моделлю матеріалу. Наземне лазерне сканування (TLS) і фотограмметрія здатні щільно описати форму поверхні, прогини, відколи та геометрію тріщин, але безпосередньо не вимірюють локальний модуль пружності або твердість поверхневого шару. У відкритому дослідженні Wang та співавторів автоматичне виділення тріщин за хмарами точок забезпечило міліметровий рівень точності геометричних характеристик і показник відкликання 85 %, що демонструє зрілість геометричного каналу діагностики [1]. Водночас радіометрична інтенсивність лазерного сканування залежить від типу сканера та умов вимірювання, тому її доцільно використовувати як додаткову ознаку лише після нормування, тобто корекції за відстанню, кутом падіння променя та характеристиками сенсора, а не як пряму механічну характеристику [2].

Ультразвуковий імпульсний метод (UPV) має іншу інформаційну природу: швидкість поширення поздовжньої хвилі залежить від щільності, пружних характеристик і внутрішньої дефектності бетону. Для оцінювання стану бетону поєднання UPV із методом пружного відскоку (склерометричним методом) є надійнішим за використання одного тесту [3], а застосування методу опорних векторів (SVM) до сукупності ознак неруйнівного контролю

(NDT) у вибірці з 95 циліндрів дало точніші оцінки, ніж статистична регресія та окремі методи [4]. Отже, перспективною є схема, у якій 3D-скан створює просторово щільний носій даних, а локальний неруйнівний контроль формує розріджені, але фізично інтерпретовані опорні вимірювання.

Мета роботи. Обґрунтувати структуру гібридної методики «3D-сканування → локальний неруйнівний контроль → просторове поле модуля пружності E(x) і показника твердості → скінченно-елементна модель», придатної для картування просторово неоднорідних властивостей пошкодженого бетону та подальшої верифікації на лабораторних і натурних даних.

Матеріал і результати аналізу. Методика сформована за відкритими публікаціями з наземного лазерного сканування, ультразвукового імпульсного та ультразвуково-склерометричного контролю SonReb, переходу від хмар точок до скінченно-елементних сіток і цифрових двійників з урахуванням фізичних закономірностей [1 - 8]. Хмара точок реєструється в єдиній системі координат, очищується та сегментується. Для локальних ділянок зберігаються геометричні ознаки дефектів, RGB та інтенсивність відбиття, скоригована за умовами вимірювання. Скан при цьому є координатною основою для прив'язки неруйнівного контролю. Ролі каналів узагальнено в табл. 1.

Таблиця 1 - Інформаційна роль каналів у гібридному картуванні властивостей

Канал	Безпосередня інформація	Роль у моделі	Основне обмеження
TLS: геометрія	координати, кривизна, тріщини, відколи	просторова основа та морфологія дефектів	видима поверхня, оклюзії
TLS: інтенсивність / RGB	радіометрична відповідь поверхні	додаткові ознаки стану після корекції за умовами вимірювання	кут, дальність, вологість, сенсор [2]
UPV	час проходження, V_p	локальна оцінка динамічного модуля та дефектності	контакт, арматура, вологість, склад [5]
Метод пружного відскоку	число відскоку, твердість поверхневого шару	калібрування локальної моделі властивостей	локальність, вологість і стан поверхні [3, 4]
Воксель / скінченний елемент	координати + атрибути матеріалу	E(x), показник зниження E, невизначеність	потреба у коректному усередненні [7]

Локальні вимірювання неруйнівного контролю виконуються у вузлах, координати яких однозначно переносяться в хмару точок. Базова величина ультразвукового імпульсного методу - швидкість поздовжньої хвилі V_p - визначається за довжиною акустичного шляху L та часом проходження імпульсу t:

$$V_p = L / t \quad (1)$$

За припущення однорідного ізотропного лінійно-пружного середовища динамічний модуль пружності може бути оцінений через швидкість поздовжньої хвилі, густину ρ та коефіцієнт Пуассона ν [5, 6]:

$$E_d = \rho \cdot V_p^2 \cdot (1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu) / (1 - \nu) \quad (2)$$

Формула (2) є фізичною основою, але не повинна ототожнювати E_d зі статичним модулем E_s, необхідним для більшості квазістатичних скінченно-елементних розрахунків. Перехід $E_d \rightarrow E_s$ слід калібрувати на конкретному складі й стані бетону за парними випробуваннями; публікації показують, що емпіричні залежності між ультразвуковою швидкістю та міцністю/модулем залежать від віку, складу, вологості та дефектів [3, 5, 6]. Саме тому в пропонованій схемі (рис. 1) ультразвукове вимірювання розглядається не як універсальний «датчик міцності», а як локальна механічно обґрунтована ознака.



Рисунок 1 - Схема формування просторового поля властивостей для скінченно-елементної моделі

Просторове поширення властивостей. Після калібрування отримують набір опорних значень E_i у координатах x_i. Як прозорий базовий алгоритм, з яким доцільно порівнювати складніші моделі машинного навчання, може використовуватися зважена інтерполяція за відстанню:

$$\hat{E}(x) = \Sigma_i\, w_i(x) \cdot E_i \,/\, \Sigma_i\, w_i(x) \qquad (3)$$

Вагові коефіцієнти у найпростішому варіанті можна задати степеневою функцією відстані:

$$w_i(x) = (\|x - x_i\| + \varepsilon)^{-p} \qquad (4)$$

У практичній моделі ваги мають залежати не лише від відстані, а й від належності до одного конструктивного елемента, наявності тріщин або відколів і якості вимірювання. Це запобігає нефізичному «розмазуванню» властивостей через межі пошкодження. Вектор ознак може включати V_p, число пружного відскоку, скориговану інтенсивність лазерного відбиття, RGB-показники, характеристики тріщин і локальну кривизну. Неруйнівні вимірювання задають калібрувальні значення, а щільні скан-ознаки забезпечують просторове узагальнення.

Для інженерної інтерпретації доцільно зберігати не лише абсолютне $\hat{E}(x)$, а й безрозмірний показник відносного зниження модуля пружності відносно еталонного E_{ref} для непошкодженої зони:

$$D_E(x) = \max[0, \min(1, 1 - \hat{E}(x) / E_{ref})] \qquad (5)$$

Показник D_E не є самостійною змінною механіки пошкодження; це нормована карта відносного зниження модуля пружності для ранжування ділянок і призначення властивостей елементам. Для кожного значення необхідно зберігати також невизначеність $u_E(x)$ та походження даних (ультразвуковий контроль, пружний відскок, інтерполяція або прогноз машинного навчання). Теоретичну чутливість динамічного модуля до швидкості поздовжньої хвилі наведено на рис. 2.

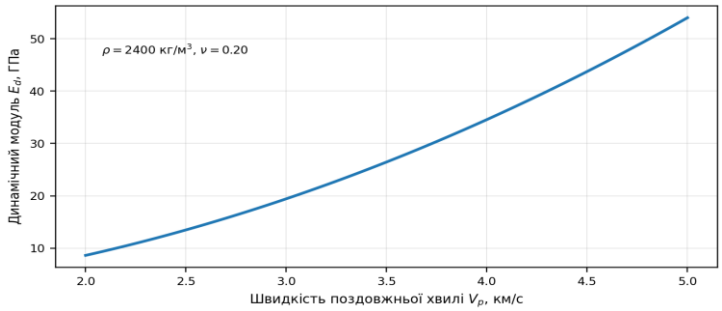


Рисунок 2 - Теоретична чутливість Ед до V_p за ρ = 2400 кг/м³ та ν = 0,20 (за формулою (2))

Залежність має квадратичний характер: помилка у V_p переноситься в оцінку динамічного модуля нелінійно, тому контроль геометрії акустичного шляху, точності часу проходження та локальних умов контакту є принциповим. Водночас сама залежність не містить інформації про те, чи спричинено зміну V_p мікротріщинуватістю, вологою, зміною складу або арматурою. Цю неоднозначність частково знімає сумісний аналіз неруйнівного контролю і цифрових ознак поверхні.

Перенесення у скінченно-елементну модель. Cloud2FEM демонструє автоматичне пошарове перетворення хмари точок у тривимірну гексаедральну скінченно-елементну сітку [7]. Для пошкодженого бетону кожному вокселю або елементу доцільно присвоювати оцінене

E, показник його відносного зниження, невизначеність і рівень верифікації. Просторова деталізація цих атрибутів не повинна перевищувати роздільну здатність вихідних вимірювань.

Узгодження з концепцією цифрового двійника. Song та співавтори запропонували цифровий двійник бетонних конструкцій із урахуванням фізичних закономірностей: хмару точок синхронізували зі скінченно-елементною моделлю, а відображення «воксель → вузол → елемент» забезпечило геометричне узгодження з похибкою менше 5 % [8]. Для матеріалознавчої реконструкції такий підхід слід доповнити просторово змінними властивостями та їх невизначеністю. Отримується ланцюг «фактична геометрія → локальна діагностика → поле властивостей → механічний прогноз». Протокол верифікації наведено в табл. 2.

Таблиця 2 - Мінімальний протокол експериментальної верифікації запропонованої схеми

Етап	Контрольні дані	Критерій оцінювання
Еталонування	густина, UPV, статичний модуль E, вимірювання пружного відскоку у вибраних зонах	узгодження динамічного і статичного модулів; відтворюваність неруйнівного контролю
3D-фіксація	повторні TLS-скани, тріщини, відколи, RGB/інтенсивність	похибка реєстрації; стабільність геометричних ознак
Просторовий прогноз	частина точок неруйнівного контролю не використовується під час побудови поля	середня абсолютна похибка; корінь із середньоквадратичної похибки; похибка локалізації зон зниженого E
Скінченно-елементна перевірка	прогини/деформації або навантаження контрольного випробування	порівняння однорідної і просторово-неоднорідної моделей

Невизначеність і верифікація. Частина точок неруйнівного контролю не використовується при формуванні $\hat{E}(x)$, а залишається для незалежної просторової перевірки. Окремо оцінюються похибки геоприв'язки, ультразвукового вимірювання, калібрування динамічного модуля до статичного та інтерполяції. Для тріщин густоту контрольних точок доцільно збільшувати поблизу кінців, перетинів і зон відколу, де очікуються найбільші градієнти властивостей.

Запропонована схема розділяє функції: сканування задає геометрію, неруйнівний контроль і пружний відскок - фізичне калібрування, алгоритм об'єднання даних - просторовий прогноз, а скінченно-елементний аналіз - механічну реакцію. Це дозволяє оновлювати карту властивостей без повторної реконструкції геометрії та зберігати простежуваність параметрів до первинних вимірювань.

Висновки. 1. 3D-сканування доцільно використовувати як просторову основу та джерело ознак дефектів, але не як пряме вимірювання механічних властивостей. 2. Ультразвуковий імпульсний метод фізично пов'язаний із динамічним модулем пружності; перехід до статичного модуля потребує локального калібрування, а поєднання кількох ознак неруйнівного контролю підвищує надійність оцінки [3 - 6]. 3. Поле E(x) формується послідовністю «прив'язка вимірювань → калібрування → просторове об'єднання зі скан-ознаками → оцінка невизначеності → присвоєння властивостей скінченним елементам». 4. Експериментальна перевірка має включати вимірювання твердості методом пружного відскоку, статичного модуля та незалежну просторову вибірку для оцінювання точності прогнозу і локалізації зон деградації.

ЛІТЕРАТУРА

1. Wang H. et al. Crack Detection and Feature Extraction of Heritage Buildings via Point Clouds: A Case Study of Zhonghua Gate Castle in Nanjing. Buildings. 2024. 14(8):2278. doi:10.3390/buildings14082278.
2. Suchocki C. Comparison of Time-of-Flight and Phase-Shift TLS Intensity Data for the Diagnostics Measurements of Buildings. Materials. 2020. 13(2):353. doi:10.3390/ma13020353.

3. Jain A. et al. Combined Use of Non-Destructive Tests for Assessment of Strength of Concrete in Structure. Procedia Engineering. 2013. 54:241 - 251. doi:10.1016/j.proeng.2013.03.022.
4. Shih Y.-F. et al. Improving Non-Destructive Concrete Strength Tests Using Support Vector Machines. Materials. 2015. 8(10):7169 - 7178. doi:10.3390/ma8105368.
5. Hong S. et al. Evaluation of Condition of Concrete Structures Using Ultrasonic Pulse Velocity Method. Applied Sciences. 2020. 10(2):706. doi:10.3390/app10020706.
6. Bolborea B. et al. Concrete Compressive Strength by Means of Ultrasonic Pulse Velocity and Moduli of Elasticity. Materials. 2021. 14(22):7018. doi:10.3390/ma14227018.
7. Castellazzi G. et al. Cloud2FEM: A finite element mesh generator based on point clouds of existing/historical structures. SoftwareX. 2022. 18:101099. doi:10.1016/j.softx.2022.101099.
8. Song H. et al. Physics-Informed Digital Twins: Enhancing Concrete Structural Assessment Based on Point Cloud Data. Structural Control and Health Monitoring. 2025. 2025:5605927. doi:10.1155/stc/5605927.