

# **НАУКОВІ НОТАТКИ**

**Міжвузівський збірник  
(за галузями знань «Машинобудування та  
металообробка», «Інженерна механіка»,  
«Металургія та матеріалознавство»)**

**Випуск 47  
(жовтень-грудень)  
2014**

**Луцьк 2014**

## РЕДАКЦІЙНА РАДА

Божидарнік В.В., ректор, Луцький НТУ, д.т.н., професор; Заболотний О.В., декан ТФ, Луцький НТУ, к.т.н., доцент; Пустюльга С.І., декан МБФ, Луцький НТУ, д.т.н., професор; Рудь В.Д., зав. кафедри, Луцький НТУ, д.т.н., професор; Шваб'юк В.І., керівник відділу, Луцький НТУ, д.т.н., професор.

## РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ

Рудь В.Д., зав.кафедри, професор, д.т.н., Луцький НТУ (відповідальний редактор); Пустюльга С.І., професор, д.т.н., Луцький НТУ (заступник відповідального редактора); Заболотний О.В., доц., к.т.н., Луцький НТУ (заступник відповідального редактора); Гулієва Н.М., асистент, Луцький НТУ (відповідальний секретар); Бобир М.І., директор інституту, професор, д.т.н., НТУ України "КПІ"; Божидарнік В.В., ректор, проф., д.т.н., Луцький НТУ; Гавриш А.П., професор, д.т.н., НТУ України "КПІ"; Гевко Б.М., зав. кафедри, професор, д.т.н., Тернопільський НТУ; Лотиш В.В., доц., к.т.н., Луцький НТУ; Майстренко А.Л., зав. відділом, член-кореспондент НАН України, д.т.н., Інститут надтвердих матеріалів; Максимович В.М., зав. кафедри, професор, д.ф.-м.н., Луцький НТУ; Пальчевський Б.О., зав. кафедри, професор д.т.н., Луцький НТУ; Петраков Ю.В., зав. кафедри, професор, д.т.н., НТУ України "КПІ"; Петровський В.Я., зав. відділом, проф., д.т.н., Інститут проблем матеріалознавства НАН України; Повстяной О.Ю., доц. к.т.н., Луцький НТУ; Струтинський В.Б., зав. кафедри, професор, д.т.н., НТУ України "КПІ"; Шваб'юк В.І., зав. відділом, професор, д.т.н., Луцький НТУ; Штерн М.Б., зав. відділом, член-кореспондент НАН України, с.н.с., д.т.н., Інститут проблем матеріалознавства НАН України; Ярошевич М.П., зав. кафедри, професор, д.т.н., Луцький НТУ.

Рекомендовано до друку Вченою радою Луцького національного технічного університету, протокол № від .2014 р.

Свідоцтво Міністерства юстиції України про державну реєстрацію:

Серія КВ №15901-4373ПР від 13.11.2009 р.

**ISSN: 978-617-672-039-3**

## ШАНОВНІ ДОПИСУВАЧІ, КОЛЕГИ!

Постановою президії ВАК України від 10.02.2010р №1-05/1 затверджено Міжвузівський збірник наукових праць «НАУКОВІ НОТАТКИ», що видається Луцьким національним технічним університетом як наукове фахове видання України.

Тематична спрямованість збірника – висвітлення досягнень співробітників вищої школи та наукових установ України в розробках теоретичного та експериментального спрямування за галузями знань «Машинобудування та металообробка» і «Інженерне матеріалознавство».

Із зазначених галузей знань друкуються статті українською, англійською або російською мовами.

Довідки за тел. (0332) 26-25-19 e-mail: [notatki@meta.ua](mailto:notatki@meta.ua)

Наша адреса:

43018, м. Луцьк, вул. Потебні, 56

Луцький національний технічний університет,  
редакція міжвузівського збірника “Наукові нотатки”

*З повагою,*

*Голова редакційної ради,  
ректор Луцький НТУ, професор*

*В. В. Божидарнік*

*Відповідальний редактор,  
професор Луцький НТУ*

*В.Д.Рудь*

Ціна договірна

# **Колектив авторів**

**Наукові нотатки**

**Міжвузівський збірник**

**(за галузями знань «Машинобудування та металообробка»,  
«Інженерна механіка», «Металургія та матеріалознавство»)**

Комп'ютерний набір та верстка: Н.М. Гулієва  
Редактор: в авторській редакції

Наклад **300 прим. Зам. №** .

Адреса редакції: 43018, м. Луцьк, вул. Потебні, 56.

Редакційно-видавничий відділ  
Луцького національного технічного університету  
43018, м. Луцьк, вул. Львівська, 75.  
Свідоцтво Держкомтелерадіо України ДК № 4123  
від 28.07.2011 р.



## ЗМІСТ

<b>Зміст</b> .....	4
<b>Букетов А. В., Скирденко В. О., Румянцев Д. В.</b> Дослідження впливу наповнювачів на індекс трекінгостійкості модифікованих височастотним електромагнітним імпульсним полем епоксидних композитів .....	6
<b>Вісин О.О.</b> Вимоги безпеки при різанні металів .....	12
<b>Воробей Ю. В., Редько Р. Г., Редько О. І.</b> Дослідження зношування твердосплавного ріжучого інструменту .....	17
<b>Герасимчук Г. А., Барановський В. М.</b> Розробка пристрою для викопування коренеплодів ....	23
<b>Городецька Т. Б., Бровкова О. Г.</b> Інноваційний потенціал промислових підприємств та напрями підвищення результативності його використання .....	27
<b>Грицюк І. В.</b> Удосконалення алгоритму роботи регулятора конденсаторних установок .....	38
<b>Гуда О. В.</b> Рівняння згину пластин, пошкоджених горизонтальними тріщинами.....	43
<b>Гула О. І.</b> Структура та порівняльний аналіз гібридних рекуперативних приводів міських автобусів.....	50
<b>Дацюк Л. М., Юхимчук С. Ф., Дацюк Т. Л.</b> Аналіз переміщення стебла з вивідного ривчака в затискний транспортер льонокомбайна .....	55
<b>Епифанцева Т. А.</b> Влияние соотношения размеров частиц компонентов гетерогенной смеси на структуру и физико-механические свойства неспеченных прессовок.....	60
<b>Крадінова Т. А.</b> Умови інтегрування диференціальних рівнянь 3-го порядку зі змінними коефіцієнтами .....	68
<b>Кузін М. О., Николишин Т. М., Фещук Ю. П., Зайчук Н. П.</b> Напружено-деформований стан ортотропної пружно-пластичної замкнутої циліндричної оболонки з внутрішньою поперечною тріщиною довільної конфігурації .....	73
<b>Куцицяк О. І., Редько Р. Г.</b> Високошвидкісне шліфування – високопродуктивний метод обробки металів різанням.....	80
<b>Кундля Н. І., Редько Р. Г., Зубовецька Н. Т.</b> Пристрій для виявлення поломок ріжучого інструменту .....	86
<b>Лебедев В. Г., Клименко Н. Н.</b> Закономерности нагрева и охлаждения поверхностного слоя детали температурой шлифования.....	92
<b>Марчук О. В., Гулай Л. Д., Шемет В. Я.</b> Фазові рівноваги у системі PbS – Pr <sub>2</sub> S <sub>3</sub> – SnS <sub>2</sub> за температури 770 К .....	99
<b>Маткова А. В., Матвійчук С. М.</b> Дослідження причин утворення та розвитку термовтомних тріщин лопаток авіадвигуна .....	103
<b>Мікуліч О. А.</b> Напружений стан нескінченної пластинки з двома колінеарними розрізами за дії осцилюючих сил .....	108
<b>Мороз І. А.</b> Оцінка впливу редиспергування порошків на термічний розклад карбонатів металів .....	114
<b>Мороз С. А.</b> Дослідження впливу параметрів динамічної безцентрово-шліфувальної системи на формування хвилястості робочих поверхонь роликотідшипників .....	119
<b>Новоселецький Б. В., Редько Р. Г., Редько О. І.</b> Особливості технології обробки деталей типу тіл обертання на гнучких автоматичних лініях .....	125
<b>Окрепкий Б. С., Неміш В. М.</b> Осесиметрична температурна задача для системи двох контактуючих шарів з урахуванням неідеального теплового контакту .....	131
<b>Перепічка В. В.</b> Гнучке одностороннє покриття на півнескінченній пластині з наскрізною внутрішньою тріщиною .....	137
<b>Петрина Д. Ю.</b> Вплив тривалої експлуатації на в'язкість сталей резервуарів і нафтогазопроводів .....	143
<b>Петрина Ю. Д., Шуляр Б. Р.</b> Конструктивна в'язкість зварних з'єднань нафто- і газопроводів .....	147
<b>Рудь Н. Т., Романець Т. В.</b> Формування ціни на продукти інноваційної діяльності.....	152
<b>Савош І. В., Редько Р. Г., Повстяной О. Ю.</b> Спеціальне оснащення для одношпиндельних токарно-револьверних автоматів .....	160
<b>Садова О. Л.</b> Особливості виникнення явища самоорганізації в поверхневих шарах епоксикомпозитних матеріалів при фрикційній взаємодії .....	166
<b>Самчук Л. М.</b> Аналіз металографічного дослідження для системи Ti-C-ШХ15 отриманої методом СВС .....	172

<b>Сапронов О. О.</b> Підвищення антикорозійних характеристик деталей суднових енергетичних установок за рахунок використання епоксикомпозитних покриттів .....	176
<b>Сиротюк А. М., Барна Р. А., Білий О. Л.</b> Оцінювання працездатності та ризику руйнування дефектного трубопроводу теплоенергетичного устаткування .....	182
<b>Скальський В.Р., Добровольська Л.Н., Рудавський Д.В., Ярема Р.Я.</b> Розподіл концентрації водню у стінці ректора під час його експлуатації та охолодження .....	188
<b>Стасюк В. М.</b> Забезпечення надійності та безпеки приводів із пневмомеханічними системами керування на етапі проектування .....	195
<b>Стасюк В. М.</b> Теплообмін приводів із пневмомеханічним керуванням: вплив на динаміку та безпеку експлуатації .....	199
<b>Федорчук-Мороз В. І.</b> Вимоги безпеки при електрохімічній оборобці металів .....	202
<b>Яковенко Р. В., Маслюк В. А., Толочин А. И., Липтев А. В., Грипачевский А. Н.</b> Получение карбидостали импульсной горячей деформацией .....	207
<b>Ясній О. П., Пиндус Ю. І., Ясній В. П.</b> Оцінка коефіцієнтів інтенсивності напружень в півеліптичних тріщинах колектора пароперегрівача ТЕС.....	211
<b>Бандура І. О.</b> Математичні моделі керування несиметрією напруг у вузлах мереж енергопостачальних компаній .....	221
<b>Романюк М. В.</b> Розробка пристрою для періодичного контролю ізоляції окремих полюсів двопровідної мережі постійного струму .....	225

УДК 667.64:678.026

А. В. Букетов<sup>1</sup>, В. О. Скирденко<sup>1</sup>, Д. В. Румянцев<sup>2</sup><sup>1</sup>Херсонська державна морська академія<sup>2</sup>Національний технічний університет України "Київський політехнічний інститут"

### ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ НАПОВНЮВАЧІВ НА ІНДЕКС ТРЕКІНГОСТІЙКОСТІ МОДИФІКОВАНИХ ВИСОКОЧАСТОТНИМ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИМ ІМПУЛЬСНИМ ПОЛЕМ ЕПОКСИДНИХ КОМПОЗИТІВ

*Аналіз проведених досліджень епоксикомпозитних матеріалів, наповнених феро-, пара- та діамантними частками, дозволяє стверджувати, що індекс трекінгостійкості композитів майже не залежить від дисперсності введених у зв'язувач добавок. Доведено, що ферромагнітні наповнювачі (залізний сурик та сталь 45) сприяють зниженню індексу трекінгостійкості епоксикомпозитів, як діелектриків. Встановлено, що обробка високочастотним електромагнітним імпульсним полем (при частоті –  $f = 2,25$  МГц і напруженості –  $H = 1265$  А/м) епоксидних композицій і незалежно наповнювачів приводить до зниження індексу трекінгостійкості матеріалів на 5...10 %. Обґрунтовано, що для використання епоксидних матеріалів як діелектриків у вигляді захисних покриттів чи заливних композицій доцільно використовувати композит з частками карбідної шихти (50 мас.ч. на 100 мас.ч. епоксидного олігомери ЕД-20). Такий матеріал має індекс трекінгостійкості –  $U = 313$  В.*

*Ключові слова:* епоксидний композит, ферромагнітні наповнювачі, діелектрики, індекс трекінгостійкості, група трекінгостійкості.

Рис. 4. Табл. 1. Літ. 4.

А. В. Букетов, В. О. Скирденко, Д. В. Румянцев

### ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ НАПОЛНИТЕЛЕЙ НА ИНДЕКС ТРЕКИНГОСТОЙКОСТИ МОДИФИЦИРОВАННЫХ ВЫСОКОЧАСТОТНЫМ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫМ ИМПУЛЬСНЫМ ПОЛЕМ ЭПОКСИДНЫХ КОМПОЗИТОВ

*Анализ проведенных исследований эпоксикомпозитных материалов, наполненных ферро-, пара- и диамагнитными частицами, позволяет утверждать, что индекс трекингостойкости композитов почти не зависит от дисперсности введенных в связующее добавок. Доказано, что ферромагнитные наполнители (железный сурик и сталь 45) способствуют снижению индекса трекингостойкости эпоксикомпозитов в виде диэлектриков. Установлено, что обработка высокочастотным электромагнитным импульсным полем (при частоте –  $f = 2,25$  МГц и напряженности –  $H = 1265$  А/м) эпоксидных композиций и независимо наполнителей приводит к снижению индекса трекингостойкости материалов на 5...10 %. Обосновано, что для использования эпоксидных материалов как диэлектриков в виде защитных покрытий или заливных композиций целесообразно использовать композит с частицами карбидной шихты (50 мас.ч. на 100 мас.ч. эпоксидного олигомера ЭД-20). Такой материал обладает индексом трекингостойкости –  $U = 313$  В.*

*Ключевые слова:* эпоксидный композит, ферромагнитные наполнители, диэлектрики, индекс трекингостойкости, группа трекингостойкости.

A. V. Buketov, V. O. Skirdenko, D. V. Romyantsev

### STUDY OF FILLERS ON MODIFIED TRACKING INDEX OF HIGH FREQUENCY ELECTROMAGNETIC PULSED FIELD EPOXY COMPOSITES

*Analysis of the studies epoxy composites materials filled with ferromagnetic, paramagnetic and diamagnetic particles, suggests that the tracking index composites is almost independent of the introduction in the dispersion of additives.*

*Proved that ferromagnetic fillers (red iron oxide and steel 45) help to reduce tracking index epoxy composites as dielectrics. It was established that the treatment high-frequency pulsed electromagnetic field (a frequency –  $f = 2,25$  MHz and a tension –  $H = 1265$  A/m) and independently of epoxy compositions results in a reduction of tracking index CTI materials by 5...10 %.*

*It is proved that for epoxy insulators as a protective coating or flood compositions appropriate to use composite carbide particles with charge (50 parts by weight per 100 parts by weight of epoxy oligomer ED-20). This material has a tracking index –  $U = 313$  V.*

*Keywords:* epoxy composite, ferromagnetic fillers, insulators, tracking index, CTI Group.

**Постановка проблеми.** Епоксидні смоли на сьогодні є широко поширеними завдяки своїй універсальності. Їх в основному використовують у вигляді зв'язувачів при виробництві різноманітних за своїми функціональними властивостями композитних матеріалів (КМ). Епоксикомпозити за фізико-механічними, теплофізичними і електричними (діелектричними) параметрами забезпечують високі показники надійності при експлуатації технологічного обладнання за знакозмінних навантажень в умовах впливу агресивних середовищ [1, 2].

Відомо [2], що епоксидна смола є кисневмісним олігомером, який характеризується комплексом переваг, порівняно з іншими видами полімерів. Це, зокрема: висока корозійна тривкість до кислот, солей та лужних середовищ, підвищена адгезійна міцність до субстратів

різної фізичної природи (метали та сплави, деревина, кераміка, деякі види пластичних мас). Виходячи з цього, епоксидні олігомери добре взаємодіють з наповнювачами різної фізичної природи (як дисперсними, так і армуючими) при зшиванні композицій. У результаті формують композити з підвищеними експлуатаційними характеристиками, у тому числі і електроізоляційними, які широко застосовують в електротехніці, радіотехніці та приладобудуванні.

У процесі хімічних реакцій між епоксидною смолою і твердником під час зшивання не відбувається виділення води або будь-яких летких речовин. Останнє важливо при застосуванні епоксикомпозитів для ізоляційних робіт під час зрощування, приєднання проводів та кабелів високої напруги, що прокладають в земляних та водних середовищах.

Слід також зазначити, що окремо, як матеріали, епоксидні смоли не використовують. В результаті полімеризації, після введення в епоксидний олігомер твердника, зв'язувач переходить з рідкої у гелеподібну, а надалі у тверду фазу. До змішування з твердником епоксидний олігомер доцільно модифікувати енергетичним полями (у тому числі і високочастотним електромагнітним імпульсним полем (ВЕІП)) або – вводити наповнювачів різної дисперсності та фізичної природи. Доведено [2], що це забезпечує поліпшення адгезійних та когезійних властивостей КМ. Водночас актуальним на сьогодні є вирішення питань підвищення показників електрофізичних характеристик КМ на основі епоксидних смол, які використовують у вигляді наливної та плівкової ізоляції електровимірювальних трансформаторів, електричних машин та для заливки електричних приладів і пристроїв. При цьому при оцінюванні електрофізичних властивостей КМ важливими є такі параметри: трекінгостійкість полімерного діелектрика, напруга пробою, електропровідність, дугостійкість і тангенс кута діелектричних втрат. Серед наведених вище властивостей однією з найважливіших є трекінгостійкість матеріалів, яку досліджували у даній роботі.

**Мета роботи** – встановити вплив високочастотного електромагнітного імпульсного поля на трекінгостійкість епоксидної матриці і епоксикомпозитів, що містять наповнювачі різної фізичної природи та дисперсності.

**Матеріали та методика дослідження.** При формуванні КМ в якості епоксидний діановий олігомер марки ЕД-20 (ГОСТ 10587-84). Для зшивання епоксидних композицій використано твердник поліетиленполіамін (ПЕПА) (ТУ 6-05-241-202-78), що дозволяє затверджувати матеріали при кімнатних температурах. Твердник вводили у епоксидний олігомер при співвідношенні – ЕД-20 : ПЕПА – 10 : 1.

Як наповнювач використовували такі матеріали: Сталь 45 (ГОСТ 1050-88), пермалой 45Н (ГОСТ 10994-74) та вугільний шлак (ВШ), що є продуктом згорання кам'яного вугілля з наступним його подрібненням механічним способом. Дисперсність порошоків становила –  $d = 63 \dots 120$  мкм. Вміст часток у епоксидних композиціях становив – 50 мас.ч. на 100 мас.ч. олігомеру ЕД-20.

Крім того, у роботі використовували порошки з розміром  $d = 10 \dots 20$  мкм: колоїдна сірка (КС) (ГОСТ 127.5-93), залізний сурик, що складається з суміші мікроелементів і оксиду заліза ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ) (ГОСТ 8135-74) та карбідна шихта (КбШ), яка є побічним продуктом при виробництві ацетилену.

Високочастотну електромагнітну імпульсну обробку феромагнітних наповнювачів (Сталь 45 та ЗС) проводили на розробленій установці, схему якої описано у праці [3]. Параметри обробки ВЕІП: напруженість поля –  $H = 1265$  А/м, частота –  $f = 2,25$  МГц, тривалість обробки  $\tau = 900$  с.

Епоксидні композити формували за такою технологією: попереднє дозування епоксидної діанової смоли ЕД-20 і наповнювача та подальше введення його в епоксидний зв'язувач; гідродинамічне суміщення олігомеру ЕД-20 і дисперсних часток; введення твердника ПЕПА і перемішування композиції впродовж часу  $\tau = 300 \pm 10$  с. Надалі затверджували КМ за експериментально встановленим режимом: формування зразків та їх витримання впродовж часу  $\tau = 12,0 \pm 0,1$  год при температурі  $T = 293 \pm 2$  К, нагрівання зі швидкістю  $v = 0,05$  К/с до температури  $T = 393 \pm 2$  К, витримання КМ впродовж часу  $\tau = 2,0 \pm 0,05$  год, з подальшим охолодженням разом з термошафою, до температури  $T = 293 \pm 2$  К. З метою стабілізації структурних процесів у матриці зразки витримували впродовж часу  $\tau = 24$  год на повітрі при температурі  $T = 293 \pm 2$  К з наступним проведенням експериментальних випробувань.

Трекінгостійкість КМ визначали згідно з ГОСТ 27473-87. Порівняльний індекс трекінгостійкості (ПІТ) КМ визначали згідно з ГОСТ 27473-87 [4]. При проведенні експериментальних досліджень з використанням однофакторного плану попередньо визначали

мінімальну кількість дубльованих дослідів, яка склала три зразки для одного досліду. Зразки КМ формували у вигляді пластин прямокутної форми з розмірами:  $l \times b \times h = 50 \times 60 \times 7$  мм.

Випробовували зразки на автоматизованій установці (рис. 1-3), яка призначена для дослідження діелектричних матеріалів на трекінгостійкість. Під час досліджень на установці задають необхідну випробувальну напругу і струм, що забезпечує автоматичну подачу заданої кількості крапель через встановлені інтервали часу.

При дослідженні використовували метод краплепадіння, при якому на поверхню зразка поміщають два електроди у вигляді заточених вольфрамових стрижнів. Заточені кінці електродів притискають до поверхні випробовуваних зразків і розташовують на відстані  $l = 4$  мм один від одного. На електроди подають змінну напругу (до  $U = 1$  кВ). У простір між електродами крапельним методом подають водний розчин (0,1 %) хлориду амонію ( $\text{NH}_4\text{Cl}$ ) у вигляді крапель з інтервалом часу  $\Delta t = 30$  с. Надалі визначають кількість крапель до утворення струмопровідного сліду (треку), при якому реле максимального струму (0,2 А) установки відключає напругу. Якщо трек не утворюється після падіння  $N = 50$  крапель, тоді напругу підвищують (зазвичай на  $\Delta U = 10$  В). За показник трекінгостійкості приймають напругу на електродах, при якій утворення струмопровідного треку відбувається після падіння  $N = 50$  крапель. Для цього проводять випробування при різній напрузі і знаходять число крапель  $N$  у кожному випадку. Надалі будують графічну залежність  $U - N$  і на основі її аналізу знаходять напругу трекінгостійкості ( $U, \text{В}$ ).



Рис. 1. Загальний вигляд автоматизованої установки для випробувань діелектричних матеріалів на трекінгостійкість: 1 – блок живлення та автоматичних вимірювань; 2 – камера для встановлення зразків; 3 – дистанційний блок керування установкою

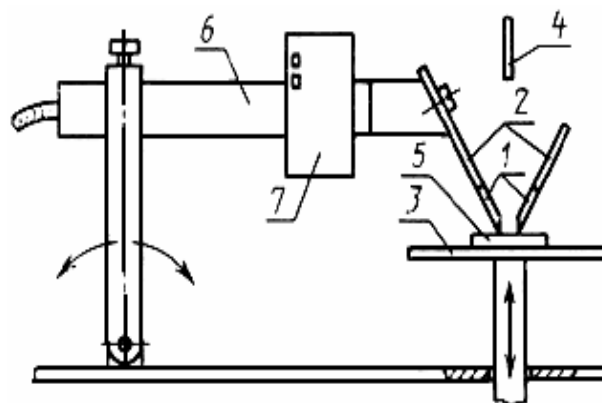


Рис. 2. Схема вимірювального пристрою установки: 1 – вольфрамовий електрод; 2 – мідний подовжувач; 3 – опора; 4 – крапельниця; 5 – зразок; 6 – ізоляційна трубка; 7 – вантаж

**Результати досліджень та їх обговорення.** Відомо [5], що витримування діелектриків під високою напругою в умовах вологої атмосфери приводить до появи на їхній поверхні часткових електричних розрядів. Ці розряди спричиняють підвищену поверхневу провідність у місцях забруднень. При розряді на поверхні діелектрика водяна плівка випаровується, відбувається розрив електропровідного шару з утворенням поверхневого іскрового розряду. У цьому випадку візуально можна спостерігати іскрові розряди на поверхні ізолятора, у нашому випадку – це

епоксидні КМ, причому розряди переміщуються до одного з електродів. У результаті таких розрядів на поверхні матеріалу можуть утворитися струмопровідні шляхи (треки). Останні призводять до повного або часткового руйнування покриття з полімерного матеріалу, який виконує функцію ізоляції провідників в електричних приладах чи устаткуванні іншого роду.

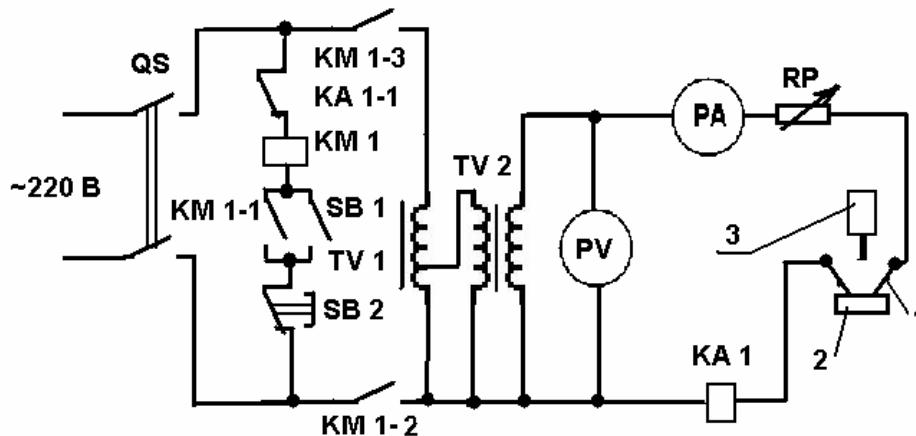


Рис. 3. Принципова електрична схема установки: OS – вимикач; КМ – контактор; КА – реле максимального струму; PV – цифровий вольтметр; PA – цифровий амперметр; RP – обмежувальний реостат; TV2 – трансформатор; SB1, SB2 – вимикачі; 1 – електроди; 2 – зразок для випробувань; 3 – пристрій для подачі крапель

Оскільки це явище досить поширене, то для його дослідження розроблені спеціальні методи й установки. Вони дозволяють оцінювати стійкість матеріалів до трекінгу, яку, у свою чергу, характеризують порівняльним індексом трекінгу.

Результати дослідження трекінгостійкості вихідних та модифікованих ВЕП епоксидних КМ наведено у табл. 1. Для порівняння досліджували трекінгостійкість поширених ізоляційних матеріалів: поліетилен (ГОСТ 16338-85) та ПВХ-С-7459-М (ГОСТ 14332-78).

Таблиця 1. Індекс і група трекінгостійкості розроблених та відомих матеріалів

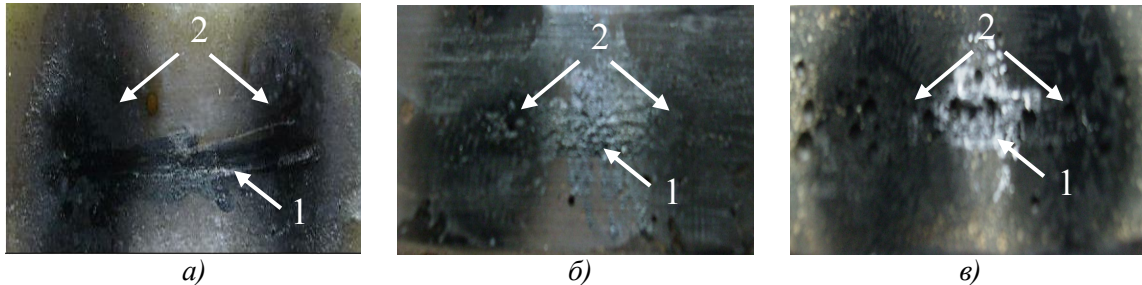
Матеріал наповнювача ( $q = 50$ мас.ч.)	Дисперсність наповнювача, $d$ , мкм	Обробка композиції ВЕП	Індекс трекінгостійкості, $U$ , В	Група трекінгостійкості
Матриця	–	–	300	3,а
Матриця	–	+	284	3,а
ЗС	10...20	–	214	3,а
ЗС	10...20	+	192	3,а
КбШ	10...20	–	313	3,а
КС	10...20	–	115	3,б
ВШ	63...120	–	308	3,а
Сталь 45	63...120	–	140	3,б
Сталь 45	63...120	+	129	3,б
Пермалой 45Н	63...120	–	136	3,б
Поліетилен	–	–	125	3,б
ПВХ-С-7459-М	–	–	100	3,б

Примітка. Група трекінгостійкості ізоляційного матеріалу з глибиною ерозії до 2,0 мм та з порівняльним індексом трекінгостійкості [4, 5]: 3,а)  $U = 175...400$  В; 3,б)  $U = 100...175$  В.

Експериментально встановлено (табл. 1), що індекс трекінгостійкості вихідної епоксидної матриці становить  $U = 300$  В. Аналіз поверхні зразка з епоксидної матриці після дослідження дозволяє констатувати про утворення на поверхні матеріалу треку з ерозією до 1 мм (рис. 4). Доведено, що індекс трекінгостійкості епоксидної матриці у 2,4 рази є більшим від аналогічного показника для поліетилену і у 3,0 рази вищим, порівняно з індексом трекінгостійкості ПВХ-С-7459-М. Крім того, слід зазначити, що після модифікації епоксидного олігомеру ВЕП формується

матеріал з індексом трекінгостійкості  $U = 284$  В. Тобто, магнітна обробка спричиняє погіршення трекінгостійкості епоксидної матриці. Такий ефект, на наш погляд, можна пояснити наступним.

Вплив електромагнітного поля на макромолекули епоксидного олігомеру можна пояснити з точки зору взаємодії електрично-заряджених мікрочасток (сегментів, бокових груп) олігомеру у процесі електризації. Доведено [2], що в результаті фізичного впливу електричної складової електромагнітного поля відбувається зарядження олігомерних мікрочасток (у вигляді диполів), а у процесі нанесення зв'язувача на поверхню основи формується електричний шар заряджених молекул або сегментів ланцюгів олігомеру.



**Рис. 4. Вигляд зразків КМ після випробування на трекінгостійкість ( $\times 10$ ):**  
**а) епоксидна матриця (утворення треку з ерозією до 1 мм); б) КМ з частками ЗС**  
**( $q = 50$  мас.ч.) (утворення провідної доріжки без ерозії); в) КМ з частками КС ( $q = 50$  мас.ч.)**  
**(утворення треку із займанням матеріалу); 1 – місце утворення трекінгової доріжки; 2 –**  
**місце встановлення електродів**

Основна характеристика шару – інтегральний заряд, величина якого, в основному, визначає властивості поверхневого шару і, відповідно, когезійну міцність (або трекінгостійкість) системи. Незважаючи на складність фізико-хімічних процесів при структуроутворенні гетерогенних систем на молекулярному і надмолекулярному рівні, можна стверджувати про існування подвійного електричного шару [2]. Формування такого шару пояснюється вибірковою адсорбцією йонів одного знаку на межі поділу фаз «адгезив – субстрат». У такому випадку електричні сили зумовлюють контактну різницю потенціалів, що призводить до їхньої електризації. Припускали, що такий механізм формування подвійного шару характерний як для системи «метал – метал», так і для системи «метал – діелектрик» [6]. Припущення частково підтверджені результатами дослідження когезійної міцності модифікованих ВЕП і необроблених КМ. Доведено, що у результаті обробки композицій ВЕП зростає адгезійна і когезійна міцність покриттів [3]. Виходячи з цього можна констатувати, що в результаті ВЕП спостерігали поліпшення когезійних властивостей епоксидної матриці, однак трекінгостійкість таких матеріалів зменшується. Таке погіршення діелектричних властивостей, у першу чергу, зумовлено електризацією матеріалів та їх інгредієнтів в результаті електромагнітної обробки.

Крім того, експериментально доведено (табл. 1), що введення наповнювачів у епоксидний зв'язувач за вмісту  $q = 50$  мас.ч. майже в усіх випадках призводить до зниження індексу трекінгостійкості матеріалів незалежно від дисперсності часток. Показано, що введення наповнювачів, окрім часток ВШ і КБШ, зумовлює зменшення індексу трекінгостійкості з  $U = 300$  В (для епоксидної матриці) до  $U = 115 \dots 214$  В. Це, на наш погляд, зумовлено наступними причинами.

Відомо [2, 6], що дисперсні частки феромагнітної природи, на відміну від діаманетиків, мають некомпенсований магнітний момент значної величини (для парамагнетиків величина моменту є незначною). При накладанні зовнішнього поля абсолютна величина моменту зростає, а напрям змінюється у напрямку напруженості магнітного поля – частка намагнічується. Припускали, що навколо феромагнітних часток наповнювачів при накладанні зовнішнього поля формуються поверхневі шари диполів макромолекул у напрямку магнітного поля. Це додатково підтверджує висловлене вище припущення про існування подвійного електричного шару, що зумовлює погіршення трекінгостійкості матеріалів після магнітної обробки.

При цьому електризація макромолекул відбувається також у присутності діаманетиків та парамагнітних часток. У процесі зшивання дані процеси інтенсифікуються, що й сприяє погіршенню трекінгостійкості таких КМ, порівняно з матрицею. Підтвердженням наведеним вище положенням є результати аналізу поверхні матеріалів після досліджень. Встановлено утворення

різних слідів ерозії на поверхні зразків, залежно від хімічного складу добавок. Зокрема, показано, що введення часток ЗС зумовлює формування матеріалу, на поверхні якого після досліджень утворюється провідний трек без ерозії (рис. 4,б). Водночас при випробуваннях матеріалів з частками КС спостерігали утворення треку із займанням зразка (рис. 4, в).

Навпаки, доведено, що найвищими значеннями індексу трекінгостійкості, порівняно з іншими досліджуваними КМ і відомими ізоляційними матеріалами (поліетилен та ПВХ-С-7459-М), відзначаються композити з частками карбідної шихти та добавками вугільного шлаку. Такі матеріали мають порівняльний індекс трекінгостійкості  $U = 313$  В та  $U = 308$  В відповідно, відносяться до групи трекінгостійкості 3,а і у 2,5...3,1 рази перевищують показники індексу трекінгостійкості поліетилену та ПВХ-С-7459-М. Дані композити рекомендовано для використання у вигляді ізоляційних матеріалів електротехнічної промисловості.

**Висновки.** Наведені у роботі результати експериментальних досліджень дозволяють констатувати наступне.

1. Досліджено властивості діелектриків на основі епоксидного олігомеру ЕД-20 та наповнювачів різної фізичної природи і встановлено, що порівняльний індекс трекінгостійкості матеріалів майже не залежить від розміру дисперсних добавок.

2. Експериментально встановлено, що індекс трекінгостійкості вихідної епоксидної матриці становить  $U = 300$  В. Доведено, що індекс трекінгостійкості епоксидної матриці у 2,4 рази є більшим від аналогічного показника для поліетилену і у 3,0 рази вищим, порівняно з індексом трекінгостійкості ПВХ-С-7459-М.

3. Досліджено вплив височастотного імпульсного електромагнітного поля на діелектричні властивості матриці та композитів з феромагнітними частками і встановлено, що енергетична обробка призводить до зменшення індексу трекінгостійкості матеріалів на 5...10 %. Погіршення діелектричних властивостей зумовлено електризацією матеріалів та їх інгредієнтів в результаті електромагнітної обробки.

4. У результаті проведених досліджень встановлено, що найвищими значеннями індексу трекінгостійкості, порівняно з іншими досліджуваними і відомими ізоляційними матеріалами (поліетилен та ПВХ-С-7459-М), відзначаються композити з частками карбідної шихти та добавками вугільного шлаку (50 мас.ч. на 100 мас.ч. епоксидного олігомеру марки ЕД-20). Такі матеріали мають порівняльний індекс трекінгостійкості  $U = 313$  В та  $U = 308$  В відповідно, відносяться до групи трекінгостійкості 3,а і у 2,5...3,1 рази перевищують показники індексу трекінгостійкості поліетилену та ПВХ-С-7459-М. Дані композити рекомендовано для використання у вигляді ізоляційних матеріалів електротехнічної промисловості.

1. Марущак П. О., Панин С. В., Студент А. З., Овечкин Б. Б. Масштабные уровни деформации и разрушения теплостойких сталей / Отв. ред. Пичугин В. Ф. – Томск: Изд-во национального исследовательского Томского политехнического университета, 2013. – 236 с.
2. Стухляк П. Д. Епоксикомпозитні матеріали, модифіковані енергетичними полями / П. Д. Стухляк, А. В. Букетов, І. Г. Добротвор. – Тернопіль: Збруч, 2008. – 208 с.
3. Букетов А. В., Скирденко В. О. Установка для высокочастотного электромагнитного опроминювання // Матеріали Всеукраїнської науково-практичної конференції «Сучасні енергетичні установки на транспорті і технології та обладнання для їх обслуговування (СЕУТТОО-2012)», – 10-12 жовтня. Херсон: ХДМА, 2012. – С. 226-227.
4. Материалы электроизоляционные твердые. Метод определения сравнительного и контрольного индексов трекинговости в влажной среде: ГОСТ 27473-87. – [Дата введения 01.01.89]. – М.: Изд-во стандартов, 1988. – 6 с.
5. Электрооборудование взрывозащищенное, часть 15 – Защита вида п: ГОСТ Р 51330.14-99. – [Дата введения 01.01.2001]. – М.: Изд-во стандартов, 2001. – 51 с.
6. Букетов А. В. Вплив магнітної природи наповнювачів на реологічні властивості полімеркомпозиційних корозійностійких покриттів / А.В.Букетов // Машинознавство. –1999. №4. – С. 61-62.

Стаття надійшла до редакції 24.04.2014.



**О. О. Вісин**

*Луцький національний технічний університет*

### **ВИМОГИ БЕЗПЕКИ ПРИ РІЗАННІ МЕТАЛІВ**

*В роботі проведено аналіз загальних вимог безпеки при різанні металів. Основна увага приділена правилам охорони праці під час газоелектричного, контактного, кисневого та плазмового різання металів.*

*Ключові слова: правила охорони праці, безпека праці, безпечність процесу різання металів; різання металів; засоби колективного та індивідуального захисту.*

*Літ. 12.*

**Е. А. Висын**

### **ТРЕБОВАНИЯ БЕЗОПАСНОСТИ ПРИ РЕЗКЕ МЕТАЛЛА**

*В работе проведен анализ общих требований безопасности при резке металлов. Основное внимание уделено правилам охраны труда при газозлектрической, контактной, кислородной и плазменной резке металлов.*

*Ключевые слова: правила охраны труда, безопасность труда, безопасность процесса резки металлов; резки металлов; средства коллективной и индивидуальной защиты.*

**E. Visyn**

### **SAFETY REQUIREMENTS FOR CUTTING METALS**

*This paper analyzes the general safety requirements when cutting metals. The main attention is paid to safety rules during hazoelektrychnoho, contact, oxygen and plasma cutting. Physically harmful factors characteristic of the cutting process is enhanced dust and air pollution work area, high levels of noise and vibration, insufficient illumination of the working area, there is a direct and reflected blystkosti, increased pulse flux. In the absence of remedies dust air within the breathing zone machinists during turning, milling and drilling of brittle materials exceed the MCL appropriate ingredients.*

*Keywords: occupational safety, safety, safety of cutting metals; cutting metals; collective and individual protection.*

Актуальність. Небезпечні та шкідливі фактори при різанні металів умовно можна розділити на наступні групи: фізичні, хімічні, психофізіологічні та біологічні. Найбільш численною є група фізичних факторів, до якої належать рухомі машини, механізми, нагріті заготовки, гарячі технологічні середовища, ультрафіолетове, інфрачервоне і світлове випромінювання, запиленість повітря робочої зони, шум на робочих місцях, ультразвук, вологість повітря, напруга електричної мережі, яскравість світла й інші фактори, що залежать від фізичних параметрів. При порушенні техніки безпеки або технічної експлуатації можливе травмування робітників рухомими машинами і механізмами, кранами, підлоговими передавальними візками, електрокарами, залізничними вагонами, якими доставляють в цехи заготовки, устаткування, ремонтні та інші деталі матеріали, а також відходи виробництва. Травми від дії цих факторів відносяться до розряду важких і смертельних. Тому дотримання правил техніки безпеки є обов'язковим.

Постановка проблеми. До шкідливих виробничих факторів, що виникають під час різання металів, належать: підвищена загазованість та запиленість повітря робочої зони, ультрафіолетове, видиме та інфрачервоне випромінювання зварювальної дуги, а також інфрачервоне випромінювання зварювальної ванни та зварюваних деталей; електромагнітні поля, іонізуюче випромінювання; шум, ультразвук, вібрація та статичне навантаження на руки працівника. Під час різання металу в зону дихання працівників можуть потрапляти зварювальні аерозолі, що містять в своєму складі у твердій фазі окисли різноманітних металів (марганцю, хрому, нікелю, міді, титану, заліза, вольфраму та ін.), а також інші сполуки та токсичні гази (окис вуглецю, озон, фтористий водень, окисли азоту та ін.), при пайці – аерозоль флюсів і припоїв, що містять свинець, кадмій, цинк, олово, вуглеводні, окис вуглецю. Це призводить до типових професійних захворювань робітників зварювальних професій.

Незважаючи на постійне вдосконалення технологічних процесів є багато проблем з питань гігієни, які остаточно не вирішені. Унаслідок цього умови праці залишаються незадовільними, що негативно позначається на здоров'я та працездатності працівників. Комплексний характер негативного впливу небезпечних та шкідливих виробничих факторів, а також важкість і напруженість праці вимагають здійснення різноманітних оздоровчих заходів.

Наказом Міністерства енергетики та вугільної промисловості України №117 від 06.02.2014, затверджені «Правила охорони праці під час газоелектричного, контактного, кисневого та плазмового різання металів», що зареєстровані в Міністерстві юстиції України

16.05.2014 за № 507/25284. Відповідні правила прийшли на зміну Системі стандартів безпеки праці. Різання теплове металів. Загальні вимоги безпеки, введені в дію розпорядженням Міністерства суднобудівної промисловості СРСР від 11 жовтня 1979 року № 32/7-0272-575.

Правила поширюються на всіх суб'єктів господарювання незалежно від форми власності та організаційно-правової форми, які здійснюють діяльність, пов'язану з газоелектричним, контактним, кисневим та плазмовим різанням металів (далі - різання металів) і є обов'язковими для виконання роботодавцями та працівниками, які виконують роботи з різання металів.

Перед роботодавцем стоїть ряд організаційних заходів та технічних засобів обов'язкових до виконання, а саме:

- організувати проведення попереднього (під час прийняття на роботу) та періодичних (протягом трудової діяльності) медичних оглядів працівників певних категорій [1];
- організувати проведення навчання і перевірку знань з питань охорони праці працівників [2];
- з урахуванням специфіки виробництва розробити і затвердити відповідний перелік робіт з підвищеною небезпекою, для проведення яких потрібні спеціальне навчання і щорічна перевірка знань з питань охорони праці [3];
- опрацювати і затвердити нормативні акти про охорону праці, що діють на підприємстві [4];
- організувати проведення атестації робочих місць за умовами праці [5].

Працівники, які виконують роботи з різання металів, повинні отримати допуск до виконання робіт зі зварювання об'єктів та обладнання [6].

Системи опалення, вентиляції і кондиціонування повітря приміщень повинні відповідати вимогам чинного законодавства. Повітря, що видаляється з виробничих приміщень і від устаткування, перед викидом в атмосферу підлягає очищенню від шкідливих речовин.

Устаткування, яке використовується під час виконання робіт з різання металів, повинно відповідати відповідним вимогам [7]. Устаткування для виконання робіт з різання металів повинно бути обладнане контрольно-вимірною апаратурою та приладами для регулювання рівня технологічних параметрів та відключення устаткування у разі виходу параметрів за межі встановлених норм. Використання у складі контрольно-вимірних приладів джерел іонізуючого випромінювання необхідно здійснювати за наявності ліцензії на провадження діяльності з використання джерел іонізуючого випромінювання.

Працівники, які виконують роботи з різання металів, повинні бути забезпечені спеціальним одягом, спеціальним взуттям і засобами індивідуального захисту (далі - ЗІЗ) [8].

Забороноюється проводити роботи з різання металів без ЗІЗ. Вибір ЗІЗ обличчя і органів зору повинен здійснюватися залежно від методів, режимів і видів робіт, інтенсивності випромінювання, індивідуальних особливостей зору. Розташування виробничого устаткування і організація робочих місць для виконання робіт з різання металів повинні відповідати вимогам ДСТУ ГОСТ 12.2.061:2009 «ССБТ. Оборудование производственное. Общие требования безопасности к рабочим местам». Наявність сигнальних кольорів та знаків безпеки на місцях проведення робіт з різання металів є обов'язкова [9].

Під час виконання робіт з різання металів повинен бути забезпечений вільний доступ до виробничого устаткування. Ширина проходів з кожної сторони робочого столу і стелажа повинна бути не менше 1 м. Ширина проходів між устаткуванням, рухомими механізмами і деталями, що транспортуються та багатопостовими джерелами живлення повинна бути не менше 1,5 м. Проходи між стаціонарними однопостовими джерелами живлення повинні бути шириною не менше 0,8 м. Під час установаження однопостового джерела живлення біля стіни відстань від стіни до джерела живлення повинна бути не менше 0,5 м. На кожне робоче місце працівника, який виконує роботи з різання металів, крім площі, займаної устаткуванням і проходами, повинно бути відведено не менше 4,5 м<sup>2</sup> додаткової площі згідно з вимогами [10]. На робочих місцях у положенні «стоячи» повинні бути встановлені спеціальні підставки (підвіски) для зменшення статичного навантаження на руки працівника. Не дозволяється зменшувати навантаження на руку працівника шляхом перекидання шланга (кабелю) через плече або накручування його на руку.

Необхідно передбачити захисні огороження працівників, що працюють поруч або нижче ярусом, від випромінювань, іскор і бризок розплавленого металу, випадкового падіння недогарків електродів. Під час різання металів відкритою електродугою у виробничому приміщенні робочі місця повинні бути відділені від суміжних робочих місць і проходів негорючими екранами (ширмами, щитами) висотою не менше 1,8 м. Під час виконання робіт з різання металів на

відкритому просторі огороження повинні ставитися на відстані не менше 2 м в разі одночасної роботи декількох працівників поблизу один одного і на ділянках інтенсивного руху працівників.

Під час проведення робіт з різання металів на відкритому просторі над робочими місцями повинні бути споруджені укриття (навіси) від негоди. За відсутності навісів роботи з різання металів під час дощу або снігопаду повинні бути припинені. Під час проведення робіт з різання металів на висоті понад 1,3-5 м повинні встановлюватися майданчики та драбини, які відповідають вимогам чинного законодавства.

Для виконання робіт з різання металів постійне робоче місце працівника повинно бути обладнане раціонально влаштованим столом або пристосуванням для утримання і переміщення оброблюваного виробу. Ці пристосування повинні забезпечувати зручне положення корпусу працівника, а при ручному різанні дрібних деталей - можливість виконувати роботи сидячи. На робочих місцях для виконання робіт з різання металів повинна встановлюватися стійка з гачком або вилкою для підвішування погашених різаків на час перерви у роботі. На тимчасових робочих місцях погашені різакі дозволяється підвішувати на частини оброблюваної конструкції (кронштейни, мірні пристрої). Не дозволяється працювати біля неогорожених або незакритих люків, прорізів, колодязів, а також знімати огороження і кришки люків, прорізів, колодязів.

При спусканні в закриті ємності через люк необхідно переконатися, що кришка люка надійно закріплена у відкритому положенні. Під час виконання робіт з різання металів в закритих ємностях повинні забезпечуватися: наявність контрольних постів для спостереження за різальником; наявність люків для прокладання комунікацій і евакуації різальника; безперервна робота місцевої витяжної вентиляції, що унеможливує накопичення шкідливих речовин у повітрі робочої зони вище граничнодопустимих концентрацій; наявність устаткування, у якому є автоматичне відключення подавання захисного газу і напруги холостого ходу при розриві зварювального кола. Роботи з різання металів відкритою дугою виробів середніх і малих розмірів у стаціонарних умовах необхідно виконувати у вентиляованих, спеціально обладнаних кабінах.

Кабіни повинні бути з відкритим верхом, виконані з негорючих матеріалів, між обшивкою і підлогою необхідно залишати зазор не менше 50 мм, а під час різання металів в середовищі захисних газів - не менше 300 мм. Висота стін кабіни повинна бути не менше 1,8 м. Площа кабіни повинна бути достатньою для розміщення устаткування, столу, пристосувань і виробів, що ріжуться. Вільна площа у кабіні на один зварювальний пост повинна бути не менше 3 м<sup>2</sup>.

Кабіна на два пости і більше та робочі місця на потокових і конвеєрних лініях повинні бути розділені захисними екранами висотою не менше 1,6 м, які відокремлюють працівників один від одного та забезпечують достатній простір для кожного працівника. Стаціонарні машини, що мають швидкість понад 6 м/хв., повинні бути обладнані сидінням або площадкою для забезпечення зручності керування. Керування і контроль стаціонарних машин необхідно здійснювати з пульта керування. Органи керування повинні мати чіткі написи, символи, що вказують на керований об'єкт, до якого вони відносяться, їх призначення і стан (аварійна зупинка, блокування живлення) або положення органу керування. На робочому місці під ногами працівника повинен бути килим гумовий діелектричний.

Електроди, зварювальний дріт, флюси необхідно зберігати в критих сухих приміщеннях. Спільне зберігання з кислотами, лугами та іншими агресивними речовинами не дозволяється. Матеріали, що контактують у процесі роботи з газами, повинні бути стійкими до хімічного впливу цих газів за будь-яких умов експлуатації. Поверхня заготовок, деталей, що підлягають різанню, повинна бути сухою, очищеною від окалини, мастила, іржі та інших забруднень. Для знежирення поверхонь забороняється застосовувати розчини, що містять хлор. Під час виконання робіт з різання металів не дозволяється застосовувати матеріали, які не пройшли санітарно-гігієнічну експертизу [11].

Для зберігання легкозаймистих, горючих рідин та інших допоміжних речовин і матеріалів, що використовуються у технологічних процесах, повинні передбачатися спеціально обладнані приміщення (склади) з урахуванням фізико-хімічних властивостей та класу небезпеки речовин.

Безпечні умови праці у робочих зонах, де існує потенційна можливість виникнення вибухонебезпечного середовища під час виконання робіт, необхідно улаштувати відповідно до вимог [12]. Відкривати вентилі редукторів необхідно поступово та плавно. Працівник, який їх відкриває, повинен перебувати з боку, протилежного напрямку струменя газу. Під час відкривання вентиля перед ним не повинно бути сторонніх працівників та будь-яких незакріплених предметів.

Проміжок часу між відкриванням вентиля та запалюванням суміші повинен бути якомога меншим. Спочатку необхідно піднести вогонь, а вже потім відкривати вентиль різака. Для

запобігання можливій конденсації газу в шлангу не дозволяється залишати установку з перекритим вентилям на різаку та відкритим вентилям на балоні. Підтягувати нарізні з'єднання дозволяється при перекритому вентилі балона. Під час виконання робіт з різання металів неплавким електродом електрод повинен знаходитися усередині різаків і не виступати назовні.

При закріпленні різаків на переносному візку повинно бути улаштоване автоблокувальне пристосування для автоматичного відключення електроживлення в разі випадкового припинення подавання охолоджувальної води. Керування процесом механізованого газоелектричного різання необхідно здійснювати дистанційним шляхом. Під час виконання газоелектричного різання металів необхідно спрямовувати полум'я та іскри у бік, протилежний джерелу живлення газом, з дотриманням таких відстаней: 10 м - від групи балонів (більше двох), призначених для проведення робіт з різання металів; 5 м - від окремих балонів з киснем та горючими газами; 3 м - від газопроводів горючих газів та від газорозбірних постів, розміщених у металевих шафах, у разі виконання робіт вручну; 1,5 м - від газопроводів горючих газів та від газорозбірних постів, розміщених у металевих шафах, у разі виконання робіт механізованим способом.

Якщо полум'я та іскри спрямовані у бік джерела живлення газом, для захисту цього джерела від іскор та теплової дії полум'я повинні встановлюватися металеві ширми. Не дозволяється підігрівати метал різаків без підключення кисню, використовуючи лише горючий газ. Система охолодження різальної машини повинна бути перевірена на проникнення води і герметичність усіх з'єднань. На магістралях охолодження різальної машини повинні бути вмонтовані вентиля.

Перед початком виконання робіт систему повітряного охолодження необхідно продути стисненим повітрям. На робочі частини пневмоциліндра та інші деталі повинно бути нанесене антикорозійне мастило. На час перерви у роботі необхідно відключити джерела живлення електричним струмом, стисненим повітрям і водою. У зимовий період необхідно залишати циркуляцію води. У разі припинення електроживлення необхідно відключити рубильник різальної машини. Не дозволяється розміщувати легкозаймисті та вогнебезпечні матеріали на відстані менше 5 м від місця проведення робіт з різання металів.

Після зняття ковпака і заглушки з балонів працівник повинен перевірити справність різьблення штуцера і вентиля та переконатися у відсутності на штуцері кисневого балона видимих слідів масел і жирів. Під час приєднання кисневого редуктора до балона не дозволяється підтягувати накидну гайку редуктора при відкритому вентилі балона.

Відкривання вентиля ацетиленового балона необхідно здійснювати торцевим ключем з матеріалу, який не спричиняє іскроутворення при використанні. Під час кисневого різання ключ необхідно розмістити на шпинделі вентиля. Забороняється використовувати саморобні ключі.

Рукава для подавання газів необхідно застосовувати відповідно до їх призначення. Не дозволяється використовувати кисневі рукава для подавання ацетилену і навпаки. Під час використання ручної апаратури не дозволяється приєднання до рукавів подавання газів вилок, трійників для живлення декількох різаків. Довжина шлангів згідно з їх призначенням повинна відповідати вимогам чинних нормативно-правових актів. Закріплення шлангів на приєднувальних ніпелях апаратури повинно бути надійним, із застосуванням спеціальних хомутиків.

Дозволяється обв'язувати шланги м'яким відпаленим (в'язальним) дротом не менше ніж у двох місцях по довжині ніпеля.

Приміщення для плазмового різання металів повинно бути обладнане загальнообмінною вентиляцією. Керування і контроль роботи напівавтоматичних і автоматичних плазмових стаціонарних і переносних машин необхідно здійснювати дистанційно. До появи чергової дуги напруга холостого ходу повинна подаватися на плазмотрон шляхом включення кнопки «пуск», яка не забезпечується блокуванням. Після розпалювання чергової дуги повинно автоматично здійснюватися блокування кнопки «пуск».

Зняття напруги з плазмотрона в разі відключення або обриву дуги повинно бути автоматизовано. Зону дії плазмотрона необхідно огороджувати кожухами або ширмами з негорючих матеріалів. Усувати несправності в машині, плазмотроні необхідно тільки при відключеному живленні установки. При запалюванні чергової дуги отвір сопла необхідно направляти у бік, протилежний від працівників, які знаходяться поруч. При запалюванні чергової дуги шляхом замикання необхідно користуватися спеціальним пристроєм з ізолюваною ручкою довжиною не менше 150 мм.

Висновки:

Незадовільна організація робочих місць і виконання робіт, а також безвідповідальне ставлення керівників виробництва і безпосередніх виконавців до дотримання вимог безпеки праці

– це основні причини аварій та травмувань працівників. Основними заходами зі зниженням травматизму є продумані з точки зору безпеки робіт технологія заготівлі, складання та зварювання, правильне оснащення робочих місць та дотримання персоналом основних правил з техніки безпеки. Проте основна увага все ж повинна приділятися чіткому дотриманню встановлених вимог безпеки при різанні металів. Потрібно також враховувати, що всі дії по забезпеченню безпеки повинні ґрунтуватися на розумінні й оцінці ризику, який неминуче присутній у будь-якій системі.

1. Порядок проведення медичних оглядів працівників певних категорій, затверджений наказом Міністерства охорони здоров'я України від 21 травня 2007 року № 246.
2. Типове положення про порядок проведення навчання і перевірки знань з питань охорони праці, затверджене наказом Державного комітету України з нагляду за охороною праці від 26 січня 2005 року № 15 (НПАОП 0.00-4.12-05).
3. Перелік робіт з підвищеною небезпекою, затверджений наказом Державного комітету України з нагляду за охороною праці від 26 січня 2005 року № 15 (НПАОП 0.00-2.01-05).
4. Порядок опрацювання і затвердження власником нормативних актів про охорону праці, що діють на підприємстві, затверджений наказом Державного комітету України по нагляду за охороною праці від 21 грудня 1993 року № 132 (НПАОП 0.00-6.03-93).
5. Порядок проведення атестації робочих місць за умовами праці, затверджений постановою Кабінету Міністрів України від 01 серпня 1992 року № 442.
6. Правила атестації зварників, затверджені наказом Державного комітету України по нагляду за охороною праці від 19 квітня 1996 року № 61 (НПАОП 0.00-1.16-96).
7. Технічний регламент безпеки машин, затверджений постановою Кабінету Міністрів України від 30 січня 2013 року № 62, та ГОСТ 12.2.003-91 «ССБТ. Оборудование производственное. Общие требования безопасности».
8. Норми безплатної видачі спеціального одягу, спеціального взуття та інших засобів індивідуального захисту працівникам загальних професій різних галузей промисловості, затверджених наказом Державного комітету України з промислової безпеки, охорони праці та гірничого нагляду від 16 квітня 2009 року № 62 (НПАОП 0.00-3.07-09).
9. Технічний регламент знаків безпеки і захисту здоров'я працівників, затверджений постановою Кабінету Міністрів України від 25 листопада 2009 року № 1262.
10. Правила охорони праці під час зварювання металів, затверджені наказом Міністерства надзвичайних ситуацій України від 14 грудня 2012 року № 1425 (НПАОП 28.52-1.31-13).
11. Порядок проведення державної санітарно-епідеміологічної експертизи, затверджений наказом Міністерства охорони здоров'я України від 09 жовтня 2000 року № 247.
12. Вимоги до роботодавців стосовно забезпечення безпечного виконання робіт у потенційно вибухонебезпечних середовищах, затверджені наказом Міністерства енергетики та вугільної промисловості України від 05 червня 2013 року № 317 (НПАОП 0.00-7.12-13).

Стаття надійшла до редакції 01.10.2014.

УДК 620.178

**Ю. В. Воробей, Р. Г. Редько, О. І. Редько***Луцький національний технічний університет***ДОСЛІДЖЕННЯ ЗНОШУВАННЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО РІЖУЧОГО ІНСТРУМЕНТУ**

*Досліджено зношування ріжучого інструменту, оснащеного пластинками із твердого сплаву при механічній обробці різних металів і сплавів. Досліджено мікроструктуру твердих сплавів у вихідному стані та після алмазного заточування. Визначено параметри, які впливають на процес зношування. Визначено характеристики зносостійкості інструментального матеріалу при абразивно-адгезійному та дифузійному зношуванні.*

*Ключові слова:* зношування, мікроструктура, зносостійкість, абразивно-адгезійне зношування, дифузійне зношування.  
Таб. 2. Рис. 3. Літ. 7.

**Ю. В. Воробей, Р. Г. Редько, О. И. Редько****ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСА ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ**

*Исследовано износ режущего инструмента, оснащенного пластинками из твердого сплава при механической обработке различных металлов и сплавов. Исследована микроструктура твердых сплавов в исходном состоянии и после алмазной заточки. Определены параметры, которые влияют на процесс изнашивания. Определены характеристики износостойкости инструментального материала при абразивно-адгезионном и диффузионном износе.*

*Ключевые слова:* износ, микроструктура, износостойкость, абразивно-адгезионный износ, диффузный износ.

**Y. Vorobey, R. Redko, O. Redko****RESEARCH WEAR CARBIDE CUTTING TOOLS**

*Studied the wear of the cutting tool equipped with hard metal plates when machining different metals and alloys. Studied the microstructure of carbides in the initial state and after diamond grinding. The parameters that influence the process of deterioration. The characteristics of wear resistance of the tool material by abrasive adhesion and diffusion wear.*

*Keywords:* deterioration, microstructure, wear resistance, abrasive-adhesive wear, diffusion wear.

**Постанова проблеми.** Вивченню тонких процесів зношування ріжучого інструменту при обробці різних металів і сплавів присвячено багато робіт. Однак вплив стану тонкої структури різних фаз інструментального ріжучого матеріалу на процеси зношування в конкретних технологічних умовах досліджено недостатньо. У зв'язку з цим цікаво розглянути в загальному вигляді абразивно-адгезійне зношування [відповідає лівій гілці екстремальної залежності зносу інструмента від швидкості різання  $h = f(v)$ ] і дифузійного зносу (відповідає правій гілці) [1 і 2].

Дослідження проводили на чотирьохгранних непереточуваних пластинах з отвором (SNMM-120408 за ГОСТ 19052-98) із твердих сплавів BK8 і T15K6. Структура зразків по їх передній поверхні вивчали за допомогою рентгеноструктурного і растрового електроскопічного аналізу: останній проводили на мікроскопі JSM-35C форми JEOL (Японія).

Зразками служили пластини в стані поставки, після додаткового алмазного заточування по передній поверхні на ширину  $3 \pm 0,1$  мм по всьому периметру і після точіння заготовок із сталі 40X і титанового сплаву BT4. Умови заточування: круг АЧК 150x10x3APC 100/80-B156, 100%; частота обертання круга 3000 об/хв; без охолодження. Умови обробки: верстат мод. 1K62; швидкість різання  $v = 100 \div 150$  м / хв; глибина різання  $t = 2$  мм; подача  $s = 0,26$  мм / об; без охолодження; геометрія різців постійна ( $\gamma = -10^\circ; \alpha = 10^\circ; \varphi = \varphi_1 = 45^\circ; \lambda = 0^\circ$ ). У кожній пластині досліджували різні ріжучі кромки. Ширину заточування по передній поверхні вибирали у відповідності з розмірами первинного рентгенівського пучка. Зразки закріплювали на приставці ГП-13-У4,2 до дифрактометра ДРОН-УМ1 в спеціально виготовленому тримачі, що дозволяє точно центрувати досліджувану ділянку відносно первинного пучка.

Умови різання сталі 40X різцем T15K6 при  $v = 100 \div 150$  м / хв (останнє значення близьке до оптимального) обумовлюють превалююче абразивно-адгезійне зношування. При точінні сплаву BT4 на цих же швидкостях різцями BK8 і T15K6 зношування носить дифузійний характер (зношування різця T15K6 – катастрофічне). Критерієм зношування в кожному випадку є досягнення приблизно середини області нормального зношування. За єдиний критерій субструктурних характеристик карбідної фази (WC і TiC) була прийнята щільність  $\rho$  дислокацій,

яка згідно роботи [3] прямо пропорційна квадрату фізичного розширення  $\beta$  дифракційних ліній. Застосування цього критерію дозволяє використовувати коректну модель дислокаційного зміцнення.

Експеримент проводили на кобальтовому випромінюванні (довжина хвилі 1,79Å) за допомогою дифрактометра ДРОН-УМ1, управління яким здійснювалось за допомогою обчислювального комплексу на базі процесора «Intel Core Duo». Первинний пучок після монохроматизації (досліджували плоский графітовий монохроматор МПП-РД; схема зйомки за Бреггу-Брентано) направлявся на зразок через круглий коліматор Ø0,5мм; ширина щілини перед детектором 0,25мм. Застосування вузького первинного пучка було обумовлено малою площею випромінюючих ділянок (близько  $2 \text{ мм}^2$ ). Крім того, методика визначення  $\beta$  потребує використання вузьких щілин для зменшення впливу геометричного фактора.

**Основні результати дослідження.** При дослідженні фази WC реєстрували наступні рефлекси (hkl): для різців ВК8 – (100) і (101), для різців Т15К6 – (001) і (101); при дослідженні фази TiC (сплав Т15К6) – рефлекси (200) і (220). Рахунок і реєстрацію імпульсів проводили в режимі запису по точках. Інтервал сканування  $2^\circ$ , число сканів три, крок  $0,05^\circ$ ; експозиція 10с. Похибка вимірювання швидкості рахунку імпульсів не перевищувала  $\pm 0,5\%$ . Для визначення величини інструментального розширення дифракційних ліній в незмінних експериментальних умовах проводили зйомку еталонного зразка (матеріал – полікристалічний кремній, розмір зерен не менше 1 мкм); реєстрували рефлекси (110) і (111).

Для визначення параметра  $\beta$  всі експериментальні криві обробляли методом Стокса [4]. Спеціально розроблена програма для процесора «Intel Core Duo» крім зібрання і обробки всіх даних реалізує також функції встановлення та зняття.

В табл. 1 вказані умови проведення дослідів, а в табл. 2 представлено відношення  $\Delta$  до значень  $\beta^2$ , отриманих в різних дослідів [наприклад,  $\Delta_{2/3}$  означає відношення значень  $\beta^2$  в дослідів №2 і 3 (див. табл. 1)]. При обробці результатів експериментів значення  $\beta^2$  усереднили по трьом-чотирьом пластинам.

Таблиця 1. Умови проведення дослідів

№ дослідів	Марка твердого сплаву	Стан твердого сплаву	Марка оброблюваного матеріалу	$\nu$ , м/хв
1	ВК8	Вихідне	–	–
2		Після заточування	–	–
3		Після точіння	40Х	150
4		Після точіння	40Х	100
5		Після точіння	ВТ4	150
6		Після точіння	ВТ4	100
1	Т15К6	Вихідне	–	–
2		Після заточування	–	–
3		Після точіння	40Х	150
4		Після точіння	40Х	100
5		Після точіння	ВТ4	150
6		Після точіння	ВТ4	100

Таблиця 2. Відношення  $\Delta$  до значень  $\beta^2$

Марка твердого сплаву	(hkl)	$\Delta_{2/3}$	$\Delta_{2/4}$	$\Delta_{2/5}$	$\Delta_{2/6}$	$\Delta_{3/4}$	$\Delta_{5/6}$
ВК8	(100)	3,68	3,11	1,98	1,89	0,85	0,95
	(101)	3,27	2,96	1,74	1,73	0,91	0,99
Т15К6	(001)	1,26	1,88	0,94	1,05	1,49	1,12
	(101)	1,18	1,92	0,95	1,05	1,63	1,11
	(200)	1,26	1,83	0,96	1,07	1,45	1,11
	(220)	1,18	1,80	0,95	0,96	1,52	1,01

Мінімальне значення  $\beta^2$  відповідає вихідній структурі твердого сплаву (рис. 1, а); максимальне значення  $\beta^2$  спостерігається після алмазного заточування. На заточеній поверхні виникають і поширюються в глибину ряди мікротріщин (рис. 1, б), орієнтовані перпендикулярно до слідів, залишених алмазними зернами заточувального круга.

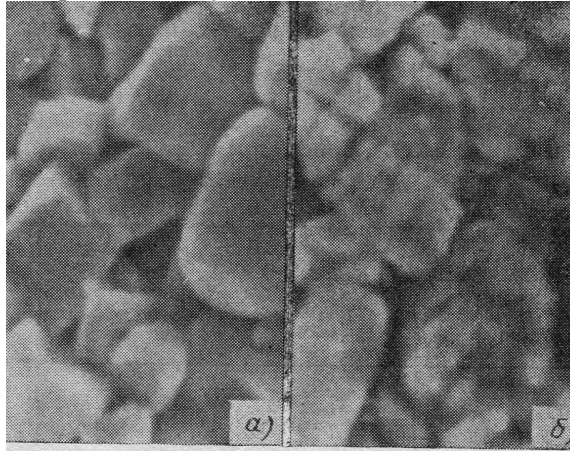


Рис. 1. Мікроструктура сплаву Т15К6 (х10000) у вихідному стані (а) і після алмазного заточування (б)

Експерименти показали, що значення  $\beta^2$  визначається як швидкістю  $v$  різання, так і видом оброблюваного матеріалу. Розглянемо, наприклад,  $\Delta_{3/4}$  (див. табл. 2) відношення  $\beta^2$ , виміряного після різання сталі 40Х при  $v = 150 \text{ м / хв}$ , до  $\beta^2$ , виміряного після різання тієї ж сталі при  $v = 100 \text{ м / хв}$  (див. табл. 1). Для різця ВК8 на рефлексі (100)  $\Delta_{3/4} = 0,85$ , а при рефлексі (101)  $\Delta_{3/4} = 0,91$  (дифузійне зношування); звідси середнє за рефлексами значення  $\Delta_{3/4cp.} = 0,88$ . Для різця Т15К6, що працює при тих же значеннях  $v$  в умовах абразивно-адгезійного зношування,  $\Delta_{3/4cp.} = 1,52$ . Значення  $\Delta_{3/4}$  можна розглядати як показник приросту  $\rho$  при збільшенні  $v$  на постійну величину.

Порівнюючи значення  $\Delta_{3/4cp.}$  сплавів ВК8 і Т15К6, знаходимо, що при алмазно-адгезійному зношуванні (сплав Т15К6) із збільшенням  $v$  відбувається інтенсивний приріст  $\rho$  на передній поверхні пластини; в умовах же дифузійного зношування (сплав ВК8) із збільшенням  $v$  значення  $\rho$  зменшується. Цей висновок підтверджується також тим, що відносне зниження величини  $\rho$  від рівня, що відповідає заточуванню, до рівня, що сформувався в процесі різання сталі 40Х при  $v = 150 \text{ м / хв}$ , в умовах дифузійного зношування значно більше (для сплаву ВК8  $\Delta_{2/3cp.} = 3,48$ ), чим в умовах абразивно-адгезійного зношування (для сплаву Т15К6  $\Delta_{2/3cp.} = 1,22$ ).

Інтервал  $100 - 150 \text{ м / хв}$  швидкостей різання сплаву ВТ4 різцем ВК8 визначає дифузійне зношування. Згідно запропонованого трактування, значення  $\Delta_{cp.}$ , отриманні для величин  $v$ , що визначають дифузійне зношування при точінні різних матеріалів, повинні бути близькі, що і підтверджується:  $\Delta_{3/4cp.} = 0,88$ ;  $\Delta_{5/6cp.} = 0,97$ . При точінні сплаву ВТ4 різцем Т16К6 утворюються сильні адгезійні зв'язки, що викликають підвищення значення  $\beta^2$ ; зношування при катастрофічне. Ймовірно, це обумовлює значення  $\Delta_{5/6cp.}$ , дещо більше одиниці ( $\Delta_{5/6cp.} = 1,09$ ).



Приймаючи модель дислокаційного зміцнення, можна на основі отриманих даних зробити припущення, що при абразивно-адгезійному зношуванні розвивається процес деформаційного зміцнення при збільшенні  $v$  до  $v_{opt}$ , яким відповідає мінімальне значення зношування  $h$  різця і коефіцієнта  $\mu$  тертя по його передній поверхні [2]. При подальшому збільшенні  $v$  під дією контактної температури  $\theta$ , що підвищується починає переважати дифузійне зношування (при цьому значення  $h$  зростає).

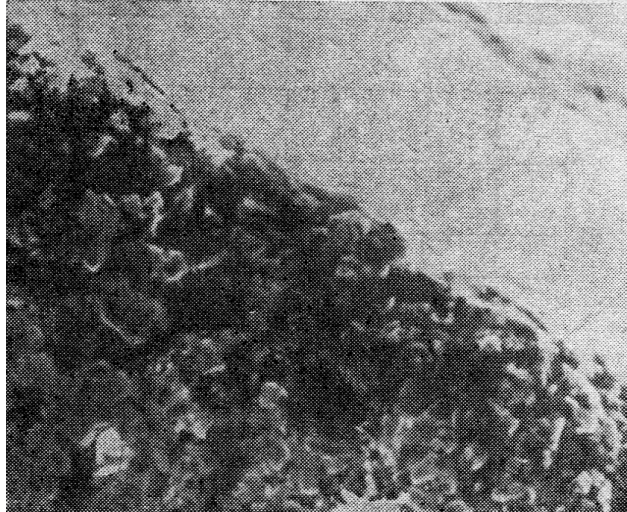


Рис. 2. Ріжуча кромка і передня поверхня різця Т15К6 після точіння сталі 40Х при  $v = 150 \text{ м / хв}$  в умовах абразивно-адгезійного зношування (x1000)

Починаючи з визначеного значення  $\theta$ , протікає процес відносного зниження міцності контактних поверхонь. При температурі, вищій  $\theta_{opt}$  (відповідає  $v_{opt}$ ), швидкість  $u_r$  зниження міцності перевищує швидкість  $u_{y_n}$  деформаційного зміцнення. Вище деяких значень  $\theta$  (при відповідних нормальних тисках) рухливість дислокацій в карбідній фазі на контактних поверхнях різця, ймовірно, зростає. З однієї сторони, при цьому полегшується процес зниження міцності, з іншої – із підвищенням щільності і рухливості лінійних дефектів збільшується коефіцієнт дифузії [5].

Одночасно інтенсивні дифузійні процеси пластифікують тонкий поверхневий шар. В результаті при різанні з високими швидкостями карбідна фаза твердого сплаву зношується пластично. При цьому карбідні зерна згладжені, на них виділені смуги ковзання; поверхня зношування гладка, блискуча. Інша картина спостерігається в умовах адгезійного зношування (рис. 2), коли на поверхні зношування видно багато ділянок з викришеними карбідними зернами.

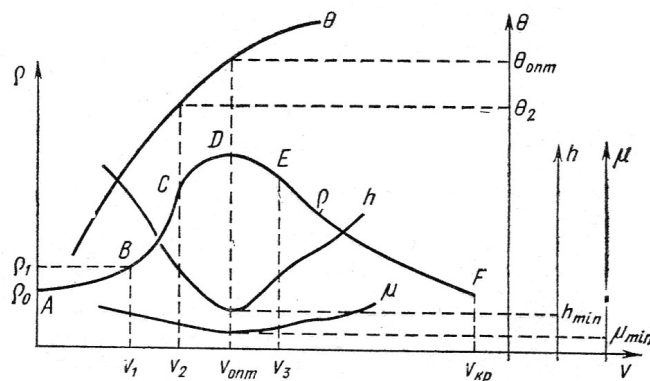
Гіпотетична крива  $\rho = f(v)$ , поєднана з відомими залежностями  $(\theta; h; \mu) = f(v)$ , представлена на рис. 3. На ділянці АВ ( $0 < v < v_1$ ) значення  $\rho = \rho_0$  відповідає щільності дислокацій в карбідній фазі недеформованого твердого сплаву (в стані поставки). При різанні зі швидкостями у вказаному інтервалі температура недостатня для інтенсивного протікання процесу деформаційного зміцнення, і  $\rho$  зростає несуттєво (від  $\rho_0$  до  $\rho_1$ ). В цих умовах зношування викликано в основному крихким мікроруйнуванням і сколюванням. На ділянці ВС ( $v_1 < v < v_2$ ) відбувається інтенсивний приріст  $\rho$  внаслідок зміцнення робочих поверхонь. Зношування носить в основному абразивно-адгезійний характер.

Ділянка CD ( $v_2 < v < v_{opt}$ ) характеризується тим, що при значеннях  $\theta \geq \theta_2$  і нормальних тисках, що відповідають  $v = v_2$ , починається процес зниження міцності контактних поверхонь. Якщо при  $v = v_2$  значення  $u_p = 0$ , то з наближенням  $v$  до  $v_{opt}$  швидкість зниження міцності

зростає, і в точці D спостерігається  $u_p = u_{yn}$ . При значення  $v = v_{onm}$  значення  $\mu$  і  $h$  мінімальні, отже, ймовірно, що найбільша степінь деформаційного зміцнення обумовлює мінімальне значення  $\mu$ . За мірою затуплення різця при  $v = v_{onm}$  значення  $\rho$  в карбідній фазі зменшуються [6].

На ділянці DE ( $v_{onm} < v < v_3$ ) при  $v > v_{onm}$   $u_p > u_{yn}$ . Зношування на ділянках CD і DE має змішаний, адгезійно-дифузійний характер. На ділянці EF ( $v_3 < v < v_{кр}$ ) значення  $u_p$  продовжує рости; зношування має в основному дифузійний характер. При значеннях  $v$ , близьких до критичного  $v_{кр}$ , значення  $\rho$  наближається до  $\rho_0$ , і настає втрата формостійкості ріжучих поверхонь.

Права вітка кривої  $\rho = f(v)$  повинна бути більш пологою, ніж ліва, що пов'язано із законом зміни температури  $\theta = f(v)$  (див. рис. 3), що визначає  $u_p$ . При зміні властивостей інструментального і оброблюваного матеріалів крива  $\rho = f(v)$  звужується чи розтягується у вертикальному і горизонтальному напрямках.



**Рис. 3. Суміщення гіпотетичної залежності  $\rho$  дислокацій в карбідній фазі контактних ділянок різця з відомими залежностями температури  $\theta$ , зношування  $h$  і коефіцієнта  $\mu$  тертя по передній поверхні від швидкості  $v$  різання**

В роботі [1] показано, що характеристиками зносостійкості інструментального матеріалу при абразивно-адгезійному зношуванні є міцність і твердість його контактних поверхонь, температурна залежність міцності і твердості характеризує при інших рівних умовах опору інструментального матеріалу абразивно-адгезійного зношування. Характеристикою ж дифузійного зношування є швидкість взаємного дифузійного розчинення компонентів інструментального і оброблюваного матеріалів, що визначається температурною залежністю коефіцієнта дифузії і граничною розчинністю. Однак, як відмічалось раніше, із збільшенням  $\rho$  коефіцієнт дифузії також зростає. Тому в умовах дифузійного зношування структура з високими значеннями  $\rho$  на контактних поверхнях зношується більш інтенсивно.

Аналогічно і умовах абразивно-адгезійного зношування більш зносостійкими є максимально зміцненні структури (з максимальними значеннями  $\rho$ ). Отже, із аналізу кривої  $\rho = f(v)$  випливає, що поверхневий шар твердосплавних різців в процесі різання приходить в стан, що забезпечує мінімальну інтенсивність зношування при конкретному значенні  $v$  (при конкретних технологічних умовах). При цьому різні методи заточування різців, як формуючі структури з різними значеннями  $\rho$ , по-різному впливають на зношування [7].

#### **Висновки:**

1. На основі комплексної оцінки стану тонкої структури карбідної фази контактних поверхонь різців, оснащених твердим сплавом марок BK8 і T15K6, при варіюванні швидкості різання показано, що в умовах абразивно-адгезійного зношування із збільшенням швидкості

різання аж до оптимальних значень контактна поверхня твердосплавних різців зміцнюється, а в умовах дифузійного зношування знижує міцність.

2. Зміна щільності дислокацій карбідної фази контактних поверхонь в процесі заточування інструмента і наступної експлуатації надає вагомий вплив на процеси зношування.

1. Лолодзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. М.: Машиностроение, 2002. – 320 с.
2. Макаров А. Д. Износ и стойкость режущих инструментов. М.: Машиностроение, 2006. – 264 с.
3. Кривоглаз М. А., Рябошапка К. П. Теория рассеяния рентгеновых лучей кристаллами, содержащими дислокации. Случай хаотически распределенных по кристаллу винтовых и краевых дислокаций. – Физика металлов и металловедение. 2003, т. 15, вып. 1, – С. 18-31.
4. Рыбакова Л. М., Куксенова Л.И. Структура и износостойкость металла. М.: Машиностроение, 2002. – 212 с.
5. Крутских В. М., Кудря Н. А., Рудаков Ю. Ф. Гармонический анализ тонкой кристаллической структуры металлов с применением ЭВМ «МИР-1». – В кн.: Твердые сплавы. М.: Металлургия, 2005, вып. 15, – С. 163-171.
6. Свердлова Б. М., Звагольский В. Г., Перепелица Б. А. Влияние физико-механического состояния рабочих поверхностей на износостойкость фасонных резцов из твердого сплава Т15К6. – Резание и инструмент: Респ. межвед. науч.-техн. сб. Харьков: Вища школа, 2008, вып. 19, – С. 117-123.
7. Касьян С. М. Упрочнение качеством поверхности заточенного твердосплавного режущего инструмента. – Промышленность Армении, 2003, №1, – С. 37-39.

Стаття надійшла до редакції 25.06.2014.

УДК 631.356.2

**Г. А. Герасимчук<sup>1</sup>, В. М. Барановський<sup>2</sup>**<sup>1</sup>Луцький національний технічний університет<sup>2</sup>Тернопільський національний технічний університет**РОЗРОБКА ПРИСТРОЮ ДЛЯ ВИКОПУВАННЯ КОРЕНЕПЛОДІВ**

*Наведено будову та принцип роботи удосконаленого викопувального робочого органу, виконаного у вигляді сферичного однодискового копача та встановленого в його робочій зоні двосекційної пружини.*

*Ключові слова:* копач, коренеплоди, сферичний диск, горизонтальний вал, лопать.

*Рис. 1. Літ. 8.*

**Г. А. Герасимчук, В. Н. Барановский****РАЗРАБОТКА УСТРОЙСТВА ДЛЯ ВЫКАПЫВАНИЯ КОРЕНЕПЛОДОВ**

*Приведено строение и принцип работы усовершенствованного рабочего органа для выкапывания коренеплодов, выполненного в виде сферического одно дискового копателя и установленной в его рабочей зоне двух секционной пружины.*

*Ключевые слова:* копач, коренеплоды, сферический диск, горизонтальный вал, лопать.

**G. Gerasimstuk, V. Baranovsky****DEVELOPMENT OF DEVICE FOR EXCAVATION OF ROOT CROPS**

*A structure over and principle of work of the improved working organ are brought for excavation of root crops, executed as spherical one disk dig and set in his working area two sectional spring.*

**Постановка проблеми.** Сучасні тенденції розвитку коренезбиральних машин (КМ) передбачають розробку та впровадження в сільськогосподарське виробництво високопродуктивних і технологічно надійних збиральних комплексів та технічних засобів. Критеріями відповідності сучасних вимог роботи КМ, у першу чергу, є показники якості викопування та сепарації домішок коренеплодів [1]. Зокрема, збільшення виробництва кормових буряків в значній мірі стримується низьким рівнем механізації їх виробництва і особливо збирання. Результати досліджень, випробувань і виробничих перевірок роботи серійних коренезбиральних машин МКК-6 і РКМ-6-03 показують, що вони задовільно працюють лише на чистих від бур'янів ділянках і легких ґрунтах. На середніх та важких ґрунтах і в умовах надмірної або низької вологості ґрунту серійні машини недостатньо якісно виконують операції технологічного процесу викопування коренеплодів із ґрунту, їх очищення від домішок, в зв'язку з чим потрібні значні додаткові затрати ручної праці на доочистку зібраного вроху при закладанні коренеплодів на зберігання [2].

Для підвищення технологічної ефективності роботи КМ необхідно приділити значну увагу питанням видалення гички з головки коренеплоду. Складність видалення гички з головки кормового коренеплоду ускладнюється тим, що основна частина коренеплоду знаходиться над поверхнею ґрунту, і тому коренеплід є дуже вразливим до його вивалювання з ґрунту під час дії на нього зовнішніх сил.

Тому поєднання операції очищення залишків гички на головках коренеплодів одночасно з їх викопуванням є подальшим кроком розробки та дослідження даних комбінованих робочих органів.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Результати, які наведені в працях [3, 4], цілісно характеризують тільки основні принципи роботи копачів без аналізу загальних тенденцій та шляхів підвищення показників якості роботи машин для збирання коренеплодів. Дані дослідження є подальшим розвитком технологічних аспектів функціонування робочих органів, які призначені для викопування коренеплодів.

**Мета дослідження.** Метою даного дослідження є підвищення показників якості збирання коренеплодів шляхом застосування комбінованого копача.

**Результати дослідження.** В умовах господарювання невеликих фермерських сільськогосподарських підприємств пошук резервів підвищення їх ефективності роботи може досягатися не тільки економічним аналізом прибутку, а й передусім такими показниками як визначення гнучкості використання однієї адаптовано КМ відносно середовища збирання (різні культури коренеплодів, різні ґрунтові фони тощо), зміни строків виконання робіт (погодно-

кліматичні умови, організаційні причини, тощо), сумісності з попередніми технологічними системами виробництва культури (засоби обробітку ґрунту, посіву, догляду, ширина міжрядь, урожайність, попередник) тощо.

Застосування адаптованих КМ, побудованих на основі застосування в їх конструктивно-компонувальних схемах адаптованих викопувальних робочих органів (ВРО) і очисних робочих органів (ОРО) розширить терміни роботи КМ на протязі року на основі збирання коренеплодів цукрових, кормових, столових буряків і моркви однією КМ, забезпечить стабільні агротехнічні показники якості роботи, що призведе до зростання економічної ефективності виробництва коренеплодів. В основу вирішення наукової проблеми підвищення техніко-експлуатаційних та агротехнологічних показників якості роботи КМ покладено можливість значного розширення діапазону і строків застосування машин для збирання коренеплодів шляхом розробки й обґрунтування параметрів, загальних конструктивно-технологічних принципів, а також аспектів використання адаптованих КМ та їх транспортно-технологічних систем (ТТС) робочих органів КМ. Різноманітність конструктивних схем викопувальних робочих органів КМ в прямій залежності пов'язана як із технологічними процесами збирання, так і з конструктивно-технологічними вимогами до якості викопування коренеплодів.

У країнах Західної Європи знайшли широке застосування пасивні однодисково-лемішні копачі, які ефективно працюють на легких ґрунтах («евродиск»). Аналогічними робочими органами комплектуються КМ фірм „Heriau”, „Matrot”, „Moreau” (Франція).

Щоб прискорити передачу потоку викопаних коренеплодів на очисні пристрої, використовують вертикальні активні диски, які встановлені в зоні пасивних копачів (патент США № 4828039). Однак таке рішення ускладнює конструкцію викопувального пристрою машини [6].

У конструктивно-технологічних схемах вітчизняних КМ МКК-6, КС-6Б-05, РКМ-6-03, МКР-2-3, призначених для збирання кормових буряків, у якості викопувального робочого органу використовується односторонній пасивний сферичний диск, який встановлений під кутом атаки у межах 30...350. Суттєвий недолік роботи одностороннього сферичного дискового копача, який полягає у відсутності одночасного з викопуванням коренеплодів видалення залишків гички на їх головках, може прогнозовано усуватися подальшим конструктивно-технологічним удосконаленням даного типу копача із науково обґрунтованими та оптимізованими конструктивно-кінематичними параметрами його робочих органів при одночасному комплексному врахуванні в процесі оптимізації всіх складових складної моделюючої системи “сферичний диск – ґрунт – коренеплід”.

Дана технічна задача вирішується додатковим встановленням у зоні роботи дискового робочого органу горизонтального очисного вала, на якому змонтовано секції очисних пружних еластичних елементів [7].

Відомий копач коренеплодів, який виконаний із вертикально встановленого одностороннього сферичного диска, розташованого під кутом до рядка коренеплодів. Із сторони робочої кромки диска змонтована колосникова решітка, яка за допомогою важеля і шарніра встановлена шарнірно відносно рами пристрою. Над решіткою закріплено бітер, який виконано в вигляді горизонтального приводного вала з лопатями [5]. Недоліком відомого пристрою є згружування вороху у зоні решітки внаслідок незадовільної сепарації вороху коренеплодів за рахунок забивання зазорів решітки домішками та втрати і пошкодження вибитих із рядка коренеплодів.

Відомий копач коренеплодів, який містить односторонній сферичний диск, розташований над ним під кутом до площини, яка проходить через лезо диска, горизонтальний вал з барабаном, по твірним якого під гострим кутом до вала встановлені послідовно паралельні між собою осі з закріпленими шарнірними плоскими еластичними бичами, а кожна вісь в нижньому положенні перпендикулярна площині, яка проходить через лезо диска [6]. Недоліком відомого пристрою є незадовільне очищення залишків гички з коренеплодів буряків і руйнування грудок ґрунту внаслідок недостатньої сили удару еластичних бичів.

Найбільш універсальними вважаються дводискові копачі, характерною ознакою яких є вертикальне розташування двох плоских або сферичних дисків, при цьому вертикальні осі дисків утворюють кут розвалу, а горизонтальні – кут атаки. Вісь однодискових сферичних копачів утворює тільки кут атаки в горизонтальній площині відносно осі рядка коренеплодів.

Дискові викопуючі робочі органи задовільно збирають коренеплодів у широких ґрунтово-кліматичних умовах: у порівнянні з лемешковими або вилковими копачами, мають більш високу ґрунтоподрібнюючу здатність; не втрачають працездатність при роботі на ділянках поля з підвищеною вологістю ґрунту та забур'яненістю посівів.

Дводискові копачі мають один суттєвий недолік – защемляють незруйновані грудки та подають їх на наступні системи машини, чим значно знижують, встановлені агротехнічними вимогами, показники якості роботи. Крім того, аналогічно до лемешкових і вилоквих копачів, у дводискових копачах конструктивно та якісно технологічно неможливо поєднати при збиранні одночасно дві технологічні операції – викопування коренеплодів із одночасним видаленням залишків гички на їх головках, незважаючи на всі інші конструктивні недоліки:

Крім того, принциповим загальним недоліком роботи існуючих і технічно реалізованих наведених типів копачів, якими в основному обладнують навісні, причіпні і самохідні коренезбиральні машини, самохідні бункерні комбайни, все ще залишається значна секундна подача вільного та налиплого на поверхні тіла коренеплодів ґрунту, а саме 10...15 кг/с при робочій швидкості КМ до 1,6 м/с із одного погонного метра рядка, при цьому до 70 % від загальної кількості складає маса вільного та налиплого ґрунту, до 10 % - залишків гички на головках коренеплодів, що призвело до значного збільшення протяжності та конструктивної складності очисних систем [8].

Із всієї різновидності копачів, однодискові сферичні копачі мають просту конструкцію, є найменш метало- та енергомісткими, мають широкий спектр застосування для викопування коренеплодів при задовільних показниках якості їх роботи. Суттєві недоліки їх роботи, які полягають у незадовільному заглибленні робочої кромки диска в ґрунт при пониженій вологості ґрунту, відсутності, одночасного з викопуванням коренеплодів, видаленням залишків гички на їх головках, можуть прогнозовано усуватися подальшим конструктивно-технологічним удосконаленням даного типу копача.

Підвищення технологічних показників і показників якості роботи копачів коренеплодів, а в загальному – всієї КМ, вирішується додатковим встановленням у зоні роботи дискового робочого органу горизонтального очисного вала, на якому змонтовано двосекційну пружину.

На рисунку 1 наведено конструктивну схему комбінованого однодискового копача коренеплодів, вигляд зверху.

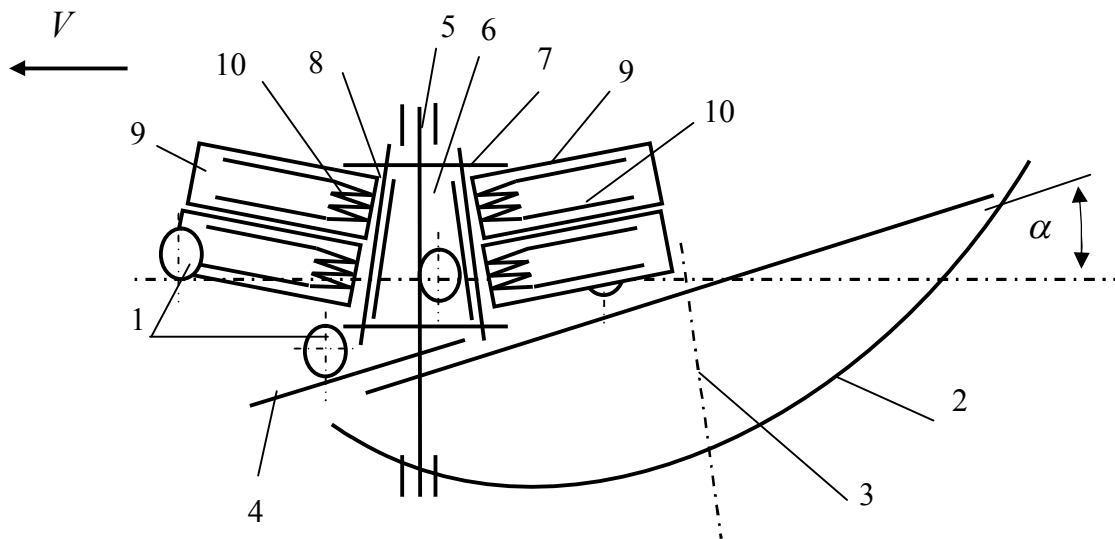


Рис. 1. Конструктивна схема комбінованого однодискового копача

Копач коренеплодів складається із встановленого під гострим кутом  $\alpha$  до рядка коренеплодів 1 одностороннього сферичного диска 2, який вільно посаджений на своїй осі обертання 3. У передній зоні робочої кромки одностороннього сферичного диска 2 встановлено корененаправляч 4. Над одностороннім сферичним диском 2, перпендикулярно напрямленню робочої швидкості руху  $V$  розташовано горизонтальний приводний вал 5. Горизонтальний приводний вал 5 має барабан 6, несучий фланці 7. Між фланцями 7 барабана 6 по його колу встановлено послідовно паралельні між собою осі 8. Осі 8 повернуті відносно вала під гострим кутом. На осях 8 шарнірно закріплені плоскі еластичні бичі 9. Вісь 8, яка займає на барабані 6

крайне нижнє положення, утворює з площиною, яка проходить через лезо одностороннього сферичного диска 2, кут, рівний або близький 90°. Привод горизонтального вала 5 виконаний таким чином, що напрямок обертання барабана 6 співпадає з направленням руху копача або обертання одностороннього сферичного диска 2. На зовнішній стороні кожного плоского еластичного бича 9 змонтовано двосекційну пружину 10. Двосекційна пружина 10 жорстко закріплена на кожній осі 8.

Копач коренеплодів працює наступним чином.

Під час руху корененапряччя 4 зміщує вибиті із рядка коренеплоди 1 до його центру, а односторонній сферичний диск 2 викопає коренеплоди 1 які розташовані в рядку за рахунок встановлення диска 2 під кутом  $\alpha$  до напрямку руху копача  $V$ . Одночасно з викопуванням коренеплодів за рахунок обертання очисного вала 5 плоскі еластичні бичі 9, які закріплені на осях 8 барабана 6, взаємодіють внутрішньою стороною з головками коренеплодів 1 і грудками ґрунту. За рахунок підпружинення зовнішньої сторони плоскої еластичної лопаті 9 двосекційною пружиною 10 усувається ефект прогинання плоскої еластичної лопаті 9, при цьому відбувається більш інтенсивна контактна взаємодія плоскої еластичної лопаті 9 з головками коренеплодів 1 і грудками ґрунту, що забезпечує більш повне доочищення залишків гички та інтенсивніше руйнування грудок ґрунту. Крім того, плоскі еластичні бичі 9 проштовхують викопаний ворох на наступні робочі органи машини. Тому що осі 8 барабана 6 в нижньому положенні перпендикулярні площині, яка проходить через лезо одностороннього сферичного диска 2, або нахилені до неї під кутом, близьким до прямого, то плоскі еластичні лопаті 9 в нижньому положенні паралельні цій площині та не контактують з поверхнею одностороннього сферичного диска 2, що знижує їх зношення. Поворот осей 8 на кут відносно осі вала 5 дозволяє плоским еластичним лопатям 8 наносити удари по головкам коренеплодів 1 збоку рядка, що покращує очищення різновисоких коренеплодів 1, при цьому високий коренеплід 1 не прикриває низький коренеплід 1 від удару.

Таким чином, значно знижується подача рослинних і ґрунтових домішок за рахунок їх інтенсивнішого динамічного руйнування плоскими еластичними лопатями, що призводить до підвищення технологічної надійності процесу викопування коренеплодів і продуктивності роботи копача.

**Висновки.** Застосування комбінованого однодискового копача коренеплодів дозволяє значно зменшити подачу домішок, особливо грудок ґрунту та залишків гички на головках коренеплодів, налиплоґрунту на бічній поверхні тіла викопаних коренеплодів за рахунок додаткової інтенсифікації дії на ворох пружних очисних елементів.

1. Погорельый Л. В. Свеклоуборочные машины: история, конструкция, теория, прогноз / Л. В. Погорельый, М. В. Татьяна – К.: Феникс, 2004. – 232 с.
2. Гевко Р. Б. Викопувально-очисні пристрої бурякозбиральних машин: конструювання і розрахунок / Р. Б. Гевко. – Тернопіль, 1997. – 120 с.
3. Рамш В. Ю. Аналіз тенденцій розвитку робочих органів для сепарації вороху коренеплодів / В. Ю. Рамш, В. М. Барановський, М. Р. Паньків [та ін.] // Наукові нотатки. – Луцьк: ЛНТУ, 2011. – Вип. 31. – С. 298–305.
4. Булгаков В. М. Теория свеклоуборочных машин : Монография / В. М. Булгаков, М. И. Черновол, Н. А. Свирень. – Кировоград: "КОД", 2009. – 256 с.
5. А.с. № 1665919, СРСР, МКИ А 01D 25/04. Опубл. 30.07.91. Бюл. № 28.
6. А.с. № 1672964, СССР, МКИ А 01D 25/04. Опубл. 07.08.92. Бюл. № 32.
7. Пат. 66680 Україна, МКИ<sup>7</sup> А 01 Д 25/04. Комбінований копач коренеплодів / В. М. Барановський, М. І. Підгурський, Г. А. Герасимчук, М. Р. Паньків; заявник і власник Тернопільський національний технічний університет. – № u 201108202; заявл. 30.06.2011.; опубл. 10.01.2012. Бюл. № 1.
8. Аванесов Ю. Б. Свеклоуборочные машины / Ю. Б. Аванесов, В. И. Бессарабов, И. И. Русанов. – М., 1979. – 351 с.

Стаття надійшла до редакції 17.10.2014.



УДК 621:658.5.001.76

**Т. Б. Городецька, О. Г. Бровкова***Одеський національний політехнічний університет***ІННОВАЦІЙНИЙ ПОТЕНЦІАЛ ПРОМИСЛОВИХ ПІДПРИЄМСТВ ТА НАПРЯМИ ПІДВИЩЕННЯ РЕЗУЛЬТАТИВНОСТІ ЙОГО ВИКОРИСТАННЯ**

*Досліджено проблеми підвищення ефективності інноваційної діяльності на машинобудівних підприємствах; уточнено трактування економічного поняття "інноваційний потенціал" стосовно до нових умов господарювання; запропоновано систему показників оцінки ефективності використання інноваційного потенціалу; виявлено переваги й недоліки організації управління інноваційною діяльністю на підприємствах машинобудування; запропоновано шляхи підвищення ефективності управління інноваційною діяльністю на підприємствах машинобудування.*

*Ключові слова:* інноваційний потенціал, результативність, промислове підприємство, інвестиції, компоненти інноваційного потенціалу.

*Рис. 4. Табл. 5. Літ. 11.***Т. Б. Городецкая, Е. Г. Бровкова****ІННОВАЦІОННИЙ ПОТЕНЦІАЛ ПРОМИШЛЕННИХ ПІДПРИЯТІЙ І НАПРАВЛЕННЯ ПОВЫШЕНИЯ РЕЗУЛЬТАТИВНОСТІ ЕГО ІСПОЛЬЗОВАНИЯ**

*Исследовано проблемы повышения эффективности инновационной деятельности на машиностроительных предприятиях; уточнена трактовка экономического понятия "инновационный потенциал" относительно новых условий ведения хозяйства; предложена система показателей оценки эффективности использования инновационного потенциала; обнаружены преимущества и недостатки организации управления инновационной деятельностью на предприятиях машиностроения; предложены пути повышения эффективности управления инновационной деятельностью на предприятиях машиностроения.*

*Ключевые слова:* инновационный потенциал, результативность, промышленное предприятие, инвестиции, компоненты инновационного потенциала.

**T. B. Gorodeckaya, E. G. Brovkova****INNOVATIVE POTENTIAL of INDUSTRIAL ENTERPRISES And DIRECTION of INCREASE EFFECTIVENESS of HIS USE**

*Investigational problems of increase of efficiency of innovative activity on machine-building enterprises; interpretation of economic concept "innovative potential" is specified in relation to the new terms of manage; the system of indexes of estimation of efficiency of the use of innovative potential is offered; found out advantages and lacks of organization of management innovative activity on the enterprises of engineer; the ways of increase of efficiency of management innovative activity are offered on the enterprises of engineer.*

*Keywords:* innovative potential, effectiveness, industrial enterprise, investments, components of innovative potential.

**Вступ.** В умовах сьогодення основними тенденціями розвитку ринку є глобалізація, концентрація капіталу, посилення конкурентної боротьби, зростання інформаційних впливів на всіх суб'єктів ринку, що вимагає від промислових підприємств приділення пильної уваги ефективному використанню інноваційного потенціалу, який здатний забезпечити суб'єктам господарювання провідні ринкові позиції. Оскільки промислові підприємства в більшості випадків неспроможні здійснювати суттєвий вплив на зовнішнє середовище з метою його зміни відповідно до власних інтересів, вони повинні більше уваги приділити адаптації до швидкозмінних умов господарювання, тобто використанню інноваційного потенціалу відповідно до очікувань ринку та власних виробничих можливостей. Тобто підприємства повинні забезпечувати ефективне використання інноваційного потенціалу як у внутрішньому середовищі щодо виробництва продукції та використання з цією метою всіх економічних ресурсів, задіяних як у бізнес-процесах, так і в зовнішньому оточенні щодо її реалізації та формування дієвих взаємовідносин з суб'єктами ринку, від яких залежать життєдіяльність та розвиток підприємств, тобто зі споживачами, постачальниками, державними регулювальними інституціями. У цьому сенсі нагальною проблемою є визначення ефективності використання інноваційного потенціалу на основі вимірювання його результатів щодо внутрішнього й зовнішнього середовищ підприємств, що й зумовлює актуальність тематичної спрямованості статті.

**Матеріали та методика експерименту.** Дослідженню питань, пов'язаних із визначенням, управлінням, використанням інноваційного потенціалу, приділяли увагу такі вчені, як С. М. Ілляшенко [1], Саблуком П.Т, Топіхой І.Н., Наумовим О.Б., Ніколюк О.В., Гришовой І.Ю., В.М. Гейцем [3], Федуловою Л.І. [4], Маліком М.Я., Галицьким О.М., Крюковою І.О, Борщ Л. М [8], Н.



Чухрай [9] та інші. У їхніх працях подано аналіз та пропозиції з визначення потенціалу, його складових, методів управління, наголошено на необхідності аналізу й визначення потенціалу з позицій як ресурсної парадигми, так і парадигми динамічних компетенцій. Разом з тим, потребують додаткового розгляду питання сучасного стану та перспективи інноваційного розвитку вітчизняних промислових підприємств.

**Результати досліджень.** В умовах сучасної вітчизняної економіки розгляд питань підвищення результативності роботи промислових підприємств необхідно починати з аналізу наочного стану основних та оборотних засобів, науково-технологічного заділу, рівня кваліфікації виконавців тощо. Показники такого аналізу втілюються в поняття інноваційного потенціалу, який є узагальнюючим та відображає зможу підприємства до розробки та виробництва нової продукції.

Поняття потенціалу тісно пов'язане зі структурою цілей підприємства і визначається як сукупність його можливостей. У Великому економічному словнику знаходимо: потенціал (економічний) – сукупна здатність економіки країни, її галузей, підприємств, господарств здійснювати виробничо-економічну діяльність, випускати продукцію, товари, послуги, задовольняти запити населення, суспільні потреби, забезпечувати розвиток виробництва і споживання.

Під інноваційним потенціалом Н. Чухрай розуміє «...інтегровану сукупність всіх наявних матеріальних і нематеріальних активів, які використовуються для здійснення інноваційної діяльності підприємства» [9]. За умов трансформаційної економіки до інноваційного потенціалу можуть бути віднесені всі складові, які забезпечують досягнення конкурентних переваг підприємства шляхом дослідження, проектування, виробництва та запровадження інновацій. Поряд з виробничим, фінансовим, маркетинговим, трудовим, управлінським і комунікаційним потенціалами [9] інноваційний потенціал відіграє істотну роль у інноваційному розвитку суб'єктів господарювання, на чому наголошують практики. В. Ландик зазначає: «...Слід констатувати, що управління інноваційним потенціалом – одне з основних завдань, тому як ефективність діяльності промислового підприємства у змінних умовах конкурентної боротьби насамперед залежить від його здатності до нарощування і активного використання його організаційних, технічних, маркетингових та інших інноваційних можливостей, які складають інноваційний потенціал».

Інноваційний потенціал будемо розглядати як інтегровану характеристику, що відбиває здатність суб'єкта господарювання до створення, запровадження та комерціалізації інновацій (визначення автора). В економічних системах розглядають інноваційний потенціал на макро-, мезо-та мікрорівні (національна економіка, міжгалузеві організації, регіон, підприємство). У роботі [2] дається таке визначення інноваційного потенціалу: це система ресурсного забезпечення функціонування макросистеми на рівні, відповідному світовому або вище від нього. Система інноваційного потенціалу умовно складається з чотирьох взаємопов'язаних сегментів (рис. 1).



Рис. 1. Структура інноваційного потенціалу (удосконалено на підставі [2])

1. Науково-технологічний потенціал, що забезпечує наявність нововведень, призначених для продуктивного використання у макросистемі.
2. Науково-освітній потенціал, що характеризує можливості макросистеми у створенні та використанні науково-технологічних нововведень.

3. Інвестиційний потенціал, що характеризує можливості макросистеми до введення у практику продуктивного використання науково-технологічних нововведень та їх дифузії по всій макросистемі.

4. До потенціалу споживчого сектора належать всі фізичні та юридичні особи, які є як споживачами пропонованих до використання нововведень, так і ініціаторами подальшої діяльності інших сегментів через формування нових потреб.

Центральне місце в інноваційному займає науково-технологічний потенціал, який охоплює всі чотири перераховані елементи. Для виконання завдань нашого дослідження необхідно здійснити структуризацію компонентів інноваційного потенціалу. Вважаємо, що найбільш доцільним є інституціональний підхід до декомпозиції інноваційного потенціалу. На рис. 2. представлена відповідна обраному нами підходу декомпозиція інноваційного потенціалу. Даний підхід дозволяє ідентифікувати внесок кожного суб'єкта у формування спільного інноваційного потенціалу економічної системи. Інноваційний потенціал (національної економіки, регіону, галузі, групи підприємств, підприємства) у даному дослідженні розглядається як сукупність ресурсів, умов, технологічної здатності господарюючих суб'єктів здійснювати і відтворювати нововведення; як набір нововведень, нововведень, підтверджених патентами, ліцензіями та іншими документами, що підтверджують право інтелектуальної власності на нововведення.

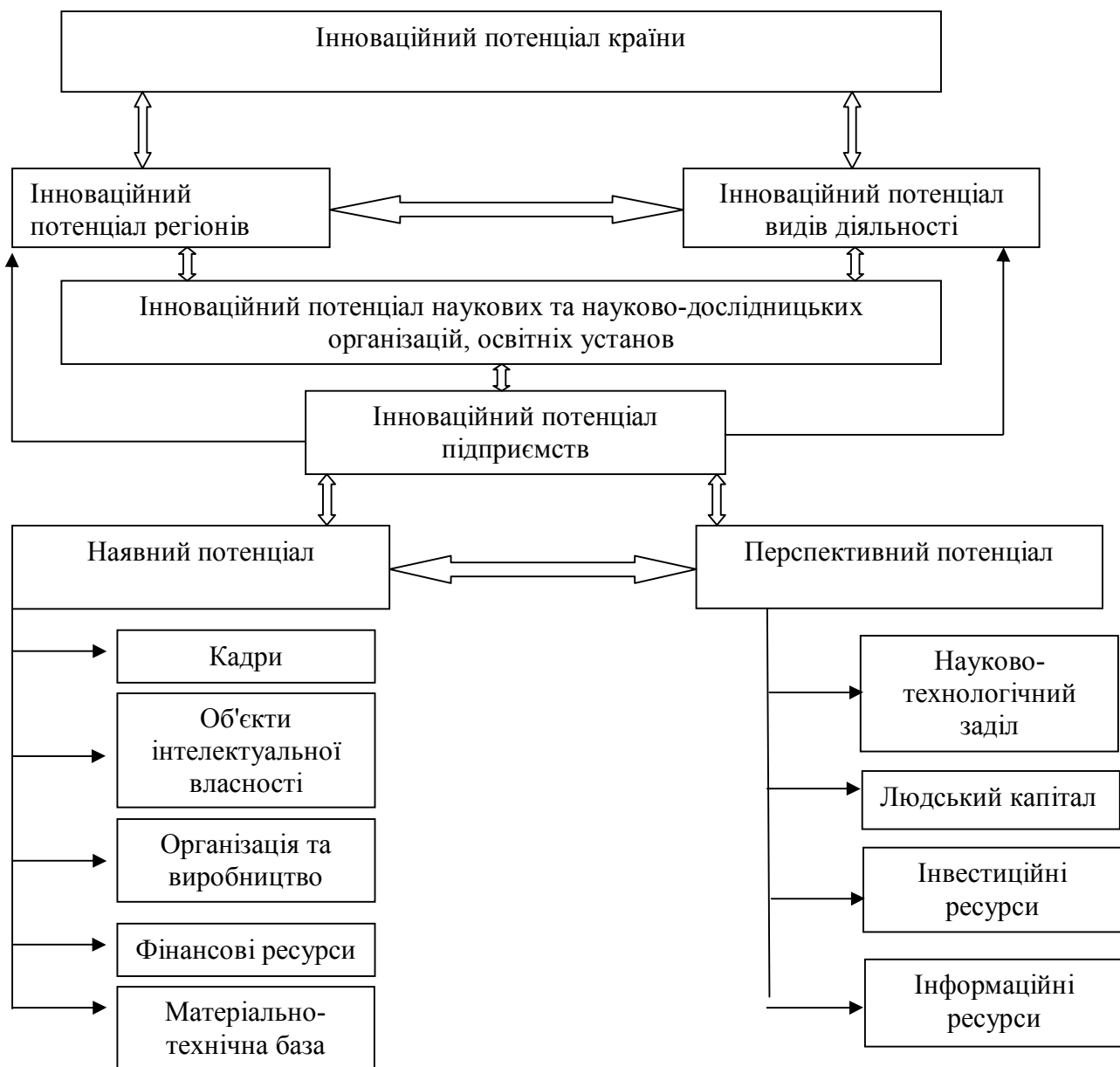


Рис. 2. Структура інноваційного потенціалу (інституціональний підхід до декомпозиції) (розробка автора)

Інноваційний потенціал, з точки зору окремих дослідників, включає в себе ті галузі економічного, науково-технологічного, виробничого та інших видів потенціалів, які пов'язані з інноваціями, у зв'язку з чим виступає як узагальнюючий результат інноваційно-інвестиційного розвитку господарських суб'єктів. За критерієм використання доцільно розрізняти абсолютний (сукупність наявних у розпорядженні ресурсів) і відносний (використання цих ресурсів в різних організаційних формах в умовах інституціональних обмежень) інноваційний потенціали [10]. Останній здатний забезпечити реалізацію накопичувальної, інформаційної та координуючої функцій розвитку. Компоненти інноваційного потенціалу представлені у таблиці 1.

Таблиця 1. Компоненти інноваційного потенціалу [1]

Показник	Розрахункова модель
<b>Фінансова складова</b>	
Частка внутрішніх витрат на НДДКР і придбання технологій у бюджеті (країни, регіону, підприємства)	$D_{\text{НДДКР}} = \frac{Z_{\text{нодкр}} + Z_{\text{техн.}}}{B_{\text{внтр.}}}$
Наукоємність продукції, що випускається, (країни, регіону, підприємства)	$H_{\text{прод.}} = \frac{Z_{\text{нодкр}}}{V_{\text{вир.}}}$
Частка витрат на придбання нематеріальних активів у бюджеті (країни, регіону, підприємства)	$D_{\text{нодкр}} = \frac{Z_{\text{НМА}}}{B_{\text{внтр.}}}$
Частка витрат на освіту у бюджеті (країни, регіону, підприємства)	$D_{\text{НДДКР}} = \frac{Z_{\text{НМА}}}{B_{\text{внтр.}}}$
<b>Кадрова складова</b>	
Частка зайнятих НДДКР у загальній чисельності зайнятих (країни, регіону, підприємства)	$D_{\text{зайнят.НДДКР}} = \frac{Ч_{\text{НДДКР}}}{ЧЗ}$
Частка фахівців з вищою професійною освітою у загальній чисельності зайнятих (країни, регіону, підприємства)	$D_{\text{зайнят.В.О.}} = \frac{Ч_{\text{ВПО}}}{Ч_{\text{НДДКР}}}$
<b>Матеріально-технічна складова</b>	
Частка основних фондів, зайнятих НДДКР у загальній структурі ОВФ (країни, регіону, підприємства)	$D_{\text{зайнят.НДДКР}} = \frac{Ч_{\text{НДДКР}}}{ЧЗ}$
Коефіцієнт оновлення ОВФ (країни, регіону, підприємства)	$K_{\text{ОВФонов}} = \frac{\text{ОВФ}_{\text{вводу}}}{\text{ОВФ}}$
<b>Ринкова складова</b>	
Частка інноваційної продукції у загальному обсязі продукції (країни, регіону, підприємства)	$D_{\text{іннов.прод.}} = \frac{V_{\text{іннов.}}}{V_{\text{вироб.}}}$
<b>Інформаційна складова</b>	
Частка витрат на інформаційне забезпечення інноваційної діяльності (країни, регіону, підприємства)	$D_{\text{інформ.}} = \frac{Z_{\text{інформ.}}}{Z_{\text{нодкр}}}$

На даний момент, за оцінками аналітиків, основними проблемами, що перешкоджають реалізації інноваційного потенціалу реального сектора України, є: недостатня концентрація ресурсів на пріоритетних напрямках; деградація і декваліфікація кадрового складу; відсутність інститутів підтримки та реалізації великих проектів; відсутність мотивації інноваційної діяльності підприємств.

Незадовільний стан перспектив стратегічного розвитку інноваційно-інвестиційної діяльності відображають також показники, які наведені у таблиці 2.

Таблиця 2. Показники інноваційно-інвестиційного процесу на вітчизняних промислових підприємствах [11]

Показник	Роки			
	2009	2010	2011	2012
Індекс в основний капітал у промисловості, %	94,7	67,6	90,5	130,9
Індекс в основний капітал у машинобудуванні, %	94,1	52,0	112,0	120,1
Індекс продукції машинобудування, %	100,3	55,1	136,1	117,2
Індекс виробництва верстатів, %	89,3	53,1	105,4	111,3
Випуск верстатів, шт	307	97	76	103
Освоєно виробництво інноваційної продукції у промисловості, од. у т.ч. нової техніки, од.	2446 758	2685 641	2408 663	3238 897
Доля інноваційно активних підприємств у промисловості, %	21,2	21,1	22,2	24,5
Доля власних коштів промислових підприємств у фінансуванні інноваційної діяльності, %	60,6	65,0	59,4	52,9
Витрати на внутрішні науково-дослідні роботи у загальному обсязі інноваційних витрат у промисловості, %	2,4	2,7	2,2	1,7
Рентабельність операційної діяльності промислових підприємств, %	4,9	1,8	3,6	4,8

Дані таблиці 2 свідчать про те, що інноваційна (тобто ризикова) діяльність підприємств фінансується за рахунок коштів підприємств, рост обсягів промислової (машинобудування у т.ч.) відбувається переважно за рахунок цінового фактору, ріст інвестицій у основний капітал залишається незадовільним і, як слідство, відбувається зниження рентабельності виробничої діяльності.

Реалізація українських технологічних заділів і переваг припускає розвиток авіакосмічної промисловості (морський старт для космічних апаратів, крупнотонажні пасажирські літаки, літальні апарати на сонячних батареях та ін.); ядерної енергетики (реактори на швидких нейтронах) і т.п.

У 2012 р. інноваційною діяльністю у промисловості займалися 1679 підприємства, або 16,2% від загальної кількості обстежених промислових підприємств, проти 1411 і 12,8% у 2009 р. [11]. З огляду на види економічної діяльності частка інноваційно-активних підприємств добувної промисловості становила 8,6%, переробної – 17,1%, з виробництва та розподілення електроенергії, газу та води – 13,2%. Значно більшою за середню в Україні була частка інноваційно-активних підприємств серед підприємств із виробництва коксу та продуктів нафтопереробки (34,9%), машинобудування (24,5%), хімічної та нафтохімічної промисловості (21,0%), металургійного виробництва та виробництва готових металевих виробів (15,2%) і серед підприємств із виробництва харчових продуктів, напоїв та тютюнових виробів (16,1%).

На технологічні інновації у 2012 р. 1327 підприємств витратили 14333,9 млн грн. Із загального обсягу витрат найбільше коштів витрачено на придбання машин, обладнання та програмне забезпечення – 10489,1 млн грн. На проведення внутрішніх науково-дослідних розробок – 833,3 млн грн., зовнішніх – 246,6 млн грн, придбання інших зовнішніх знань – 324,7 млн грн; загалом на навчання та підготовку персоналу для розробки та запровадження нових або значно вдосконалених продуктів та процесів, діяльність щодо ринкового запровадження інновацій та інші роботи, пов'язані зі створенням та впровадженням інновацій, – 2440,3 млн грн. (табл. 3).

Понад 70% інноваційно-активних підприємств здійснювали нововведення за рахунок власних коштів, обсяг яких склав 7585,5 млн грн. (52,9%) [11].

За оцінками вчених Інституту економіки та прогнозування НАНУ, у процесі реалізації інноваційного потенціалу української економіки можливі два сценарії.

1. Сценарій стабільного розвитку:

- забезпечення при мінімальних ризиках потреб бізнесів, що розвиваються, енергосировинного сектора і оборони;
- активізація робіт з обмеженого кола технологій, затребуваних паливно-енергетичним комплексом та Міністерством оборони;
- створення інноваційної системи, націленої на імпорт технологій. та їх адаптацію.

2. Сценарій зберігаючого лідерства:

Таблиця 3. Динаміка основних показників інноваційної діяльності промислових підприємств України

Роки	Кількість підприємств, що впроваджували інновації		Питома вага підприємств, що впроваджували інновації, до загальної кількості пром. підприємств		Кількість освоєних нових видів продукції		Кількість управлених нових видів технологічних процесів		З них маловідходних ресурсоощадних	
	од.	% до 1994 р.	%	до 1994 р.	найменше	% до 1991 р.	од.	% до 1991 р.	од.	% до 1991 р.
1991	-	-	-	-	13790	100	7303	100	1825	100
1992	-	-	-	-	16408	118,9	6495	88,8	1651	90,5
1993	-	-	-	-	15395	111,6	5085	69,6	1120	61,4
1994	2181	100,0	26,0	100,0	13163	95,4	3539	48,4	990	54,2
1995	2002	91,8	22,9	88,0	11472	83,2	2936	40,2	1044	57,2
1996	1729	79,3	19,3	74,2	9822	71,2	2138	29,3	688	37,7
1997	1655	75,9	17,0	65,4	10379	75,3	1905	26,1	600	32,9
1998	1503	68,9	15,1	58,0	10796	78,3	1348	18,5	467	25,6
1999	1376	63,1	13,5	51,9	12645	91,7	1203	16,5	423	23,2
2000	1491	68,4	14,8	56,9	15323	111,1	1403	19,2	430	23,6
2001	1503	68,9	14,3	55,0	19484	141,3	1421	19,4	469	25,7
2002	1506	69,1	14,6	56,1	22847	165,7	1142	15,6	430	23,6
2003	1120	51,4	11,5	44,2	7416	53,8	1482	20,3	606	33,2
2004	958	43,9	10,0	38,5	3977	28,8	1727	23,6	645	35,3
2005	810	37,1	8,2	31,5	3152	22,8	1808	24,7	610	37,8
2006	999	45,8	10,0	38,5	2408	17,5	1145	15,7	424	23,2
2007	1186	54,4	11,5	44,2	2526	18,3	1419	19,4	634	34,2
2008	1160	53,2	10,8	41,5	2446	17,7	1647	22,6	680	37,3
2009	1180	-	12,8	-	2685	-	1893	-	753	-
2010	1217	-	13,8	-	2408	-	2043	-	479	-
2011	1324	-	16,2	-	3238	-	2510	-	753	-

- створення сильної національної інноваційної системи; активне формування нових ринків високотехнологічних продуктів і послуг;
- здійснення проривних проектів, що забезпечують реалізацію технологічних заділів і створення нових ринків;
- запуск міжнародних проектів, інтегрованих українськими організаціями;
- створення інститутів НІС, що забезпечують роботу українського сектора високих технологій відповідно до потреб бізнесу.

При реалізації будь-якого сценарію необхідно враховувати стан підґрунтя, на якому відбувається інноваційна (ризикова) діяльність промислових підприємств.

Сьогодні майже третина коштів, які отримує НАНУ, яка сьогодні є основною складовою НІС, яка співпрацює з реальним сектором, спрямовується на фінансування наукових проектів. Вони обираються на конкурсних засадах і реалізуються у рамках цільових програм досліджень. Цільові програми визначаються з урахуванням світових тенденцій у науці. Вони є найбільш актуальними на сьогодні. НАНУ використовує систему цільових програм фундаментальних досліджень, за якою спочатку визначається обсяг фінансування програми, а потім проекти, що отримують кошти.

Цільові програми мають відповідати пріоритетним напрямам наукової діяльності НАНУ та бути узгодженими з відповідними установами промисловості. Що стосується фундаментальних досліджень, то вона має повну свободу у виборі тематики. Ці напрями були затверджені Верховною Радою, але термін дії документа вплив і парламент його не продовжив.

За результатами дослідження журналу R&D Magazine, отримані від близько сотні експертів з різних країн, нанотехнології є наразі одним з найважливіших напрямів розробок з точки зору розвитку Землі (табл. 4). Не менш вагомими фахівці назвали дослідження у галузі приладобудування і комп'ютерного моделювання процесів. Така сама корисна для майбутнього людства і альтернативна енергетика (сонячні джерела енергії, паливні елементи, відновлювальні джерела).

Таблиця 4. Найбільш корисні технології майбутнього для реального сектора економіки [10]

Галузь	Доля, %
Приладобудування	38
Нанотехнології	30
Стимулятори і моделювання процесів	29
«Розумні» матеріали	27
Автоматизація і робототехніка	25
Біотехнології	25
Екологічне виробництво	22
Бездротові комунікації	22
Сонячна енергія	18
Паливні елементи	15
Відновлювальні джерела енергії	14
Оптичні технології	14
Штучний інтелект	13
Телекомунікації	13
Мобільні обчислення	13
Розподільні сенсорні системи	10
Швидке біотестування	10
Органічна електроніка	11
Нанобіотехнології	11

Джерело: опитування R&D Magazine [Електронний ресурс].

Колись цільові гроші держава виділяла і на інноваційні проекти, роботи з яких завершуються новою продукцією. Вони переважно реалізуються у рамках технопарків. Але сьогодні академія змушена фінансувати ці проекти у межах коштів, що отримує на свої потреби, тому обсяги інвестицій у ноу-хау невеликі. У 2012 р. на інноваційні проекти було направлено 25-30 млн грн (табл. 5).

Сьогодні в Україні працюють вісім технопарків, які реалізували або здійснюють 120 інноваційних проектів для реального сектора економіки. Ставлення до них подекуди було діаметрально протилежним: одні вважали технопарки єдиним механізмом інноваційних процесів у державі, інші стверджували, що такі проекти – це лише прикриття для фінансових оборудок у 2010 р. Їх позбавили більшості пільг, але сьогодні вони, схоже, мають приводи для оптимізму.

Таблиця 5. Діяльність технопарків в Україні

Показник	2000-2004 рр.	2010-2013 рр.
Прийняття проектів технопарку	108	12
Реалізація продукції, млн грн	3866	8711
Обсяги імпорту, млн грн	891	660
Нараховано податків і мит, млн грн	637	776
Податкові пільги	386	103
Бюджетний баланс, млн грн	-135,5	570
Створено нових робочих місць, од.	2375	1178
Обсяг інвестицій, млн грн	449,5	76
Обсяг кредитів, млн грн	118	2244
Бюджетне фінансування, млн грн	0	51

Джерело: сайт МОНМС України [Електронний ресурс].

Основний камінь спотикання – державна підтримка технопарків. У світовій практиці справедливо вважається, що інноваційні проекти пов'язані з підвищеним ризиком, але разом з тим вони є найпотужнішими двигунами економіки. Крім того, інновації потребують значних фінансових витрат. Тому інноватори користуються підтримкою держави. Експерти навіть підраховали, що відомо близько 300 видів стимулювання інноваційної діяльності. Це можуть бути як прямі форми підтримки, скажімо, державні кредити, так і непрямі, приміром, податкові та митні пільги.

Українські технопарки від самого початку також отримали низку пільг. Зокрема, їх звільнили від податку на прибуток, ПДВ з продажу в Україні, ввізного мита, а також ПДВ з імпорту товарів. Завдяки такому сприятливому режиму з 2000 по 2004 рр. технопарки зареєстрували понад 100 проектів, за якими у визначений термін реалізували продукції більш ніж на 3,8 млрд грн.

Цей період можна було б назвати «золотим віком» технопарків. Хоча тоді також вистачало перешкод. Як показовий приклад варто згадати один із численних проектів Технопарку інституту електрозварювання (ІЕЗ) ім.С.О.Патона – високочастотне зварювання м'яких живих тканин людини. За цією методикою сьогодні успішно прооперовано кілька десятків тисяч людей. Американські фахівці назвали проект «проривом у ХХІ століття». Глазьев відніс проект до VI технологічної хвилі. Іншими словами, це означає, що розробка випереджає свій час, оскільки сьогодні людство проходить через V технологічну хвилю. Тим не менше проект не вдалося зареєструвати у рамках технопарку, аж поки його автори не отримали Державну премію України.

Проте 2005 р. умови для технопарків різко змінилися. За ініціативи Мінфіну України їх позбавили більшості пільг. Після тривалих дебатів у 2006 р. преференції поновили лише частково, при цьому не всі вони виконуються. Логічно, що технопарки втратили будь-який інтерес до нових розробок: у 2005-2006 рр. не було зареєстровано жодного проекту, а за три наступні роки – лише 12 (у 2000-2004 рр. їх було 108). Майже всі показники роботи технопарків за результатами другого періоду суттєво знизились (табл.1.6). Тому сьогодні їх учасники й прихильники здійснюють чергову спробу повернути пільги, подавши відповідний законопроект до Верховної Ради.

Технопарки сьогодні єдині, хто дійсно працює в інноваційній галузі, до того ж, інноваційність їх проектів оцінює спеціальна експертна комісія. Представники технопарків наводять статистику, яка свідчить на їх користь. Так, відрахування до бюджету за 10 років становили 924 млн грн, тоді як податкові пільги – лише 489 млн грн. Протягом десяти років на одну гривню державної підтримки українські технопарки випускали продукції на більш ніж 25 грн. Для порівняння, в Китаї вважають нормою таке співвідношення на рівні 1:6, а в Росії воно становить 1:10.

Перехід до інноваційно-інвестиційного типу економічного розвитку України можливий лише на базі реалізації конкурентних переваг в області високих технологій, транспорту, енергетики, аграрного потенціалу, модернізації та створення високотехнологічних виробництв, результатом яких є продукція зі значною доданою вартістю, отриманою за рахунок застосування досягнення науки, передових технологій і техніки (точка зору дисертанта). Реалізація моделі інноваційно-інвестиційного розвитку передбачає концентрацію ресурсів у ведучих секторах економіки країни, на пріоритетних інноваційних та інвестиційних проектах, на обмеженій кількості ключових промислових технологій, за якими Україна вже займає передові позиції або має реальні перспективи їх досягнення. Необхідно збільшити стратегічну присутність України на високотехнологічних ринках, отримавши значні додаткові ресурси на виконання завдань держави у галузі національної безпеки і соціально-економічного розвитку країни.

Відзначимо, що у всьому світі саме промисловість (при зростаючій значимості сфери послуг значення промисловості не знижується) є одним з ініціаторів, замовників та споживачів інновацій. Перш за все це стосується машинобудування, де найбільш дієвою мотивацією є конкуренція, що різко зросла за останні роки. За цих умов для збереження своєї частки на ринку підприємствам необхідно розв'язувати ряд проблем (підвищення якості, розширення продуктового ряду, вихід на ринок зі складною продукцією з новими споживчими властивостями і т.д.), що неможливо без здійснення інновацій. Іншим стимулом для підвищення інноваційної активності є підвищення ролі держави у сфері встановлення екологічних та енергозберігаючих стандартів.

Як відзначають експерти, у даний час у промислово розвинених країнах вже немає машинобудівних підприємств у традиційному сенсі. Тепер це розподілені світом центри досліджень та інжинірингу, а також багаторівнева мережа підприємств-партнерів (які належать або не належать головній компанії). Підприємства, що здійснюють постачання компонентів, зазвичай вузько спеціалізовані, але мають величезні обсяги випуску.

Підприємства українського машинобудування можуть здійснювати виробництво високотехнологічної продукції тільки для порівняно вузьких сегментів ринку. Тому частка України у світовому експорті машин, устаткування і транспортних засобів, а також іншої наукоємної цивільної продукції досить мала порівняно з її науково-технічним, кадровим, освітнім потенціалом.

Прикладів налагодження випуску конкурентоспроможної продукції вітчизняних машинобудівників мало. Але вони є. Так, концерн «Крюківський вагонобудівний завод» освоїв випуск сучасних пасажирських вагонів, з яких укомплектовано швидкісні експреси «Харків-Київ» і «Дніпропетровськ-Київ». Холдингова компанія «Луганськтепловоз» продовжує виготовляти сучасні вагони дизель-потягів. Позитивно, що частка комплектуючих закордонного виробництва становить менш ніж 25% від загальної вартості вагонів, а для робіт зі створення дизель- та електропотягів приміського сполучення залучено майже 50 вітчизняних організацій та підприємств. Дніпропетровським НВО електровозобудування розроблено та освоєно виробництво магістральних вантажопасажирських електровозів постійного струму, проходить іспити універсальний електровоз змінного струму. Ця продукція відповідає міжнародним стандартам ISO-9000.

На краще змінюється ситуація з виробництва продукції основної номенклатури важкого машинобудування, зокрема доменного, сталеплавильного і прокатного обладнання, гірничих і прохідницьких комбайнів, насосів, компресорів.

ВАТ «Сумське НВО ім. Фрунзе» – одне з найбільших у галузі. Впродовж останніх років тут проведена значна реконструкція діючого виробництва, введені нові виробничі потужності. Підприємство оснащує вітчизняну нафтогазову промисловість сучасним високоефективним обладнанням, здійснює постачання окремих комплексних виробництв з використанням повного циклу пошукових, геологорозвідувальних, проектних, монтажних та пусконаладжувальних робіт «під ключ», розробляє для АПК автоматизовані зернохосвища, міні-заводи для потреб харчової промисловості тощо. Обсяги експорту становлять 75%.

Згідно з Державною програмою розвитку промисловості на 2003-2011 рр. метою реформування системи управління промисловістю було передусім удосконалення механізмів ринкової самоорганізації та створення повнофункціональної ієрархічної системи, спроможної забезпечувати ефективне державне регулювання її розвитку на всіх етапах інноваційно-інвестиційного циклу в умовах ринкових відносин. Перехід на інноваційно-інвестиційний шлях розвитку забезпечується інституційними перетвореннями промислового комплексу. Відповідно до основних напрямів таких перетворень у машинобудуванні передбачається сконцентрувати зусилля



на розвиткові виробництва авіаційної та ракетно-космічної техніки, приладобудування, суднобудування, автомобілебудування, виробництва новітнього рухомого складу та іншого обладнання для залізничного транспорту, міських автобусів великої та особливо великої місткості, дорожньо-будівельної техніки, комунального машинобудування, енергетичних агрегатів – паливних елементів та техніки на їх основі, верстато-інструментального, енергетичного і сільськогосподарського машинобудування, окремих виробництв електронної техніки та засобів зв'язку, освоєнні новітніх технологій і виробництва озброєння та військової техніки, техніки і технології для агропромислового комплексу. Виконання цих завдань здійснюється через систему галузевих програм розвитку, оптимізацію яких передбачено заходами програми.

Остання передбачає також підтримку галузевих пріоритетів за етапами реалізації відповідно до засад Концепції державної промислової політики, в якій мають місце конкретні стратегічні напрями розвитку промислового комплексу країни. Пріоритетними напрямками розвитку машинобудування визначено такі:

- створення систем, машин і обладнання нового покоління для агропромислового комплексу, енергетики, транспорту і житлово-комунального господарства;
- створення конкурентоспроможної елементної бази та комплектуючих виробів для приладобудування, засобів зв'язку і телекомунікацій, різке збільшення обсягів виробництва складної побутової техніки;
- збільшення обсягів випуску інноваційного обладнання для енергетичної, легкої, харчопереробної та медико-біологічної галузей;
- збільшення обсягів виробництва експортної та імпортозамінної продукції;
- виробництво для державного замовлення та експорту зброї та військової техніки.

Але при цьому треба забезпечувати інвестиційну підтримку цих заходів. Протягом останніх двадцяти років досить нестабільними були обсяги інвестування вітчизняного машинобудування – основної галузі, яка традиційно характеризується найбільшими обсягами впровадження та випуску інновацій.

Рівень інвестиційної активності у машинобудуванні знижується у 2005 р. (індекс інвестицій досяг значення 86,2 %) та у 2008 р. (індекс інвестицій досяг значення 94,1 %), натомість стрімко збільшувався у 2003, 2010 та 2012 рр. Зазначене свідчить про нестабільність інвестиційного забезпечення машинобудування, відсутність стійких мотивацій інвесторів до здійснення вкладень у модернізаційні проекти.

**Висновки.** Визначення ефективності використання виробничого потенціалу є важливою проблемою, що має як теоретичне, так і практичне значення, вирішення якої доцільно здійснювати з урахуванням ресурсної парадигми, яка передбачає необхідність оцінювання всіх видів економічних ресурсів: фінансових, матеріальних, людських, інформаційних (включаючи іміджеві), з розподілом їхнього впливу на внутрішнє і зовнішнє середовища, що вимагає виділення таких видів ефективності, як внутрішня і зовнішня. Таким чином, серйозні зусилля держави щодо створення стимулів до інноваційно-інвестиційного розвитку промисловості поки не приводять до позитивних результатів. Однією з найважливіших причин цього є відсутність комплексності у питаннях інноваційно-інвестиційної політики. Зокрема, у стратегічних документах державного рівня, що визначають засади інноваційно-інвестиційного розвитку не акцентовано увагу питанням щодо активізації інноваційного підприємництва та його фінансового забезпечення.

1. Ілляшенко С. М. Управління інноваційним розвитком: проблеми, концепції, методи / Ілляшенко С. М. — Суми : ВТД "Університетська книга", 2003. — 504 с.
2. Стратегічне управління інноваційною діяльністю як основа економічної безпеки національної економіки : монографія / [М.В. Гаман, О.І. Дачій, М.Х. Корецький та ін.]. — Донецьк : ТОВ «Юго-Восток», 2008. — 281 с.
3. Поддєрьогін А. М. Інновації та їх фінансове забезпечення в харчовій промисловості України / А. М. Поддєрьогін, А. В. Корнилюк // Фінанси України. — 2009. — № 11. — С. 95.
4. Федулова Л. І. Інноваційний розвиток промисловості України : тенденції та закономірності / Л. І. Федулова // Актуальні проблеми економіки. — 2007. — №3. — С. 82-97.
5. Інноваційний розвиток економіки та напрями його прискорення / [за ред. В. П. Александрової]. —К.: Ін-т екон. прогнозування НАН України, 2002. — 236 с.
6. Левицька І. В. Проблеми інтенсифікації відтворювальних процесів на підприємствах харчової промисловості / І. В. Левицька // Економіка харчової промисловості. — 2010. — №3. — С. 14-17.
7. Борщ Л. М. Інновації і інвестиції в реальному секторі економіки: перспективи розвитку / Л. М. Борщ // Економіка ринкових відносин. — 2008. — № 22. — С. 44 – 52.
8. Бондаренко О. Сучасні напрями відтворення основних засобів/ О. Бондаренко// Економіка: проблеми теорії та практики. — 2005, вип. 15. — С. 120-127.

9. Чухрай Н. Формування інноваційного потенціалу підприємства: маркетингове та логістичне забезпечення: моногр. / Н. Чухрай. – Л.: Вид-во НУ «Львівська політехніка», 2002. – 316 с.
10. Городецька Т. Б. Організаційні напрями збалансованого розвитку інноваційно-інвестиційної діяльності на промисловому виробництві: монографія / Т. Б. Городецька. – Донецьк: Вид-во «Ноулідж» (Донецьке відділення), 2013. – 94 с.
11. Статистичний щорічник України за 2011 рік. – К.: ТОВ «Август Трейд». – 2012. – 599 с.

Стаття надійшла до редакції 08.10.2014.

УДК 621.631

**І. В. Грицюк***Луцький національний технічний університет***УДОСКОНАЛЕННЯ АЛГОРИТМУ РОБОТИ РЕГУЛЯТОРА  
КОНДЕНСАТОРНИХ УСТАНОВОК**

*Вдосконалено метод коригування уставок регуляторів в процесі керування компенсувальними установками шляхом виключення ітераційної процедури з відомої моделі, з метою забезпечення адекватності та швидкодії регулятора в реальних умовах роботи електричної мережі.*

*Рис. 2. Форм. 7. Літ. 9.***И. В. Грицюк****СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ АЛГОРИТМА РАБОТЫ РЕГУЛЯТОРА  
КОНДЕНСАТОРНЫХ УСТАНОВОК**

*Усовершенствован метод корректировки уставок регуляторов в процессе управления компенсирующими установками путем исключения итерационной процедуры известной модели, с целью обеспечения адекватности и быстродействия регулятора в реальных условиях работы электрической сети.*

**I. V. Hritsyuk****IMPROVING THE ALGORITHM OF THE CONTROL CAPACITOR UNITS**

*An improved method for adjusting the settings of regulators in the management of compensating installations by eliminating the iterative procedure known model, in order to ensure the adequacy and performance of the controller in real conditions of the electrical network.*

**Постановка проблеми.** Оптимальне керування компенсувальними установками (КУ) є частиною комплексного вирішення завдання компенсації реактивної потужності (КРП) в електричних мережах підсистеми чи підприємства. Задачею оптимального регулятора є покращення певного параметру (параметрів) режиму електричної мережі в процесі керування КУ (підвищення  $\cos \varphi$ , мінімізація перетоків реактивної потужності, мінімізація втрат активної потужності, стабілізація напруги і т.п.). Вирішення даної задачі здійснюється на проектному етапі шляхом побудови чітких математичних моделей з врахуванням максимальної кількості факторів, що можуть впливати на процес керування КУ.

Функціонування електричних мереж в реальних умовах характеризується певною динамікою, яка пов'язана зі зміною режимів електроспоживання, а також зміною конфігурації самих мереж. Необхідно враховувати також стан КУ. Таким чином, постає завдання коригування уставок регуляторів в процесі керування КУ для того, щоб їх дія була адекватною та своєчасною.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Аналіз ряду праць, які стосуються даної проблеми [1-8], продемонстрував, що уставки для систем і пристроїв автоматичного керування КУ визначаються заздалегідь для режиму найбільших активних навантажень енергопостачальної компанії (на етапі проектування КРП). Вибір в ролі розрахункового – режиму найбільших навантажень забезпечує виконання умови оптимальності недокомпенсованого (залишкового) поточкорозподілу реактивної потужності серед вузлів мереж підсистеми чи підприємства

$$Q_{\phi,i,j}(\Delta t) = Q_{e,i,j}, \quad (1)$$

де  $Q_{\phi,i,j}(\Delta t)$  – фактичне значення реактивної потужності тривалістю  $\Delta t$ , що споживається в  $i$ -му вузлі в період  $j$ -го добового режиму (зони пікових, позапікових і мінімальних навантажень), МВАр;  $Q_{e,i,j}$  – оптимальна уставка, визначена за критерієм мінімальних втрат для  $i$ -го вузла  $j$ -го добового режиму, МВАр.

Після розрахунку уставки вводять в пристрій чи систему в якості початкових. Проте в процесі проектування та експлуатації можуть виникати різні нестандартні ситуації, які потрібно враховувати при розрахунку уставок. Так, ще на стадії проектування може виявитись, що в деяких вузлах встановлення КУ з різних причин неможливе (недопоставка засобів КРП або обмежені фінансові ресурси для їх придбання, поетапне впровадження КУ, вимоги техніки безпеки і т. ін.).

В процесі керування можливі такі ситуації:

- вихід з ладу засобів компенсації (силових конденсаторів, приладів обліку, комутаційної апаратури і т. ін.);
- аварійна зупинка окремих технологічних агрегатів, процесів, операцій і т. ін.;

- виведення в ремонт технологічного обладнання;
- виведення в ремонт засобів компенсації.

У разі настання нестандартних ситуацій порушується умова оптимальності поточкорозподілу (1), що вимагає коригування початкових уставок.

В [9] описані спосіб і система керування батареями конденсаторів (БК) шляхом контролю оптимальності поточкорозподілу реактивної потужності у вузлах мережі.

Наявність в описаному способі ітераційного процесу вимагає відповідного часу на виконання розрахунків. У разі розв'язання балансової задачі з оптимізації розміщення БК це не може вважатись недоліком. Навпаки, застосування ітераційної процедури для коригування балансової задачі дозволяє уникнути зміни розрахункової схеми і вхідної потужності на ввіді підприємства. В системах керування, які працюють в масштабі реального часу, бажано уникнути ітераційного обчислювального процесу.

**Формулювання цілей статті.** Метою роботи є вдосконалення методу коригування оптимізаційної задачі в процесі керування, шляхом виключення ітераційної процедури.

**Виклад основного матеріалу дослідження.** Метод ґрунтується на відповідному формулюванні цільової функції, в якій виділяються вузли, де передбачається встановлення БК і вузли, в яких їх встановлення неможливе з різних причин. Передбачено також, що в процесі керування кількість вузлів, в яких неможливе встановлення БК, може умовно збільшуватись за рахунок виходу БК з ладу або виводу їх в ремонт, в період нестабільних або малоймовірних режимів електроспоживання (коли всі секції вимкнені чи увімкнені). Зрозуміло, що це збільшення має тимчасовий характер. Після ремонту БК чи повернення нормальних режимів електроспоживання кількість вузлів відновлюється.

Математична модель визначення і коригування оптимальних уставок у вузлах записується так:

$$\begin{cases} \Delta P = \frac{10^{-3}}{U_n^2} \left( \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m (Q_{\phi,i,j}(\Delta t) - Q_{\kappa,i,j})^2 \cdot r_{e,i} + \sum_{\mu=1}^p \sum_{j=1}^m (Q_{\phi,\mu,j}(\Delta t))^2 \cdot r_{e,\mu} \right) \rightarrow \min, \\ Q_{e,j} = \left( \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m (Q_{\phi,i,j}(\Delta t)) + \sum_{\mu=1}^p \sum_{j=1}^m (Q_{\phi,\mu,j}(\Delta t)) - \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m (Q_{\kappa,i,j}) \right), \\ Q_{\kappa,i,j} \geq 0 \text{ або } Q_{e,i,j} \leq Q_{\phi,i,j}, \end{cases} \quad (2)$$

де  $\Delta P$  – сумарні втрати активної потужності в мережах підприємства (підсистеми), кВт;  $Q_{\phi,i,j}(\Delta t)$  – фактична реактивна потужність, яка споживається в  $i$ -му вузлі в  $j$ -му добовому режимі ( $i = 1, 2, \dots, n$ ,  $n$  – кількість вузлів, в яких встановлені БК);  $Q_{\kappa,i,j}$  – потужність секції БК, яку необхідно увімкнути в  $i$ -му вузлі в  $j$ -му режимі;  $r_{e,i}$  – еквівалентний активний опір відхідної від вузла розподілу  $i$ -ї по якій в  $i$ -й вузол мережі передається потужність, Ом;  $Q_{\phi,\mu,j}(\Delta t)$  – фактична реактивна потужність, яка споживається в  $\mu$ -му вузлі в  $j$ -му добовому режимі ( $\mu = 1, 2, \dots, p$ ,  $p$  – кількість вузлів, в яких не встановлені БК);  $m$  – кількість характерних добових режимів електроспоживання;  $Q_{e,j}$  – вхідна реактивна потужність підприємства для  $j$ -го режиму активних навантажень енергосистеми.

Для розв'язання математичної моделі (2) використано метод неозначених множників Лагранжа.

Функція Лагранжа:

$$\begin{aligned} \Delta P = \frac{10^{-3}}{U_n^2} \left[ \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m (Q_{\phi,i,j}(\Delta t) - Q_{\kappa,i,j})^2 \cdot r_{e,i} + \sum_{\mu=1}^p \sum_{j=1}^m (Q_{\phi,\mu,j}(\Delta t))^2 \cdot r_{e,\mu} \right] + \\ + \lambda \left[ -Q_{e,j} + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m (Q_{\phi,i,j}(\Delta t)) + \sum_{\mu=1}^p \sum_{j=1}^m (Q_{\phi,\mu,j}(\Delta t)) - \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m (Q_{\kappa,i,j}) \right]. \end{aligned} \quad (3)$$

Із умов  $\frac{\partial \Delta P}{\partial Q_{\kappa.i.j}} = 0$  і  $\frac{\partial \Delta P}{\partial \lambda} = 0$  отримаємо формули для визначення потужності секції БК, яку

необхідно увімкнути в  $i$ -му вузлі в  $j$ -му режимі:

$$Q_{\kappa.i.j} = Q_{\phi.i.j}(\Delta t) - \frac{\lambda_j U_n^2}{2 \cdot 10^{-3} r_{e.i}}; \tag{4}$$

оптимальної уставки на ввіді  $i$ -го вузла в  $j$ -му режимі (із виразу (4))

$$Q_{e.i.j} = \frac{\lambda_j U_n^2}{2 \cdot 10^{-3} r_{e.i}}; \tag{5}$$

та балансової умови

$$-Q_{e.j} + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m (Q_{\phi.i.j}(\Delta t)) + \sum_{\mu=1}^p \sum_{j=1}^m (Q_{\phi.\mu.j}(\Delta t)) - \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m (Q_{\kappa.i.j}) = 0. \tag{6}$$

Просумувавши зліва і справа вираз (5) і, взявши до уваги рівняння (6), визначимо величину коефіцієнта  $\lambda$  для  $j$ -го режиму:

$$\lambda_j = \frac{Q_{e.j} - \sum_{\mu=1}^p \sum_{j=1}^m (Q_{\phi.\mu.j}(\Delta t))}{\frac{U_n^2}{2 \cdot 10^{-3}} \sum_{i=1}^n \frac{1}{r_{e.i}}}. \tag{7}$$

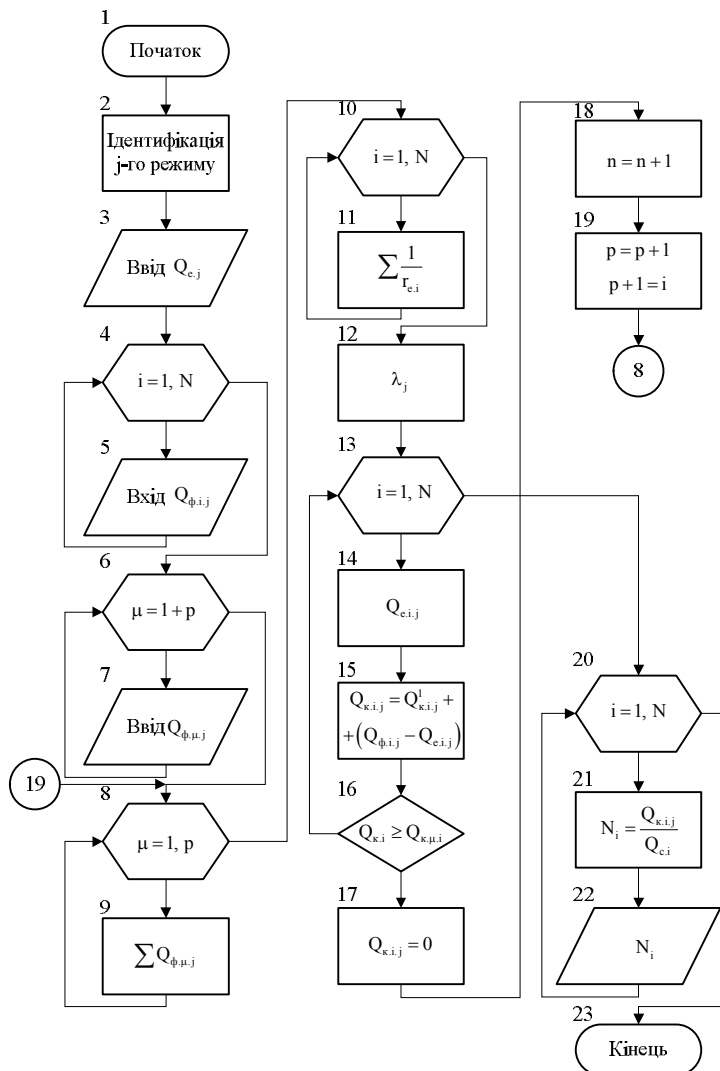
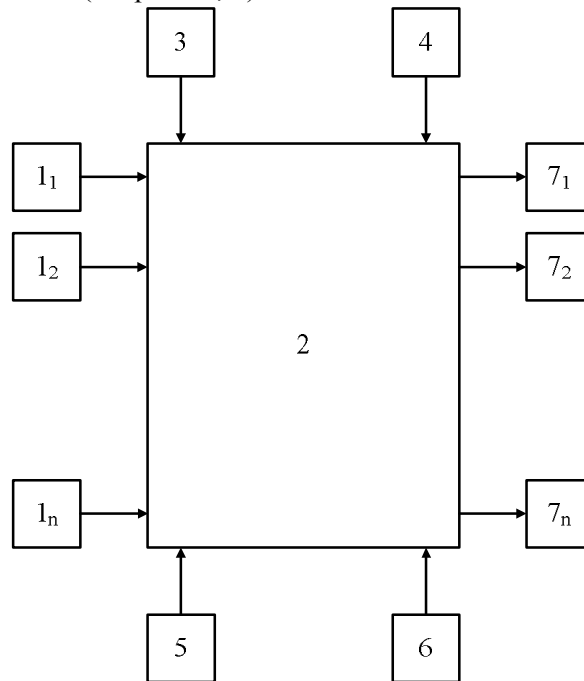


Рис. 1. Блок-схема алгоритму керування БК за умовою  $Q_{\phi.i.j}(\Delta t) = Q_{e.i.j}$  з виділенням вузлів із встановленням і без встановлення БК та можливої їх зміни в процесі керування

У разі настання нестабільних режимів електроспоживання в одному чи в декількох вузлах, коли фактичне споживання реактивної потужності  $Q_{\phi,i,j}(\Delta t)$  виявляється меншим від уставки  $Q_{e,i,j}$  при всіх вимкнених секціях БК ( $Q_{\kappa,i,j} < 0$ ), в цих вузлах приймають  $Q_{\kappa,i,j} = 0$ , додаючи їх до числа  $p$ , і виконують перерахунок уставок вхідної реактивної потужності та потужності секції БК, які необхідно увімкнути або вимкнути в решті вузлах за формулами (4-7) з врахуванням умов, що змінилися. У разі відновлення нормального режиму електроспоживання в названих вище вузлах при черговому циклі керування здійснюється повернення до початкових уставок, які відповідають нормальному режиму електроспоживання в усіх вузлах.

Керування БК і коригування уставок здійснюється за алгоритмом, блок-схему якого надано на рис. 1. На початку кожного циклу керування обчислювальний пристрій 2, використовуючи системний годинник, здійснює ідентифікацію характерного добового режиму, і, використовуючи інформацію із задаючого блоку 3, вводить відповідні величини  $Q_{e,i}$  (операція 3). За допомогою операцій 4...7, використовуючи датчики реактивної потужності  $1_1...1_n$  (рис. 2), задаючий блок 5 (операції 4, 5) і задаючий блок 6 (операції 6, 7), виконують введення фактичних значень реактивної потужності в кожному вузлі і визначають їх сумарне значення ( $\sum_{\mu=1}^p \sum_{j=1}^m (Q_{\phi,\mu,j}(\Delta t))$ ) для вузлів, в яких не встановлені БК (операції 8, 9).



**Рис. 2. Структурна блок-схема оптимального керування БК на основі мікро- та міні-ЕОМ за умовою  $Q_{\phi,i,j}(\Delta t) = Q_{c,i,j}$  з виділенням вузлів із встановленням або без встановлення БК та можливої зміни їх кількості в процесі керування:  $1_1...1_n$  – датчик реактивної потужності; 2 – обчислювальний пристрій; 3 – датчик вхідної реактивної потужності на ввіді вузла; 4 – блок задавання вхідних активних опорів відхідних від головної понижувальної підстанції чи центрального розподільного пункту ліній; 5 – блок задавання номерів вузлів, в яких встановлені БК, і кількість секцій в кожній БК та їх потужність; 6 – блок задавання вузлів, в яких відсутні БК;  $7_1...7_n$  – виконавчі органи**

Далі, використовуючи інформацію задаючих блоків 4 і 5, визначають еквівалентний опір мережі ( $\sum_{i=1}^n \frac{1}{r_{e,i}}$ ) для вузлів, в яких установлені БК (операції 10, 11). Далі обчислювальний пристрій 2 за формулою (7) визначає величину  $\lambda_j$  (операція 12), значення  $Q_{e,i,j}$  для вузлів в яких установлені БК (операції 13, 14) і потужності БК (операція 15), де  $Q_{\kappa,i,j}$  – потужність БК в попередньому циклі керування, за умови виконання обмеження (2) (операція 16). При невиконанні

обмеження (2) в одному чи декількох вузлах приймають для цих вузлів  $Q_{k.i.j} = 0$  і додають їх до числа  $p$ . Далі виконують перерахунок уставок. Коли будуть переглянуті всі вузли, визначається кількість секцій БК, які повинні бути ввімкнені в  $i$ -му вузлі (операції 20, 21), де  $Q_{c.i}$  – потужність одної секції БК в  $i$ -му вузлі. Після цього виконується виведення  $N_i$  на виконавчі пристрої (операція 22). На цьому цикл завершується.

#### Висновки.

- запропоновано метод і алгоритм визначення скоригованих уставок і повернення до початкових при відновленні нормального режиму споживання і генерації реактивної потужності;
- запропоновано удосконалений спосіб і технічний засіб, що його реалізує (рис.2), які дозволяють керувати компенсувальними установками за критерієм мінімальних втрат і в процесі керування коригувати початкові уставки при зміні режиму споживання реактивної потужності і кількості КУ.

1. Маркушевич Н. С. Автоматизированная система диспетчерского управления. Из опыта Латвийской энергосистемы / Н. С. Маркушевич – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 136 с.
2. Ильяшов В. П. Автоматическое регулирование мощности КУ / В. П. Ильяшов – М.: Энергия, 1977. – 105 с.
3. Красник В. В. Автоматические устройства по компенсации реактивных нагрузок в электрических сетях предприятий / В. В. Красник – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 112 с.
4. Баркан Я. Д. Автоматическое управление режимом батарей конденсаторов / Я. Д. Баркан – М.: Энергия, 1978. – 112 с.
5. Пивоваров В. И. Автоматический регулятор мощности конденсаторных батарей / В. И. Пивоваров // Промышленная энергетика. – 1982. – № 7. – С. 59–60.
6. Соскин Э. Я. Автоматизация управления промышленным электроснабжением / Э. Я. Соскин, Э. А. Киряева. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 383 с. – ISBN 5-283-01010-4.
7. Устройство автоматическое АРКОН-1. Техническое описание и инструкция по эксплуатации. – Рига: Рижский опытный завод „Энергоавтоматика”, 1977. – 46 с.
8. Железко Ю. С. Новый серийный регулятор мощности конденсаторных установок / Ю. С. Железко, И. А. Попов, В. Б. Бессмертнов // Промышленная энергетика. 1985. – № 4. – С. 44-47.
9. Рогальський Б. С. Компенсація реактивної потужності. Методи розрахунку, способи та технічні засоби управління. Навчальний посібник / Б. С. Рогальський. – Вінниця: Універсум, 2006. – 236 с. – ISBN 966-641-181-4.

Стаття надійшла до редакції 19.09.2014.

УДК 539.3

О. В. Гуда

Луцький національний технічний університет

## РІВНЯННЯ ЗГИНУ ПЛАСТИН, ПОШКОДЖЕНИХ ГОРИЗОНТАЛЬНИМИ ТРІЩИНАМИ

У даній роботі розглядається згин круглої транстропної (трансверсально-ізотропної) пластини, послабленої внутрішньою дископодібною тріщиною в площині, паралельній до серединної поверхні. Отримані зручні для інженерного використання аналітичні залежності для обчислення напружень та переміщень у ізотропних і трансверсально-ізотропних пластинах, пошкоджених горизонтальною тріщиною.

**Ключові слова:** ізотропні та транстропні пластини, поперечний зсув, поперечне обтиснення, згинальні моменти, поперечні сили, прогин, напруження, тріщина.

Форм. 15. Табл. 2. Рис. 2. Літ. 14.

О. В. Гуда

## УРАВНЕНИЯ ИЗГИБА ПЛАСТИН, ПОВРЕЖДЕННЫХ ГОРИЗОНТАЛЬНЫМИ ТРЕЩИНАМИ

В данной работе рассмотрен изгиб круглой транстропной плиты, ослабленной внутренней дископодобной трещиной в плоскости, параллельной к срединной поверхности. Получены удобные для инженерного использования аналитические зависимости для вычислений напряжений и перемещений в изотропных и транстропных пластинах, поврежденных горизонтальной трещиной.

**Ключевые слова:** изотропные и транстропные пластини, поперечный сдвиг, поперечное обжатие, сгибальные моменты, поперечные силы, изгиб, напряжение, трещина.

O. V. Guda

## THE EQUATIONS OF THE BEND OF PLATES, WHICH ARE DAMAGED BY HORIZONTAL CRACKS

In this work the bend of round transtropic plate, which is weakened by the internal diskoid crack in an area, which is parallel to the median surface, is examined. For engineering use the convenient analytical dependences for calculation of stresses and displacements in isotropic plates, which are damaged by horizontal crack, were obtained. For calculation the non-classical model of the bend of transtropic plates was used. With sufficient practical accuracy, these results allow us to predict the strength and the rigidity of plates by geometric parameters of cracks in the plate, and also by various physical characteristics of the material and its transverse anisotropy.

**Keywords:** isotropic and transtropic plates, transverse shear, transverse compression, bending moments, transverse forces, deflection, stress, crack.

**Постановка проблеми.** Проблема розрахунку та оцінка залишкової міцності конструкцій, пошкоджених тріщинами, є особливо актуальною для випадків композитних матеріалів, що мають схильність до розшарувань у суцільному середовищі, між шарами, або в околі армувальних елементів. Тому проблема розрахунку такого елемента залишається актуальною.

**Аналіз останніх досліджень та публікацій.** У даній роботі розглядається згин круглої транстропної (трансверсально-ізотропної) пластини, послабленої внутрішньою дископодібною тріщиною в площині, паралельній до серединної поверхні. Подібні задачі згину, стійкості та коливальних у постановці класичної теорії згину тонких пластин із тріщинами, розглянуті в роботах В.Ц. Гнуні та Т.А. Єгіазаряна [1-3]. Деякий аналіз цієї проблеми наведено в монографіях М.В.Марчука, М.М.Хом'яка [5], С.В.Серенсена, Г.П.Зайцева [7], Г.П.Черепанова [9] та ін. [6,8]. У даній роботі розв'язана задача осеметричного згину плити з внутрішньою тріщиною на основі рівнянь уточненої теорії згину плит середньої товщини [10].

**Метою дослідження** є побудова рівнянь розрахунку пластин, пошкоджених тріщинами, що враховують як ефекти поперечного зсуву, так і деформацію поперечного обтиснення; дослідження впливу поперечної анізотропії та довжини тріщини на величини напружень та переміщень у пластині.

**Основні результати дослідження.** Нехай кругла пластина, радіусом  $R$  із товщиною  $2h$ , навантажена розподіленим по поверхні  $z = -h$  тиском  $q$  (рис. 1). На віддалі  $h_0 \in [0; h]$  від нижньої поверхні пластина має дископодібну тріщину радіуса  $l \in [0, R]$ , що знаходиться паралельно до серединної поверхні.



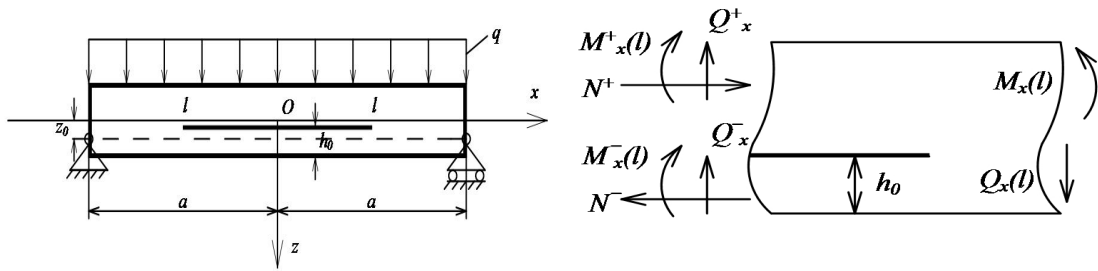


Рис. 1. Схема навантаження круглої плити

Для розв'язання поставленої задачі частково скористаємося методикою [3], яку можна було б умовно назвати «пакетною», за якою плита формально розбивається на дві області із різними жорсткостями на згин:

– область, де виникла тріщина, циліндричну жорсткість якої можна подати як алгебраїчну суму жорсткостей «пакету» верхнього і нижнього елементів пластини у вигляді:

$$D_1 = D_1^- + D_1^+ = \delta D, \quad (\delta = 1 - 3\beta + 3\beta^2, \quad \beta = h_0/2h). \quad (1)$$

Тут  $D_1^+ = \tilde{E}(2h - h_0)^3/12 = (1 - \beta)^3 D$  – жорсткість частини пластини над тріщиною;  $D_1^- = \beta^3 D$  – жорсткість частини пластини під тріщиною;  $h_0$  – відстань від нижньої поверхні пластини до поверхні тріщини;  $\tilde{E} = E/(1 - \nu^2)$ ;  $E$  – модуль пружності;  $\nu$  – коефіцієнт Пуассона;

– область, де немає тріщини, а циліндрична жорсткість суцільної пластини дорівнює  $D_2 = D = 2\tilde{E}h^3/3$ .

Розв'язки диференціальних рівнянь згину пластини за такою методикою «зшиваються» умовами по лінії розділу цих областей. При цьому необхідно підкреслити, що згадана методика авторами [3] застосовувалася у тих випадках, коли теорія пластин не враховувала поперечного обтіснення, тобто вертикальні переміщення не залежали від поперечної координати  $z$ . Така методика залишає відкритим питання визначення напружень у кожній окремій пластині, що входить до пакету. Тобто, неможливо визначити реальні нормальні напруження  $\sigma_r$ , котрі виникатимуть у циліндричних перерізах пластин над і під тріщиною. Тому, надалі буде використана більш досконала методика, що дозволяє детальніше дослідити напружено-деформований стан та задовольняти граничні умови для кожної з частин плити, що утворилися, як по її циліндричній поверхні за лінією розділу областей, так і на лицьових поверхнях частин плити, включно із поверхнями над і під тріщиною. При розв'язуванні поставленої задачі будуть використані розрахункові рівняння неklasичної моделі згину пластин середньої товщини [11], [12] та, зокрема, формули для вертикального переміщення  $W(r, z)$  і нормальних напружень  $\sigma_z$  у суцільній плиті та контактних напружень  $\sigma_z$  на поверхнях тріщини.

Рівняння згину плити розподіленим навантаженням у циліндричній системі координат за такою моделлю мають вигляд [12]:

$$D_i \Delta^2 w_i = q_{i2} - \varepsilon_1 h_i^2 \Delta^2 q_{i2} - \varepsilon_2 h_i^4 \Delta^2 q_{i2}, \quad (2)$$

$$K_i' \Delta w_\tau^{(i)} = -q_{i2}; \quad \Delta u_i - \frac{u_i}{r^2} = -\frac{A'}{\tilde{E}} \frac{dq_{i1}}{dr},$$

$$\text{де } D_i = \begin{cases} D_1 & r \in (0; l) \\ D_2 & r \in (l; R) \end{cases}, \quad i = 1 \text{ для } r \in [0; l); i = 2 \text{ для } r \in (l; R].$$

Величина нормального контактного тиску  $p$  (або напруження  $\sigma_z(h - h_0)$ ) в області тріщини знайдено у межах гіпотез теорії тонких пластин Кірхгофа – Лява та теорій типу Тимошенка, згідно яких вертикальні переміщення  $w$  (разом із їх похідними) не залежать від поперечної координати  $z$ :

$$p = \frac{qD_1^-}{D_1^+ + D_1^-} = q\beta^3 / \delta, \quad (3)$$

де  $\delta = 1 - 3\beta + 3\beta^2$ .

Звідси, нормальне контактне напруження, що діє на внутрішніх поверхнях частин плити в області тріщини, записується через контактний тиск у вигляді:

$$\sigma_z(h-h_0) = -p = -q\beta^3 / \delta. \quad (4)$$

Вирази для напружень  $\sigma_r$ ,  $\sigma_z$  та переміщень  $U(r, z)$ ,  $W(r, z)$  суцільної плити поза областю тріщини ( $r \in [l; R]$ ), відповідно до цієї моделі, мають вигляд [12]:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{N_r}{2h} + \frac{M_r}{I} z + \frac{zG^*}{3I} (z^2 - 0,6h^2) \left( q_2 - \Lambda q_2 h^2 \frac{G'}{E'} \right); \\ \sigma_z &= q_1 + \frac{1}{4} \left( 3 \frac{z}{h} - \frac{z^3}{h^3} \right) \cdot q_2; \quad q_1 = \frac{1}{2} (q^+ - q^-), \quad q_2 = (q^+ + q^-); \\ U(r, z) &= u(r) - z \left( \frac{dw}{dr} - \frac{dw_\tau}{dr} \left( 1 - (1-v^*) \frac{z^2}{3h^2} \right) \right) - \frac{(1-v^*)}{8E'h} \frac{dq_2}{dr} z^3; \\ W(r, z) &= w(r) + 2\alpha_0 z \cdot \frac{q_1}{E'} + A' \cdot \frac{z^2}{2} \Delta w + \frac{\alpha_0 \cdot q_2}{8E'h} \cdot B(z). \end{aligned} \quad (5)$$

Розв'язки рівнянь системи (2) можна подати у вигляді:

$$\begin{aligned} w_i &= A_i r^2 + \tilde{B}_i r^2 \ln \frac{r}{R} + C_i \ln \frac{r}{R} + K_i + \frac{q_{i2} r^4}{64D_i}, \quad (i=1,2) \\ w_\tau^{(i)} &= A_\tau^{(i)} + B_\tau^{(i)} \ln \frac{r}{R} - q_{i2} r^2 / 4K_i', \quad u_i = F_i r + L_i r^{-1} + u_i^*, \end{aligned} \quad (6)$$

де  $A_i, \tilde{B}_i, C_i, K_i, A_\tau^{(i)}, B_\tau^{(i)}, F_i, L_i$  – сталі інтегрування, що знаходяться з граничних умов;  $u_i^*$  – часткові розв'язки.

Отримано вирази для максимальних переміщень у довільній точці пластини:

$$w_1^-(0) = w_{кл.} \left[ 1 + 3\theta^4 - \tilde{\delta} \left( \theta^2 - 2\theta^4 \frac{1+\nu}{3+\nu} \right) + \frac{16}{5+\nu} [2\varepsilon_0(1+\theta^2(1-t)) + \theta^2 G^* / 3] \frac{h^2}{R^2} \right] - \tilde{B}, \quad (7)$$

де  $w_{кл.} = \frac{qR^4}{64D} \frac{5+\nu}{1+\nu}$  — максимальне переміщення суцільної круглї плити (товщиною  $2h$ ) за гіпотезами класичної теорії.

Вираз для максимального переміщення серединної поверхні частини плити під тріщиною у випадку, коли, за довільного параметра  $\beta$ , величина  $\theta = 1$  (плита повністю розділена тріщиною), має вигляд

$$w_1^- = \frac{w_{кл.}}{\delta} \left[ 1 + \frac{32}{5+\nu} [\varepsilon_0(\beta^2 + \delta(1-t)) + \frac{2G^*}{15\beta} \left( (1-\beta)^3 + \frac{\delta f}{16\beta} \right) - \frac{\delta v''}{8} (1-\beta)^2] \frac{h^2}{R^2} \right] - \frac{qh}{8E'} B(\beta). \quad (8)$$

Для випадку, коли дископодібна тріщина знаходиться на рівні серединної поверхні плити ( $\beta = 0,5; \delta = 0,25$ ), формули для нормальних напружень на зовнішніх поверхнях плити та на поверхнях тріщини спрощуються до вигляду:

$$\begin{aligned} \sigma_{r1}(0, \pm h) &= \pm \frac{3(3+\nu)qR^2}{32h^2} (1+\theta^2) \pm 0,2G^* q; \\ \sigma_{r1}(0, \mp 0) &= \pm \frac{3(3+\nu)qR^2\theta^2}{16h^2} \pm 0,25G^* q. \end{aligned} \quad (9)$$

Тут  $\sigma_{r1}(0, \pm h)$  — максимальні напруження на зовнішніх поверхнях точок центральної осі плити;  $\sigma_{r1}(0, \mp 0)$  — максимальні напруження на поверхнях тріщини в середині плити «над» і «під» тріщиною.

Для випадку  $\theta = 1, \beta = 0,5$ , коли тріщина ділить плиту на дві рівних половини, одержимо максимальні напруження на зовнішніх поверхнях точок центральної осі плити –  $\sigma_r(0, \pm h)$  та максимальні напруження на поверхнях тріщини в середині плити «над» і «під» тріщиною –  $\sigma_{r1}(0, \mp 0)$ , а також максимальні переміщення  $w_1^-(0)$  у вигляді наступних формул:

$$\begin{aligned}\sigma_r(0, \pm h) &= \pm \frac{3(3+\nu)qR^2}{16h^2} \pm 0,2G^*q; \\ \sigma_{r1}(0, \mp 0) &= \pm \frac{3(3+\nu)qR^2}{16h^2} \pm 0,25G^*q; \\ w_1^-(0) &= 4w_{кл.} \left[ 1 + \frac{8}{5+\nu} [\varepsilon_0(2-t) + G^*/6 - \nu''/32] \frac{h^2}{R^2} \right] - \tilde{B}.\end{aligned}\quad (10)$$

Тут  $t(\beta = 0,5) = 1 + 0,5A'h^2/l^2$ .

Порівнявши їх із відповідними формулами [11] для плити без тріщини, бачимо, що її жорсткість знижується майже у чотири рази, а міцність більше ніж удвоє, порівняно із суцільною плитою.

У випадку  $\theta = 0, \beta = 1$  результати повністю співпадають із результатами для суцільної круглої плити, що одержані раніше в роботах авторів [11], а також за формулами теорії анізотропних товстих плит, одержаних С. Г. Лехніцьким [5].

Величини  $\tilde{\delta}, \tilde{B}, \varepsilon_0, G^*$  та  $B(\beta)$  у формулах (8)–(10) для вертикального переміщення  $w_1^-(0)$  та нормальних напружень  $\sigma_{r1}$  враховують ефекти поперечного зсуву та обтиснення. Прирівнявши їх значення у цих формулах до нуля, одержимо елементарні формули для напружень та переміщень за гіпотезами класичної теорії тонких пластин:

$$\begin{aligned}\sigma_{r1}^\pm(0, \pm h) &= \pm \frac{3(3+\nu)qR^2}{32h^2} (1 + \theta^2); \\ \sigma_{r1}^\pm(0, \mp 0) &= \pm \frac{3(3+\nu)qR^2\theta^2}{16h^2}; \\ w_1^-(0) &= \frac{qR^4}{64D} \frac{5+\nu}{1+\nu} (1 + 3\theta^4).\end{aligned}\quad (11)$$

Аналіз отриманих числових результатів показує, що максимальні переміщення, які пораховані за формулами класичної теорії тонких пластин повністю розділених тріщиною ( $\theta = 1$ ), за величиною обернено пропорційні до параметра  $\delta$ . І «пакетна» методика [3], і запропонована уточнена методика за класичною теорією для пластин, повністю розділених тріщиною ( $\theta = 1$ ), дають однакові результати. Разом з тим, для внутрішньої тріщини ( $\theta < 1$ ) ці результати значно відрізняються для випадку  $\theta = 0,5$  порівняно із результатами осесиметричної задачі теорії пружності, де запропонована уточнена методика є точнішою.

За результатами уточненої теорії плит середньої товщини, а також осесиметричної задачі теорії пружності, обернено пропорційна залежність переміщень від параметра  $\delta$  дещо порушується (порівняно із класичною теорією). Тим часом, для випадку трансверсальної ізотропії матеріалу (10;1), ці переміщення ще зростають більше ніж у півтора рази, порівняно з ізотропною плитою відносної товщини  $h/R = 0,2$ .

Для обчислення значень зведених напружень  $\sigma_{r1}^\pm/\sigma_{кл}$  у перерізах суцільної плити та в пластинах над і під тріщиною (табл. 1) можна скористатися формулами (5), (9), (10), (11).

Розглядається несиметричний випадок ( $\beta = 0,2; \delta = 0,52$ ), коли тріщина ділить плиту на пластини із відношенням товщин  $h_0 : h_g = 1:4$  залежно від величини області поширення тріщини  $\theta = l/R$  для плити з відносною товщиною  $h/R = 0,2$ .

Таблиця 1. Значення зведених напружень  $\sigma_{r1}^{\pm} / \sigma_{кл}$  на граничних поверхнях пластин, розділених тріщиною

$z_i$	ізотропія			транстропія		
	$\theta = 0$	$\theta = 0,5$	$\theta = 1$	$\theta = 0$	$\theta = 0,5$	$\theta = 1$
$-0,5h_g$	-1,015 (-0,992)	-1,149 (-1,105)	-1,553 (-1,512)	-1,231 [-1,0]	-1,366 [-1,135]	-1,769 [-1,538]
$0,5h_g$	0,595 (0,590)	0,845 (0,837)	1,548 (1,549)	0,517 [0,600]	0,992 [0,835]	1,695 [1,538]
$-0,5h_0$	0,595 (0,590)	0,334 (0,471)	-0,395 (-0,409)	0,517 [0,600]	0,197 [0,354]	-0,542 [-0,385]
$0,5h_0$	1,015 (0,993)	0,861 (0,932)	0,400 (0,389)	1,231 [1,0]	1,077 [0,846]	0,616 [0,385]

Дані в круглих дужках одержані в результаті числового розв'язування інтегральних рівнянь осесиметричної задачі теорії пружності дуальним методом граничних елементів [13] для ізотропного матеріалу. В квадратних дужках розміщені результати, які можна одержати на основі формул класичної теорії тонких пластин, коли параметр  $G^*$  прирівнюється до нуля. Ці дані (класичної теорії) однакові як для ізотропного, так і для трансверсально ізотропного матеріалів.

Аналіз даних табл.1 показує, що у випадку розділення плити тріщиною на пластини неоднакової товщини відбувається перерозподіл нормальних напружень у сторону їх збільшення в пластинах із більшою товщиною і навпаки — зменшення в пластинах із меншою товщиною. Разом з тим, більш точні (порівняно із класичною теорією тонких пластин) підрахунки показують відсутність прямо пропорційної залежності величин напружень від товщин утворених пластин, які мають місце в класичній теорії згину. Збільшення трансверсальної ізотропії матеріалу веде також і до збільшення на 13,9% (для  $h/R = 0,2$ ) величини максимальних напружень  $\sigma_r(0, \pm h)$ .

Порівнюючи отримані формули для напружень у постановці осесиметричної задачі теорії пружності із аналогічними формулами [14] для напружень постановці плоскої задачі теорії пружності, а також числовими результатами дуального методу граничних елементів [13], наведені формули доцільніше модифікувати, замінивши в них параметр  $\theta^2$  на параметр  $\theta^4$  і записати у наступному вигляді:

$$\sigma_{r1}(0, \pm h) = \pm \frac{3(3+\nu)qR^2}{32h^2}(1+\theta^4) \pm 0,2G^*q; \quad (12)$$

$$\sigma_{r1}(0, \mp 0) = \pm \frac{3(3+\nu)qR^2\theta^4}{16h^2} \pm 0,25G^*q.$$

На підтвердження доцільності такої модифікації пораховано значення та побудовано графіки зміни максимальних напружень  $\sigma_r/q$  за поперечною координатою  $z/2h$  (рис. 2) для ізотропної плити при відносній товщині  $a/h = 5$  із параметрами тріщини  $\theta = 0,5$  і  $\theta = 1,0$ . Формулам (10), (12) відповідають суцільні лінії, а дуальному МГЕ осесиметричної задачі теорії пружності – штрихові лінії.

Штрих-пунктирними лініями зображено відповідні графіки для плити без тріщини. На рис. 2 дані дуального МГЕ осесиметричної задачі теорії пружності наведені в дужках.

Аналіз отриманих результатів показує, що і радіус тріщини, і поперечна анізотропія матеріалу суттєво впливають на максимальні переміщення та напруження в плиті. Видно, що із збільшенням товщини плити названий вплив суттєво збільшується.

Вважатимемо, що за такого способу навантаження, поверхні внутрішньої тріщини знаходяться у постійному контакті, тому коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН)  $K_I$  має дорівнювати нулю. Разом із тим, фронт дископодібної тріщини знаходиться у стані поперечного зсуву, навіть за умови гладкого контакту, що веде до появи КІН поперечного зсуву  $K_{II}$ . Знайти його точне значення на базі рівнянь запропонованої теорії пластин середньої товщини є складною проблемою. Одночасно, якісну зміну такого КІН можна знайти за допомогою наближеної формули

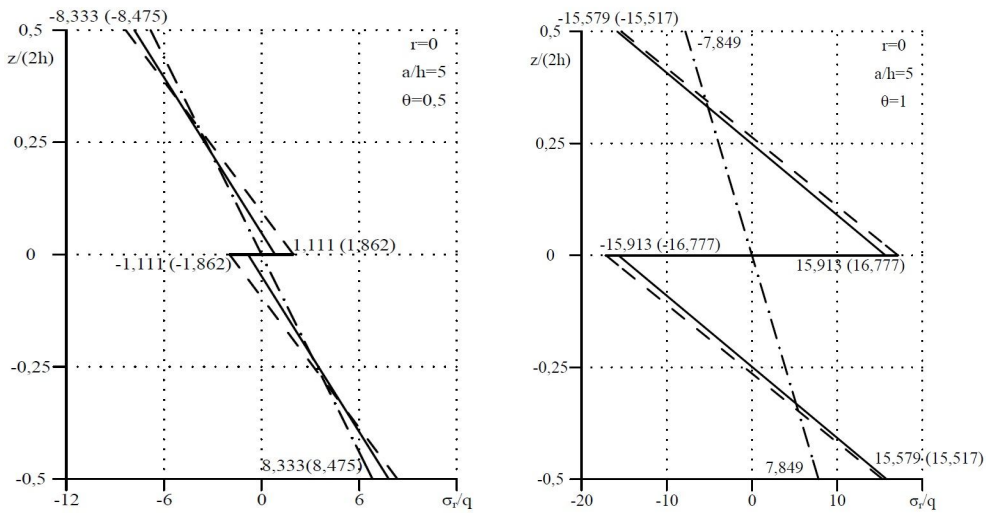


Рис. 2. Графіки зміни напружень  $\sigma_r/q$  за поперечною координатою  $z/2h$

$$K_{II}(l, \beta) = \tau_{rz}^0(l, \beta) \frac{\sqrt{\pi l}}{E(k)} F(\theta), \tag{13}$$

де  $\tau_{rz}^0(l, \beta) = -3\beta(1-\beta) \frac{Q_r(l)}{h} = 1,5q\theta\beta(1-\beta)R/h$  – "фонові" дотичні напруження, що діють в горизонтальних перерізах пластини на рівні фронту тріщини;  $F(\theta) = 1,04 + 0,2\theta^2 - 0,15\theta^4$ ;  $E(k)$  – повний еліптичний інтеграл другого роду, який у випадку дископодібної тріщини дорівнює  $E(0) = \pi/2$ .

Зокрема, якщо фронт тріщини знаходиться на рівні серединної поверхні пластини ( $\beta = 0,5$ ), то величину КІН  $K_{II}$  можна розрахувати за формулою:

$$K_{II}(l, 0,5) = 0,48q\sqrt{\pi l} \cdot \theta \cdot F(\theta) \cdot R/(\pi h), \quad (0,2 < \theta \leq 0,9). \tag{14}$$

У табл. 2 наведені у чисельнику розрахунки зміни КІН  $K_{II}/q\sqrt{\pi l}$  залежно від розташування та розмірів дископодібної тріщини за формулою (13) (крім першого рядка для  $\theta = 0,2$ ). Усі дані у знаменнику пораховані методом граничних елементів осесиметричної задач теорії пружності.

Таблиця 2. Зміна КІН  $K_{II}$  залежно від розташування та розмірів тріщини

$\theta$	$R/h = 5$		$R/h = 10$	
	$\beta = 0,2; 0,8$	$\beta = 0,5$	$\beta = 0,2; 0,8$	$\beta = 0,5$
0,2	<u>0,111</u>	<u>0,147</u>	<u>0,221</u>	<u>0,293</u>
	<u>0,108</u>	<u>0,163</u>	<u>0,230</u>	<u>0,366</u>
0,5	<u>0,413</u>	<u>0,645</u>	<u>0,826</u>	<u>1,190</u>
	<u>0,307</u>	<u>0,509</u>	<u>0,756</u>	<u>1,300</u>
0,8	<u>0,676</u>	<u>1,057</u>	<u>1,353</u>	<u>2,113</u>
	<u>0,604</u>	<u>0,919</u>	<u>1,448</u>	<u>2,529</u>
0,9	<u>0,759</u>	<u>1,186</u>	<u>1,518</u>	<u>2,371</u>
	<u>0,850</u>	<u>1,053</u>	<u>1,806</u>	<u>2,946</u>

Для випадку  $\theta \leq 0,2$  використовується модифікована формула (15) для КІН.

$$K_{II}(l, \beta) = 3\theta\beta(1 - \sqrt{\beta})R/h \frac{q\sqrt{\pi l}}{\pi} \cdot F(\theta). \quad (15)$$

Аналіз результатів, наведених у табл. 2 за формулами (14) та (15) та порохованими методом граничних елементів осесиметричної задач теорії пружності, показує що вони є однаковими для тріщин, розміщених симетрично відносно серединної поверхні пластини за обома методами. Разом із тим, результати уточненої теорії плит є дещо заниженими, тому в розрахунках можуть використовуватися тільки для попередніх (орієнтаційних) розрахунків. Для більш точних розрахунків необхідно використовувати тривимірні рівняння теорії пружності.

**Висновки.** Отримані зручні для інженерного використання аналітичні залежності для обчислення напружень та переміщень у ізотропних і трансверсально-ізотропних пластинах, пошкоджених горизонтальною тріщиною. Для розрахунку використано неklasичну модель згину трансверсальних плит. Ці результати дозволяють прогнозувати, із достатньою практичною точністю, міцність та жорсткість пластин за геометричними параметрами тріщин в пластині, а також різними фізичними характеристиками матеріалу, його поперечної анізотропії.

Аналіз результатів показує, що зі збільшенням довжини тріщини напруження та переміщення у плиті будуть зростати до значень, які можуть виникати у двох окремих плитах, покладених одна на одну без тертя. Тоді напруження в них стануть, приблизно, удвічі, а переміщення учетверо, більшими. Поправки від урахування деформацій поперечного зсуву та обтиснення для напружень є незначними у випадку ізотропного матеріалу. Разом з тим, для трансверсальних матеріалів (склопластики, дерево та ін.) ці поправки вже можуть бути істотними.

1. Гнуни В. Ц. К устойчивости сжатой длинной пластинки, ослабленной трещиной / В.Ц. Гнуни // Исследование современных научных проблем в вузах. – Ереван: Издательство "Айстан", 2000. – Т. 2. – С. 30–133.
2. Гнуни В. Ц., Егизарян Т. А. Об устойчивости пластинок, ослабленных трещиной / В. Ц. Гнуни, Т. А. Егизарян // Оптимальное управление устойчивости и прочности механических систем. – Ереван: Издательство ЕГУ, 2002. – С. 37–41.
3. Егизарян Т. А. Осесимметричный изгиб круглых пластин, ослабленных монетообразной трещиной / Т. А. Егизарян // Известия НАН Армении. Механика. – 2006. – Т. 59. – №2. – С. 57–61.
4. Лехницкий С. Г. К теории анизотропных толстых плит / С. Г. Лехницкий // Известия АН ССР, ОТН, мех. и машстр. – 1959. – № 2. – С. 141–145.
5. Марчук М. В. Змішана схема методу скінчених елементів для розрахунку шаруватих композитних оболонок і пластин / М. В. Марчук, М. М. Хом'як. – Львів: ППМ ім. Я.С. Підстригала НАН України, 2003. – 216 с.
6. Панасюк В. В. Распределение напряжений около трещин в пластинках и облочках / В. В. Панасюк, М. П. Саврук, А. П. Дацьшин. – К.: Наукова думка, 1975. – 444 с.
7. Серенсен С. В. Несущая способность тонкостенных конструкций из армированных пластиков с дефектами / С. В. Серенсен, Г. П. Зайцев. — Киев: Наук. думка, 1982. – 296 с.
8. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений: В 2-х томах. Пер с англ. / Под ред. Ю. Мураками. – М.: Мир, 1990. – 1016 с.
9. Черепанов Г. П. Механика разрушения композиционных материалов / Г. П. Черепанов. – М.: Наука, 1983. – 296 с.
10. Швабюк В. И. О одном варианте обобщенной теории трансверсально изотропных плит / В. И. Швабюк // Прикл. механика. – К., 1974. – Т. 10. – №11. – С. 87–92.
11. Швабюк В. И. Изгиб круглых трансверсально изотропных плит с учетом поперечного сдвига и обжатия / В. И. Швабюк, Р. И. Глек // Расчет пространственных строительных конструкций. – Куйбишев: КуйИСИ, 1979. – Вып. 8. – С. 95–101.
12. Швабюк В. И. Учет эффекта сжимаемости нормали в контактных задачах для трансверсально-изотропных плит / В. И. Швабюк // Прикладная механика. – 1980. – Т. 16. – №9. – С. 71–77.
13. Reissner E. On a variational theorem in elasticity // I. Math and Phys. – 1950. – V. 33. – P. 90–95.
14. Shvabyuk V., Sulym H., Pasternak Ia. Bending of orthotropic plate containing a crack parallel to the median plane. VI-th International Symposium Mechanics of materials and Structures. Augustov, May 30 – June 2, 2011. – P.144–145.

Стаття надійшла до редакції 16.10.2014.

**О. І. Гула**

*Національний університет "Львівська політехніка"*

### **СТРУКТУРА ТА ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ ГІБРИДНИХ РЕКУПЕРАТИВНИХ ПРИВОДІВ МІСЬКИХ АВТОБУСІВ**

*В роботі проаналізовано основні компоновальні схеми гібридних рекуперативних приводів, моделі вже існуючих автобусів згідно цих схем, а також можливі типи буферних накопичувачів енергії, їх переваги та недоліки. У висновку запропоновано концепцію гібридного рекуперативного приводу міського автобуса українського виробництва.*

*Ключові слова:* гібридний рекуперативний привід, послідовна схема, паралельна схема, літій-іонні акумулятори, суперконденсатори, рекуперація енергії.

*Рис. 2. Літ. 5.*

**О. И. Гула**

### **СТРУКТУРА И СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ГИБРИДНЫХ РЕКУПЕРАТИВНЫХ ПРИВОДОВ ГОРОДСКИХ АВТОБУСОВ**

*В работе проанализированы основные компоновочные схемы гибридных рекуперативных приводов, модели уже существующих автобусов согласно этих схем, а также возможные типы буферных накопителей энергии, их преимущества и недостатки. В заключении предложена концепция гибридного рекуперативного привода городского автобуса украинского производства.*

*Ключевые слова:* гибридный рекуперативный привод, последовательная схема, параллельная схема, литий-ионные аккумуляторы, суперконденсаторы, рекуперация энергии.

**O. Hula**

### **STRUCTURE AND COMPARATIVE ANALYSIS OF HYBRID RECUPERATIVE DRIVES OF CITY BUSES**

*The following article compares serial and parallel hybrid buses drive train. Road transport today is responsible for a significant and growing share of global emissions of CO<sub>2</sub>, NO<sub>x</sub>, HC. Advanced environmental regulations requires huge improving of road transport including city buses.*

*Hybridization of city buses fleet is one of the most available ways to decrease environmental pollution at the centre of major cities today. Nowadays both serial and parallel hybrid city buses are available on the market*

*The choice of energy storage system is also an important question. Currently most widespread energy storage system are Li-ion batteries and supercapacitors. Both of it has their advantages and disadvantages, that is why hybrid Li-ion-supercapacitors energy storage system gaining popularity.*

*Keywords:* hybrid recuperative drive, serial hybrid, parallel hybrid, li-ion batteries, supercapacitores.

**Постановка проблеми.** В сучасних умовах ефективного функціонування транспортного сектору вимагає постійного розвитку технологій. Створення транспорту з високою енергетичною ефективністю та мінімальним викидом шкідливих речовин у атмосферу є надзвичайно актуальним з огляду на існуючі проблеми екології та забезпеченості енергетичними ресурсами. Транспортний сектор використовує близько 25% світових енергетичних ресурсів і несе відповідальність за приблизно такий же розмір забруднення атмосфери. Зокрема це стосується і таких транспортних засобів як автобуси для здійснення міських перевезень.

На даний момент парк більшості українських автоперевізників складається з таких автобусів як Еталон, Богдан, Паз та ін. Останнім часом на ринку з'явилась значна кількість вживаних автобусів виробництва ЄС, в яких вже закінчився термін експлуатації у країнах Євросоюзу. Це автобуси таких виробників як Mercedes, MAN, Setra, Van Hool. Використання даних автобусів, на жаль, не відповідає світовим тенденціям щодо покращення екологічних показників міського автотранспорту.

Одним з найбільш економічно доцільних рішень на даний момент є використання на міських маршрутах автобусів з гібридним рекуперативним приводом. У міському циклі руху автобуса, особливо в великих містах, при різко змінному характері навантажень, частих зупинках, багатократних гальмуваннях, двигун автобуса працює далеко не в оптимальному режимі. Значна частина палива спалюється даремно, викиди в атмосферу чадного газу, двоокису вуглецю та інших шкідливих речовин і твердих частинок перевищують екологічні норми роботи транспортних засобів. Використання автобусів з гібридним рекуперативним приводом дозволяє суттєво підвищити енергетичну ефективність роботи автобуса, що, в свою чергу, дозволяє

понижити в 2-10 разів рівні викидів шкідливих речовин (CO, CO<sub>2</sub>, NO<sub>x</sub>, HC і ін.) забезпечити економію палива в межах 20-50% в залежності від енергоефективності використання двигуна внутрішнього згоряння та тягового електродвигуна, а також від типових циклів руху на даному маршруті.

**Аналіз останніх досліджень та публікацій.** Дослідження гібридного приводу в даний час є дуже актуальними, тому з'являється багато статей з даної тематики. Особливо цікавими є статті китайських вчених, які приділили багато уваги цій темі, оскільки проблеми забруднення повітря у китайських мегаполісах є такими, що потребують негайного вирішення.

**Мета статті.** Метою огляду і аналізу тенденцій розвитку міських гібридних автобусів є формулювання концепції гібридного рекуперативного приводу міського автобуса українського виробництва з використанням вітчизняних комплектуючих.

**Основні результати досліджень.** В основі міського автобуса з гібридним рекуперативним приводом лежить використання комбінованої енергоустановки. Вона полягає у використанні традиційного двигуна внутрішнього згоряння або електрохімічного генератора на основі паливних елементів та буферного накопичувача електроенергії. Міські автобуси з гібридним рекуперативним приводом можуть бути створені за двома варіантами використання енергопотоків – послідовна схема та паралельна схема.

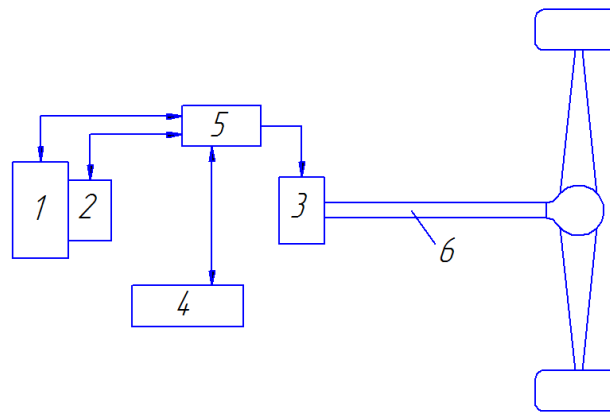
Варіанти послідовної схеми гібридного приводу наведені на рис.1. Застосування послідовної схеми комбінованої енергетичної установки дозволяє забезпечити роботу ДВЗ на режимі мінімальної витрати палива й викидів шкідливих речовин. Можна здійснити повністю стаціонарний режим роботи двигуна, що дозволить вмикати та вимикати двигун при необхідності. Тяговий електропривід у даній схемі повинен забезпечувати весь діапазон зміни потужності, необхідної для даних умов руху.

У послідовній схемі кінематичні зв'язки між ДВЗ і ведучими колесами принципово виключаються. Оскільки при цьому ДВЗ не може передавати момент до ведучих коліс, то потужність, яка передається в буферний накопичувач, повинна бути не менша, ніж середня потужність, необхідна для руху автобуса, а потужність й електромагнітний момент тягового електропривода повинні дорівнювати максимальній потужності й максимальному моменту рушіїв. Виключення із привода КП, зчеплення й карданного вала дозволяє істотно знизити обертові маси й загальну масу силового устаткування. Зниження моменту інерції впливає на процес нерівномірно-поступального руху машини. Значний вплив на момент інерції обертових мас робить передавальне число передачі. Оскільки коефіцієнт врахування обертових мас пов'язаний з передаточним числом КП квадратичною залежністю, то зі зменшенням передаточного числа суттєво знижуються умовна маса машини й необхідна для розгону потужність. З'являється можливість вільного компоновання: не пов'язані з колесами ДВЗ і мотор-генератор можуть розміщатися там, де це найбільше зручно.

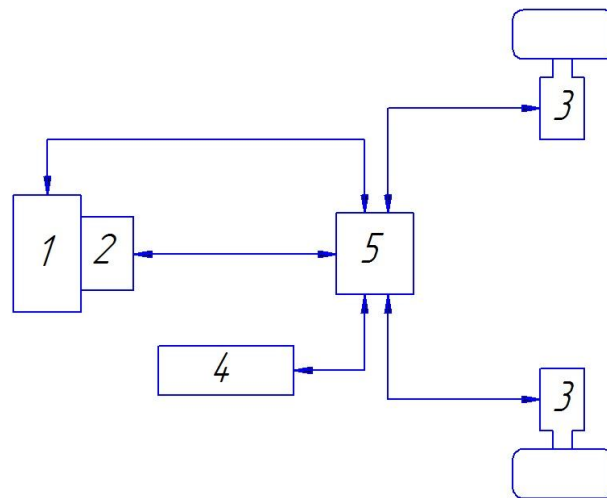
Відсутність кінематичного зв'язку ДВЗ із ведучими колесами дозволяє по-новому підійти до проектування ДВЗ і мотор-генератора. У зв'язку із цим з'являється можливість створення вільнопоршневих (без колінчатого вала й кривошипно-шатунного механізму) ДВЗ і мотор-генераторів з лінійним переміщенням ротора.

Послідовна кінематична схема гібридних машин дозволяє застосовувати нові конструкторські рішення, нові компоновання. Послідовна схема дає можливість виключити диференціал, що затрудняє побудову якісної системи керування й погіршує керованість й прохідність автобуса. З'являється можливість виключення механічних редукторів, що зв'язують як ДВЗ із мотор-генератором, так і тяговий електропривід з ведучими колесами. У гібридному автобусі із мотор-колесами загальне зниження маси за рахунок виключення механічних вузлів, навіть із врахуванням додатково встановлюваних мотор-генератора й буферного накопичувача, може бути значним. Воно приводить до зменшення необхідної потужності ДВЗ і до додаткової економії палива. Економія, що досягається при цьому, може перекидати втрати, пов'язані з подвійним перетворенням енергії. Однак така схема використовується на автобусах середнього класу.





а

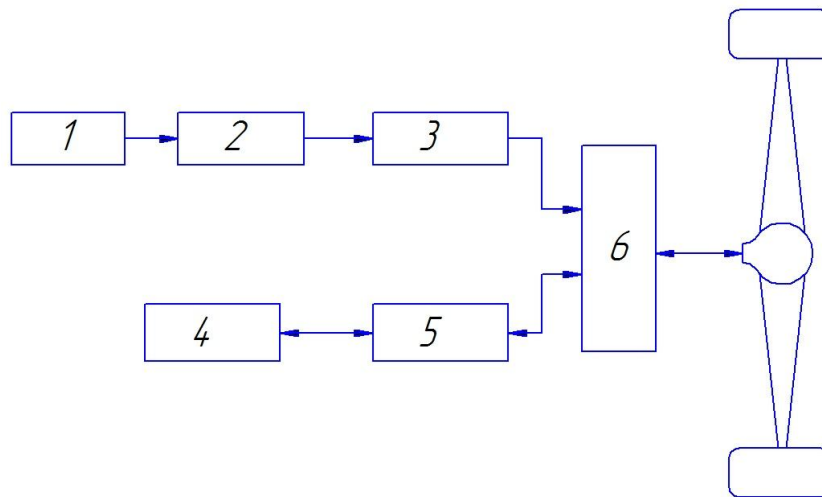


б

Рис. 1. Послідовна кінематична схема: а) з центральним тяговим електродвигуном; б) з мотор-колесами 1 - ДВЗ; 2 – мотор-генератор; 3 – тяговий електродвигун; 4 – акумуляторна батарея; 5 – система керування; 6 – карданна передача

Прикладами міських автобусів з послідовною схемою гібридного приводу є Mercedes-Benz Citaro G BlueTec Hybrid, Skoda N12 Hybrid, VDL Citea SLF-120/ hybrid, MAN Lion's City Hybrid, Van Hool A330 FuelCell Hybrid. Останній автобус використовує в якості джерела енергії електрохімічний генератор на основі водневих паливних елементів, що забезпечує нульовий рівень викидів у атмосферу. Варто також зазначити, що корпорацією Богдан був створений прототип гібридного автобуса А70522, однак у серійне виробництво він наразі не впроваджений.

У паралельній схемі як електропривід може використовуватися мотор-генератор, з'єднаний з колінчатим валом ДВЗ, що дозволяє вимкати ДВЗ при нетривалій зупинці автобуса і наступному пуску ДВЗ по команді водія почати рух. Принципова схема паралельного гібридного приводу зображена на рис. 2.



**Рис. 2. Паралельна кінематична схема 1 – ДВЗ; 2 – зчеплення; 3 – коробка передач; 4 – акумуляторна батарея; 5 – тяговий електродвигун; 6 – планетарний механізм розподілу потоку потужності**

Мотор-генератор доцільно використовувати не тільки для швидкого пуску ДВЗ, але й для створення електротяги при рушанні автобуса з місця. Причина цього очевидна: ДВЗ має високу паливну ефективність і малий рівень викидів шкідливих речовин лише в обмеженому діапазоні частот обертання, тому доцільно відбирати від нього потужність тільки після того, як машина вже набере деяку мінімальну швидкість. Мотор-генератор дозволяє "згладжувати" пульсації моменту, що розвиває ДВЗ (що сприятливо позначається на зниженні вібрацій), і збільшувати ресурс вузлів трансмісії.

До недавнього часу паралельна схема не була розповсюдженою на великих міських автобусах, оскільки вона не забезпечує такої свободи у питанні компонування автобуса, а використовувалась переважно на легкових автомобілях. Однак в останні роки набуває популярності і використовується виробниками значно частіше. Найновішими прикладами міських автобусів з такою схемою є Solaris Urbino 12 Hybrid, Solaris Urbino 18 Hybrid, Volvo 7900 Hybrid. Переключення виробників у бік паралельної схеми можна пояснити тим фактом, що вона дозволяє добитися дещо кращої енергоефективності шляхом оптимізації керування потоками енергії від двигуна та буферного накопичувача, оскільки при послідовній схемі втрати при подвійному перетворенні енергії є досить значними.

Компромісним варіантом також є вибір буферних накопичувачів енергії. Серед виробників гібридних автобусів найбільш поширеними є літій-іонні батареї (Solaris Urbino 12 Hybrid, Mercedes-Benz Citaro G BlueTec Hybrid), нікель-металгідридні (New Flyer DE40LF) та суперконденсатори (Skoda H12 Hybrid, Volvo 7900 Hybrid).

Сучасні Li-іон акумулятори мають високі питомі характеристики: 100-180 Втгод/кг і 250-400 Втгод/л. Робоча напруга - 3,5-3,7 В. Якщо ще кілька років тому розробники вважали досяжною ємність Li-іон акумуляторів не вище за декілька ампер-годин, то зараз більшість причин, що обмежують збільшення ємності, подолана, і багато виробників почали випускати акумулятори ємністю в сотні ампер-годин.

Сучасні малогабаритні акумулятори працездатні при струмах розряду до 2 З, потужніші - до 10-20 З. Інтервал робочих температур: від -20 до +60°C. Проте багато виробників вже розробили акумулятори, працездатні при -40°C. Можливе розширення температурного інтервалу в область вищих температур.

Саморозряд Li-іон акумуляторів складає 4-6 % за перший місяць, потім - істотно менше: за 12 місяців акумулятори втрачають 10-20% накопиченої ємності. Втрати ємності у Li-іон акумуляторів у декілька разів менше, ніж у нікель-кадмієвих акумуляторів, як при 20 °С, так і при 40 °С. Ресурс -500-1000 циклів.

Суперконденсатори мають дуже велику енергоемність і є батареєю конденсаторних елементів, розміщених у герметичному корпусі. Енергоемність нового джерела струму від 1 до 100 кДж при щільності енергії 0,5–2,5 Дж/см<sup>3</sup> залежно від застосування й конструктивного виконання. Номінальна напруга заряду батареї може бути в межах від одиниць до сотень вольтів шляхом послідовного набору необхідної кількості елементів. Ємність елементів перекидає

діапазон від 1 до 2000 Ф при мінімальній величині внутрішнього опору близько 0,001 Ом. Цих унікальних характеристик можна досягти тільки за допомогою нанотехнологій. Ємність сучасних суперконденсаторів і батарей на їх основі вже становить від одиниць до 10000 Ф. Вони мають ультратонкий подвійний електричний шар товщиною всього  $d \approx 1$  нм і гігантську площу розподілених у їх об'ємі дисперсних електродів. Як електродні матеріали в СК використовують пористі наноструктуровані речовини із внутрішньою поверхнею до 1000...3000 м/м. Переваги цього джерела енергії: значно менший час, необхідний на перезарядження, і на декілька порядків більша кількість циклів заряду-розряду.

Загальний рівень густини енергії літій-іонових акумуляторів високий, а густина їхньої потужності мала, тоді як у суперконденсаторів, навпаки, густина енергії мала, а густина потужності велика. Тому зараз можливе використання гібридного рішення – до літій-іонного акумулятора паралельно під'єднують суперконденсатор.

**Висновки.** Створення гібридного міського автобуса дозволить Україні бути готовою до впровадження у майбутньому на її території норм щодо викиду шкідливих речовин Євро-5 та наступних норм за рахунок оновлення транспортного парку за рахунок автобусів національного виробника, що в свою чергу сприятиме розвитку української економіки. На даний момент багато комплектуючих для гібридного автобуса в Україні не виробляється. Проте вже зараз харківським заводом "Електротяжмаш" створений тяговий асинхронний двигун АД903У1, який за своїми тяговими характеристиками підходить для використання на гібридному автобусі великого класу. В подальшому це може стимулювати українських виробників виготовляти накопичувачі енергії та системи керування.

Подальше вивчення даної тематики передбачає створення комп'ютерної моделі розрахунку енергетичного балансу руху гібридного автобуса та її оптимізації для конкретної моделі їздового циклу.

1. Rob de Jong, Max Ahman, Rogier Jacobs, Elisa Dumitrescu: Hybrid Electric Vehicles: And overview of current technology and its application in developing and transitional countries, UNEP, September 2009.
2. G.J. Offer, D.Howey, M. Contestabile, R. Clague, N.P. Brandon: Comparative analysis of battery electric, hydrogen fuel cell and hybrid vehicles in a future sustainable road transport system; Department Earth Science Engineering, Imperial College London, SW7 2AZ, United Kingdom, September 2009.
3. Frank Rinderknecht, Hans-Georg Herzog: Adaptation and optimization of a linear generator for a hybrid vehicle concept. EVS-25, Shenzhen, China, Nov. 5-9, 2010.
4. Yajuan Yang, Han Zhao and Hao Jiang: Drive Train Design and Modeling of a Parallel Diesel Hybrid Electric Bus Based on AVL/Cruise. EVS-25, Shenzhen, China, Nov. 5-9, 2010
5. Sigall, J. "Analysis of Alternative Fuel Technologies for New York City Transit Buses." New York City Transit Riders Council, Feb. 2000.

Стаття надійшла до редакції 25.06.2014.

Рецензент:

Крайник Л. В. – д.т.н., завідувач кафедри "Автомобілебудування" Національного університету "Львівська політехніка".

УДК 631.358

Л. М. Дацюк, С. Ф. Юхимчук, Т. Л. Дацюк  
Луцький національний технічний університет

### АНАЛІЗ ПЕРЕМІЩЕННЯ СТЕБЛА З ВИВІДНОГО РІВЧАКА В ЗАТИСКНИЙ ТРАНСПОРТЕР ЛЬОНОКОМБАЙНА

У даній статті проводиться аналіз переміщення стебла льону з вивідного рівчака в затискний транспортер льонокомбайна. Складено і розв'язано диференційні рівняння польоту стебла і побудовано траєкторію руху з брального та підбирально-повертального апаратів.

**Ключові слова:** бральний та підбирально-повертальний апарати, льонокомбайн, вивідний рівчак, затискний транспортер, стебло льону.

Рис. 2. Форм. 9. Літ. 7.

Л. М. Дацюк, С. Ф. Юхимчук, Т. Л. Дацюк

### АНАЛИЗ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ СТЕБЛА С ВЫВОДНОЙ КАНАВКИ В ЗАЖИМНОЙ ТРАНСПОРТЁР ЛЁНОКОМБАЙНА

В данной статье проводится анализ перемещения стебла льна с выводной канавки в зажимный транспортёр лёнокомбайна. Составлено и решено дифференциальные уравнения полёта стебла и построено траекторию движения с брального и подборочно-возвратного аппаратов.

**Ключевые слова:** бральный и подборочно-возвратный аппараты, лёнокомбайн, выводная канавка, зажимной транспортёр, стебель льна.

L. M. Datsyuk, S. F. Yukhymchuk, T. L. Datsyuk

### ANALYSIS OF MOVEMENT STEMS FROM THE DITCH INTO THE SPRING CLAMPS TRANSPORTER LONOKOMBAYNA

This article analyzes the movement of the pin stems of flax ditch into the spring carrier lonokombayna. Done and solved differential equations stem and built flight trajectory of bralnoho and pidbyralno-povertalnoho devices.

**Keywords:** bralnyy and pidbyralno-povertalnyy devices lonokombayn, ditch pin, clamp carrier, flax stem.

**Постановка проблеми.** Під час переходу з вивідного рівчака брального чи підбирально-повертального апарату до поперечного транспортера льонокомбайна є зона, в якій на стебла льону не діють робочі органи машини. Тобто стебла переміщуються в просторі під дією наданого їм імпульсу. Цей імпульс характеризується швидкістю пасів брального або підбирально-повертального апарату.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. З літературного огляду не встановлено як проходять цей простір стебла льону. Чи хватас стеблу наданого імпульсу для подолання цього простору, чи для затягування стебел використовується ще сила зчеплення з попередніми стеблами, які вже захоплено пальцями поперечного транспортера? Другий випадок не бажаний, так як це може викликати перекіс стебел та обрив насінневих коробочок.

Мета дослідження. Завдання дослідження полягають у зменшенні висоти зони польоту або збільшенні початкової швидкості стебла. Доречність або не доречність даних дій може підтвердити теоретичне дослідження процесу польоту стебла під час вильоту з вивідного рівчака.

На рис. 1 зображена схема до визначення траєкторії польоту стебла. На рис. 1 зображене стебло, яке виходить з вивідного рівчака. Вивідний рівчак (схематично зображено відрізком  $OO'$ ) у площині як брального так і підбирально-повертального апаратів розміщений під певним кутом. Цей кут на рис. 1 зображений як  $\alpha$  і являється кутом між відрізком  $OO'$  та прямою  $a$ , яка паралельна осі  $Oy$ . Сама площина брального чи підбирально-повертального апаратів нахилена до горизонту, тобто до площини  $xOy$  під кутом  $\beta$ . На рис. 1 це кут між перпендикуляром до прямої  $a$  в площині брального чи підбирально-повертального апаратів і прямою  $b$ , яка паралельна осі  $Ox$ . Для спрощення розрахунків за центр системи координат  $xzy$  взято положення точки центру мас стебла на початку його польоту. Стебло, яке у вивідному рівчаку знаходилося перпендикулярно до рівчака, при вильоті з рівчака відхилене від вертикалі на кут  $\varphi$ .

Під час виходу з брального чи підбирально-повертального апаратів стебло льону під дією наданого імпульсу від швидкості, що являє векторну суму швидкості вивідних пасів  $\vec{v}_p$  і швидкості руху машини  $\vec{v}_m$  переміщується в просторі. Знайдемо траєкторію цього руху роблячи припущення, що під час польоту стебла дії сил зчеплення на нього сусідніх стебел, які знаходяться над цим стеблом і під ним врівноважуються. Тобто в розрахунковій схемі до аналізу руху стебла

дію цих сил зчеплення не враховуємо. Стебло розглядаємо як стержень, сила імпульсу від наданої йому швидкості проходить через центр його мас.

За таких припущень можна говорити, що в початковий момент польоту кінетичний момент стебла відносно центру мас рівний нулю і головний момент зовнішніх сил відносно центру мас стебла при польоті залишається рівним нулю. Тобто можна вважати, що сферичний рух стебла відносно центру мас відсутній, а стебло здійснює в просторі поступальний рух. Складемо наступні диференціальні рівняння поступального руху тіла разом з центром мас [1]:

$$\left. \begin{aligned} m_c \ddot{z}_s &= -G - P_z; \\ m_c \ddot{y}_s &= -P_y; \\ m_c \ddot{x}_s &= -P_x; \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

де  $m_c$  – маса стебла;

$x_s, y_s, z_s$  – координати центру мас  $S$  стебла;

$P_z, P_y, P_x$  – складові сили опору повітря;

$G$  – вага стебла;  $G = m_c g$ , де  $g$  – прискорення вільного падіння.

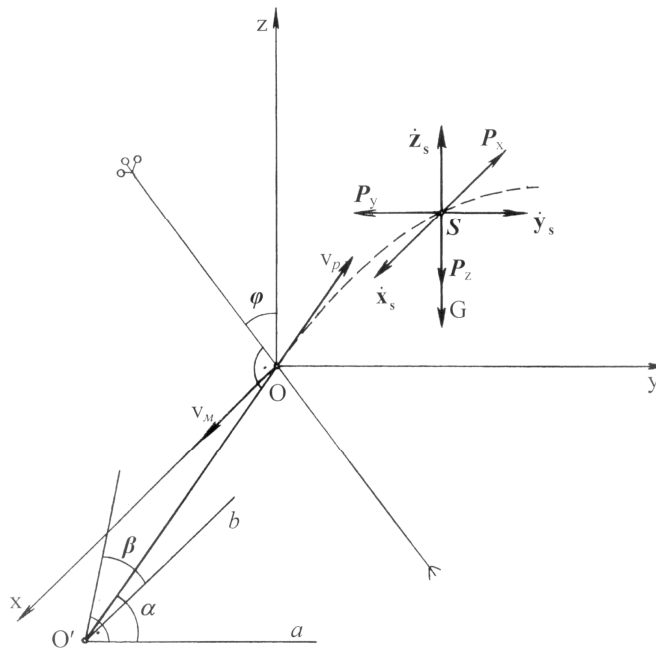


Рис. 1. Схема до аналізу процесу руху стебла під час виходу з брального чи підбирально-повертального апарату

Сила опору повітря є функція, що залежить від швидкості  $v$  стебла. Вважаємо, що це функція швидкості в першому степені [1]. Тоді:

$$\left. \begin{aligned} P_z = f(v_z) = f\left(\frac{dz}{dt}\right) &= \mu \frac{dz}{dt}; \\ P_y = f(v_y) = f\left(\frac{dy}{dt}\right) &= \mu \frac{dy}{dt}; \\ P_x = f(v_x) = f\left(\frac{dx}{dt}\right) &= \mu \frac{dx}{dt}, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

де  $\mu$  – коефіцієнт пропорційності, який вимірюється в кг/с.

Якщо розділити рівняння системи (1) на  $m_c$  одержимо:

$$\left. \begin{aligned} \ddot{z}_s + g + k\dot{z}_s &= 0; \\ \ddot{y}_s + k\dot{y}_s &= 0; \\ \ddot{x}_s + k\dot{x}_s &= 0; \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

де  $k$  – коефіцієнт, що дорівнює силі опору повітря, яка приходиться на одиницю маси тіла, що рухається, при швидкості рівній одиниці,  $k = \frac{\mu}{m_c}$ , вимірюється в  $\text{с}^{-1}$ .

Розглянемо перше рівняння  $\ddot{z}_s + k\dot{z}_s = -g$ .

Запишемо рівняння у вигляді  $\frac{d\dot{z}_s}{dt} = -k\dot{z}_s - g$ .

Тоді  $d\dot{z}_s = (-k\dot{z}_s - g)dt$ .

У цьому рівнянні розділимо змінні  $\frac{d\dot{z}_s}{k\dot{z}_s + g} = -dt$ .

Введемо змінну  $u = k\dot{z}_s + g$ . Тоді  $du = k d\dot{z}_s$ ;  $d\dot{z}_s = \frac{du}{k}$ . Якщо замінимо змінну, одержимо:

$$\frac{du}{u} = -kdt.$$

Проінтегруємо і знаходимо:

$$\ln u = -kt + C_1$$

$$\text{або } \ln(k\dot{z}_s + g) = -kt + C_1,$$

де  $C_1$  – постійна інтегрування.

Визначимо значення  $C_1$ , підставивши в отримане рівняння початкові умови: при  $t=0$ ;  $\dot{z}_s = v_p \sin \alpha \sin \beta$ .

Тоді  $C_1 = \ln(kv_p \sin \alpha \sin \beta + g)$ . При знайденому значенні  $C_1$ :

$$\ln(k\dot{z}_s + g) = -kt + \ln(kv_p \sin \alpha \sin \beta + g),$$

$$\ln \frac{k\dot{z}_s + g}{kv_p \sin \alpha \sin \beta + g} = -kt.$$

Потенціюємо цей вираз:

$$\frac{k\dot{z}_s + g}{kv_p \sin \alpha \sin \beta + g} = e^{-kt}.$$

Звідки

$$\dot{z}_s = \frac{e^{-kt}(kv_p \sin \alpha \sin \beta + g) - g}{k}. \quad (4)$$

Отримане рівняння, яке запишеться у вигляді

$$\frac{dz_s}{dt} = \frac{e^{-kt}(kv_p \sin \alpha \sin \beta + g) - g}{k},$$

проінтегруємо:

$$z_s = \frac{-e^{-kt}(kv_p \sin \alpha \sin \beta + g)}{k^2} - \frac{gt}{k} + C_2,$$

де  $C_2$  – постійна інтегрування.

Для визначення  $C_2$  в отримане рівняння підставимо початкові умови: при  $t=0$ ;  $\dot{z}_s = 0$ . Тоді

$$C_2 = \frac{kv_p \sin \alpha \sin \beta + g}{k^2}.$$

Враховуючи отримане значення  $C_2$ , знаходимо рівняння руху стебла по осі  $z$

$$z_s = \frac{kv_p \sin \alpha \sin \beta + g}{k^2} - \frac{e^{-kt}(kv_p \sin \alpha \sin \beta + g)}{k^2} - \frac{gt}{k}.$$

А при значенні коефіцієнта  $k = \frac{\mu}{m_c}$ , рівняння руху стебла по осі  $z$  набуде вигляду:

$$z_s = \frac{m_c v_p \sin \alpha \sin \beta}{\mu} + \frac{m_c^2 g}{\mu^2} - \frac{e^{-\frac{\mu}{m_c} t} \left( \frac{\mu}{m_c} v_p \sin \alpha \sin \beta + g \right) m_c^2}{\mu^2} - \frac{m_c g t}{\mu} \quad (5)$$

Розглянемо друге рівняння системи, тобто рух стебла відносно осі  $y$ , маємо  $\ddot{y}_s = -k\dot{y}_s$ . Тоді  $\ln \dot{y}_s = -kt + C_3$ , де  $C_3$  – постійна інтегрування.

Визначимо значення  $C_3$ , для цього підставимо в отримане рівняння початкові умови: при  $t=0$ ;  $\dot{y}_s = v_p \cos \alpha$ . Тоді  $C_3 = \ln(v_p \cos \alpha)$ . Коли підставимо значення  $C_3$  в рівняння і зробимо відповідні перетворення одержимо, що  $\ln \frac{\dot{y}_s}{v_p \cos \alpha} = -kt$  або  $\frac{\dot{y}_s}{v_p \cos \alpha} = e^{-kt}$ , звідки складова швидкості польоту стебла паралельна осі  $y$  буде:

$$\dot{y}_s = v_p \cos \alpha e^{-kt} \quad (6)$$

Запишемо дане рівняння у вигляді:

$$dy_s = v_p \cos \alpha e^{-kt} dt.$$

Проінтегруємо його:

$$y_s = \frac{-v_p \cos \alpha}{k} e^{-kt} + C_4,$$

де  $C_4$  – постійна інтегрування.

Визначимо значення  $C_4$ , для цього підставимо в отримане рівняння початкові умови: при  $t=0$ ;  $\dot{y}_s = 0$ . Тоді  $C_4 = \frac{v_p \cos \alpha}{k}$ . При знайденому значенні  $C_4$ , одержимо рівняння шляху центру мас стебла по осі  $y$

$$y_s = \frac{v_p \cos \alpha}{k} (1 - e^{-kt}).$$

З врахуванням коефіцієнта опору повітря  $k = \frac{\mu}{m_c}$ , рівняння руху стебла по осі  $y$  набуде вигляду:

$$y_s = \frac{m_c v_p \cos \alpha}{\mu} (1 - e^{-\frac{\mu}{m_c} t}). \quad (7)$$

Аналогічно до розв'язку розглядуваного другого рівняння (3) розв'яжемо і третє рівняння, тобто рух стебла відносно осі  $x$ . Маємо, що  $\ddot{x}_s = -k\dot{x}_s$ . Тоді

$$\ln \dot{x}_s = -kt + C_5,$$

де  $C_5$  – постійна інтегрування.

При  $t=0$ ;  $\dot{x}_s = v_m - v_p \sin \alpha \cos \beta$ . Тоді  $C_5 = \ln(v_m - v_p \sin \alpha \cos \beta)$ . Після підстановки значення  $C_5$  в рівняння і відповідних перетворень рівняння набере вигляду:

$$\ln \frac{\dot{x}_s}{v_m - v_p \sin \alpha \cos \beta} = -kt \quad \text{або} \quad \frac{\dot{x}_s}{v_m - v_p \sin \alpha \cos \beta} = e^{-kt},$$

звідси складова швидкості польоту паралельне осі  $x$  буде:

$$\dot{x}_s = (v_m - v_p \sin \alpha \cos \beta) e^{-kt} \quad (8)$$

або  $dx_s = (v_m - v_p \sin \alpha \cos \beta) e^{-kt} dt$ .

Після інтегрування цього рівняння, отримаємо:

$$x_s = \frac{(v_m - v_p \sin \alpha \cos \beta) e^{-kt}}{k} + C_6.$$

де  $C_6$  – постійна інтегрування.

При  $t=0$ ;  $\dot{x}_s = 0$ ,  $C_6 = \frac{v_m - v_p \sin \alpha \cos \beta}{k}$ . Тоді

$$x_s = \frac{v_m - v_p \sin \alpha \cos \beta}{k} (1 - e^{-kt}).$$

А при  $k = \frac{\mu}{m_c}$ , дане рівняння набере вигляду:

$$x_s = \frac{v_m - v_p \sin \alpha \cos \beta}{\mu} m_c (1 - e^{-\frac{\mu}{m_c} t}). \quad (9)$$

Маючи рівняння (5), (7) і (9) та задаючись відповідними значеннями:  $m_c=0,0015$  кг,  $\mu=0,0631$  кг/с,  $g=9,81$  м/с [2],  $\alpha=75^\circ$ ,  $\beta=60^\circ$ ,  $v_m=2,2$  м/с,  $v_p=2,9$  м/с можна побудувати траєкторію переміщення стебла в просторі при виході з брального апарату, а при  $v_p=3,1$  м/с – при виході з підбирально-повертального апарату (рис. 2).

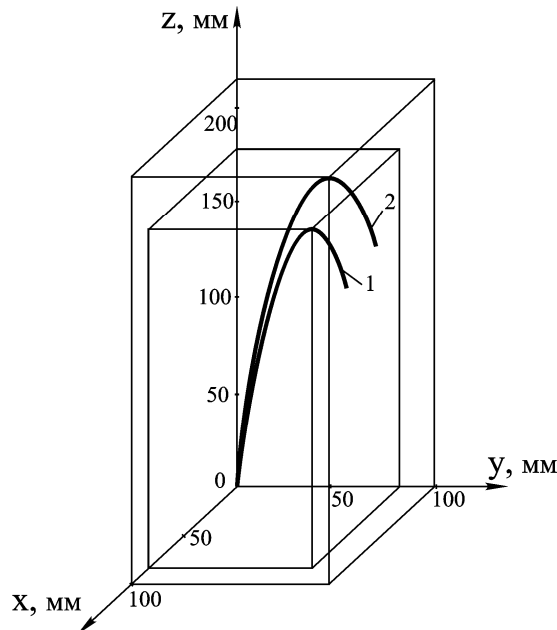


Рис. 2. Траєкторія переміщення стебла в просторі: 1 – під час виходу з брального апарату, 2 – під час виходу з підбирально-повертального апарату

Аналіз траєкторії руху стебла у просторі показує, що наданого стеблу імпульсу від швидкості вивідних пасів повністю достатньо для польоту стебла в зону дії пальця поперечного транспортера. Стебла будуть залітати в зону дії пальців поперечного транспортера. Ця зона розміщена на висоті  $h = 65 \cdot \cos \beta \dots 140 \cdot \cos \beta = 32,5 \dots 70$  мм від точки вильоту стебла. А найбільша висота польоту стебла для брального апарату становить 178 мм, а підбирально-повертального апарату – 215 мм. Це говорить, що змінювати швидкість вивідних пасів і величину зазору між бральним чи підбирально-повертальним апаратом та поперечним транспортером непотрібно.

1. Яблонский А. А. Курс теоретической механики. Ч. II. Динамика. – М.: Высш. шк., 1977. 430 с.
2. Льюнборочные машины / Г. А. Хайлис, Н. Н. Быков, В. Н. Бухаркин и др. – М.: Машиностроение, 1985. – 232 с.
3. Кожевников С. Н. Теория механизмов и машин. – М.: Машиностроение, 1973. – 376 с.
4. Дацюк Л. М. Обґрунтування параметрів змінних брального і підбирально-повертального апаратів льонозбиральної машини: Дис. канд. техн. наук: 05.05.11. – Луцьк, 2005. – 157 с.
5. Хайліс Г. А., Дацюк Л. М. Про завантаження ведучих шківів брального апарату з поперечними рівчачками // Сільськогосподарські машини. Зб. наук. ст., вип. 8. – Луцьк: Ред.-вид. відділ ЛДТУ, 2001. – С 331-336.
6. Хайліс Г. А. Теория и расчет льноуборочных машин: Труды Великолукского сельхозинститута. – Выпуск XXVI. – Елгава, 1973. – 333 с.
7. Пат. 22515А Україна, МКл А01D45/06. Машина для збирання льону: Хайліс Г. А., Божидарник В. В., Горбовий А. Ю., Юхимчук С. Ф., Довгополюк В. Ф., Дацюк Л. М., Клекоць Л. І., Ужєгова О. А., Цикалюк Ю. О., Рудий С. М. (Україна) – № 97031357; Заявл. 25.03.97; Опубл. 17.03.98, Бюл. № 6. – 5 с. (автором запропоновано привод довгого та короткого пасів брального апарату).

Стаття надійшла до редакції 24.04.2014.

© Л. М. Дацюк, С. Ф. Юхимчук, Т. Л. Дацюк



УДК 621.762

**Т. А. Епифанцева***Институт проблем материаловедения им. И. Н. Францевича НАН Украины***ВЛИЯНИЕ СООТНОШЕНИЯ РАЗМЕРОВ ЧАСТИЦ КОМПОНЕНТОВ  
ГЕТЕРОГЕННОЙ СМЕСИ НА СТРУКТУРУ И ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ  
СВОЙСТВА НЕСПЕЧЕННЫХ ПРЕССОВОК**

*Исследованы влияние соотношения размера частиц матрица/включения на формирование структуры и механические свойства холоднопрессованного гетерогенного материала на основе меди с добавкой 30% твердого компонента (W). Установлены закономерности формирования структуры материала в зависимости от соотношения размеров частиц R(Cu)/R(W) во взаимосвязи с изменением ряда свойств: плотности, прочности на изгиб и модуль упругости. Проанализированы причины создания и влияние дефектов структуры на механические свойства и характер разрушения материала. Установлено, что структура гетерогенного материала в неспеченном состоянии изотропна вне зависимости от соотношения размеров частиц матрица/включения. Исследован характер разрушения прессовок гетерогенного материала на основе меди с добавками вольфрама в зависимости от величины соотношения частиц матрица/включения.*

*Ключевые слова:* порошковые неспеченные прессовки, облицовка, структура гетерогенного материала.

*Рис. 3. Табл. 1. Лит. 15.*

**Т. О. Єпифанцева****ВПЛИВ СПІВВІДНОШЕННЯ РОЗМІРУ ЧАСТОК КОМПОНЕНТІВ  
ГЕТЕРОГЕННОЇ СУМІШІ НА СТРУКТУРУ І ФІЗИКО -МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ  
НЕСПЕЧЕНИХ ПРЕСОВОК**

*Досліджено вплив співвідношення розміру часток матриця/вкращлення на формування структури і механічні властивості холоднопресованого гетерогенного матеріалу на основі міді з додаванням твердого компоненту (W) в кількості 30% об'ємної долі. Встановлено закономірності формування структури матеріалу в залежності від співвідношення розмірів часток R (Cu) /R (W) у взаємозв'язку зі зміною деяких властивостей: щільність, міцність на згин і модуль пружності. Проаналізовано причини утворення та впливу дефектів у структурі на механічні властивості і характер руйнування матеріалу. Зазначено, що структура гетерогенного матеріалу у неспеченому стані є ізотропною незалежно від співвідношення розмірів часток матриці і включення. Досліджено характер руйнування пресовок гетерогенного матеріалу на основі міді з домішками вольфраму залежно від значення співвідношення розміру часток матриця/включення.*

*Ключові слова:* порошкові неспечені пресовки, облицовка, структура гетерогенного матеріалу.

**T. A. Epifantseva****INFLUENCE OF THE RATIO OF HETEROGENEOUS MIXTURE COMPONENTS  
PARTICLE SIZE ON THE STRUCTURE AND PHYSICAL-MECHANICAL PROPERTIES OF  
COLD-PRESSED COMPACTS**

*Interrelation between the structure and some properties of a cold-pressed heterogeneous material with a copper matrix with 30 vol.% of solid component (W) additives and the particle size of its constituents, i.e., of the plastic matrix and solid component, have been investigated. Regularities of material structure and some properties (density, bending strength, elastic modulus) formation depending on particle size ratio R (Cu)/R (W) were determined. Causes of characteristic structural defects formation have been analyzed as well as their influence on mechanical properties and fracture mechanism of the investigated material. It was shown that the structure of the heterogeneous material under investigation is isotropic regardless of the particle size ratio R (Cu)/R (W). Mechanisms of the heterogeneous material Cu-30wt.%W failure are discussed in interrelation with the matrix/inclusion particle size ratio.*

*Keywords:* cold-pressed compact, conical shape, heterogeneous composition, structure.

Создание технологически прочных пористых изделий сложной формы из композиционного материала гетерогенного состава содержащего компонент тяжелой тугоплавкой фазы представляет практический интерес для повышения кумулятивного эффекта в сфере высоких скоростей (2000- 6000 м/сек), давлений (~1000 МПа) и температур (более 1000 °С). Повышение эффекта проникновения кумулятивной струи невозможно без создания порошковых облицовок определенной структуры (рис.1), которая обеспечит необходимые характеристики материала для запреградного действия [1]. Пористые изделия из гетерогенного порошкового материала на основе меди для практического применения должны обладать достаточной технологической прочностью. В связи с этим целесообразно изучить особенности формирования пористой структуры материала прессовки и ее роль в формировании физико-механических свойств изделий.



Рис. 1. Прессованная порошковая облицовка

При решении задач формирования порошковых изделий с заданными функциональными свойствами материал рассматривали как масштабный структурный фактор, учитывая состояние границ раздела. По теории Гриффитса [2] роль масштабного фактора учитывалась для достижения, требуемых структурно-чувствительных механических свойств, таких как предел текучести и прочности. В настоящей работе рассмотрена роль величины соотношения размера частиц компонентов смеси на формирование свойств прессовок. Следуя положениям теории Скорохода В.В. для определения предела прочности хрупких тел [3], где рассматривается вопрос о соразмерности трещин со средним размером зерна, для решения практических задач (создание технологически прочных изделий) представляет интерес изучения микроструктуры прессовок при разном соотношении размера частиц компонентов смеси гетерогенного состава при наличии полного отсутствия их взаиморастворимости.

Исследование физических параметров материала гетерогенного состава в зависимости от структуры и исходной характеристики компонентов смеси является актуальной и нерешенной проблемой. Из-за изотропии структуры гетерогенного материала на основе меди [4-6], под воздействием нагрузок, в первую очередь деформируются частицы вдоль направления приложения сил деформации. Компонент включений на начальной стадии консолидации закрепляется в объеме матрицы, что приводит к увеличению накопленной деформации материала и как следствие к образованию трещин и пор. Частицы пластичной матрицы (Си), которые деформируются по определенным кристаллографическим направлениям с учетом энергии взаимодействия между атомными плоскостями и зависят от величины межатомных потенциалов, определяют показатель энергетического запаса материала прессовки. Состояние энергетического запаса порошкового материала в свою очередь прогнозирует эффективность действия облицовок при детонационном воздействии кумулятивного заряда.

Использование в составе порошковой смеси тяжелого компонента вольфрама (W), в количестве 30% объем, имело целью повышение служебных свойств облицовок в момент направленного детонационного воздействия, что должно быть обеспечено высокой прочностью вольфрама ( $\sigma_p = 120 \text{ кг/мм}^2$ ), его высоким удельным весом ( $19,3 \text{ г/см}^3$ ) и достаточным запасом пластичности (относительное удлинение - 10 %). Сочетание таких показателей прочности и пластичности позволяют создать гетерогенный композиционный материал высокой эффективности на основе пластичной матрицы [7- 9].

Цель настоящей работы – изучить особенности структуры неспеченных прессовок из порошкового гетерогенного материала на основе меди и тяжелой фазы вольфрама в зависимости от соотношения размера частиц компонентов в смеси R(Cu)/R(W). Установить влияние величины соотношения размеров частиц матрица – включения на микроструктуру и физико-механические свойства материала неспеченной прессовки.

**Объекты и методики испытаний.** В работе исследовались порошковые прессовки гетерогенного состава Cu – 30% (объем) W, с фиксированным содержанием тяжелой фазы вольфрама в смеси, изготовленные по одной технологической схеме формования до максимальной плотности. Из исходных компонентов Cu и W, методом механического перемешивания (2 часа), были подготовлены порошковые смеси (состав 1-4), которые различаются соотношением размера частиц матрица/включение (табл. 1). В состав шихт входил порошок распыленной меди со средним значением размера частиц 40 мкм (состав 2 и 4) и 100 мкм (состав 1 и 3) и вольфрама со средним значением размера частиц 10 мкм и 100 мкм. Смеси уплотняли двухсторонним прессованием до предельной плотности, которой соответствует некоторое критическое давление, при превышении которого наблюдается расслой материала в прессовке, табл. 1. Образцы

изготовлены прецизионным двухсторонним прессованием до упора (ГОСТ 29012 –91) при усилии прессования 63 ТС на прессе П-483. Плотность пористых прямоугольных образцов размером 4,36 x 6,3 x 43,6 мм<sup>3</sup> определяли расчетным методом по ГОСТ 18898-89. С целью определения влияния присутствия тяжелого компонента в смеси на структурные характеристики неспеченных прессовок и их некоторые физико-механические свойства, параллельно изготовлены и испытаны образцы из порошков чистой меди из фракции 40 мкм и 100 мкм, соответственно состав 5 и 6.

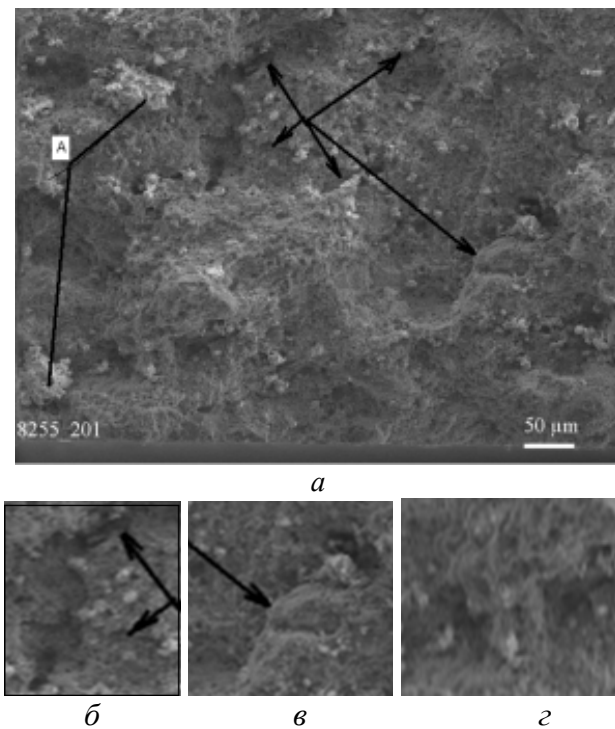
Анализ структуры материала и микромеханизм разрушения поверхности неспеченных прессовок проводили с помощью сканирующего электронного микроскопа (СЕМ) Superprobe 733 (JEOL, Япония). Результаты фрактографического анализа исследованных материалов позволили установить расположение частиц, образующих прочный каркас в объеме прессовок, а также морфологию структуры и ее взаимосвязь с содержанием и размером частиц вольфрама в смеси [10]. Фрактограммы исследованных холоднопрессованных материалов представлены на рис. 1 и рис. 2. Фрактографический анализ позволил выявить роль изменения соотношения размера включений твердого компонента (W) относительно размера частиц материала матрицы (Cu) на основные механические свойства неспеченных прессовок. Микроструктура прессовок оценивалась в основном по двум параметрам: распределению частиц твердых включений в материале и наличию в структуре дефектов различного типа [11, 12].

**Результаты исследований и их обсуждение.** Фрактографический анализ поверхностей разрушения неспеченных прессовок выявил существенные различия в характере разрушения гетерогенного материала одного состава Cu-30%объем.W в зависимости от величины соотношения размера частиц матрица/твердые включения. При изучении поверхности излома прессовок ввиду высокой жесткости твердых включений и отсутствия взаимной растворимости между частицами меди и вольфрама, установлен факт формирования изотропной структуры, где основным параметром, характеризующим формирование матрицы прессовки, является величина площади единичного межчастичного контакта между пластичными частицами меди. Частицы вольфрама фиксируются в вязкой медной матрице. Ввиду большой разницы величин удельного веса порошка вольфрама (19,26г/см<sup>3</sup>) и удельного веса порошка электролитической меди (8,96 г/см<sup>3</sup>) в процессе засыпки в пресс-форму до известной степени может нарушаться гомогенность исходных смесей, тяжелые частицы вольфрама неравномерно распределяться в структуре холоднопрессованного материала.

Наличие пор вблизи от частиц вольфрама, а также локальное нарушение гомогенности смеси в виде скоплений частиц вольфрама в медной матрице ( образование агломератов рис. 2, а) могут свидетельствовать о:

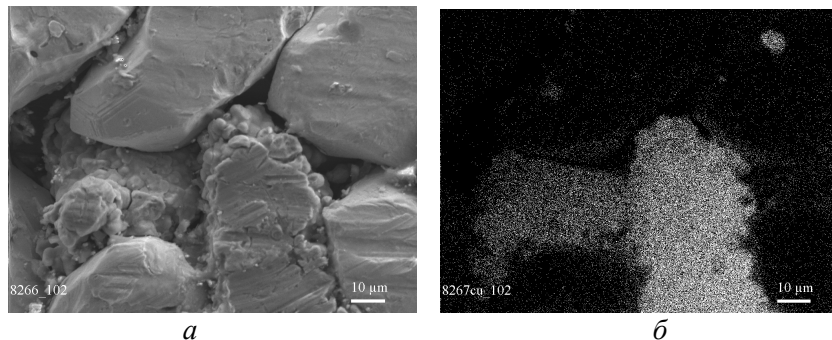
- роли величины удельной плотности материала вводимых в материал твердых включений на частичное нарушение гомогенности порошковой смеси при засыпке в прессформу;
- влиянии размера частиц вольфрама, который определяет занимаемый объем в смеси;
- отсутствие взаимной растворимости между частицами матрица-включения, где включения обладают особыми физико-химическими свойствами, высокой жесткостью и отсутствием текучести, их влияние на процесс локализации в объеме вязкой матрицы (меди).

В работе установлен изотропный характер структуры материала Cu-30%объем.W при любом показателе соотношения размера частиц компонентов смеси. Присутствие крупных частиц вольфрама в составе смеси приводит к повышению степени деформации порошкового материала при консолидации, и как следствие, в результате пластической деформации происходит изменение формы частиц меди и создание прочного металлического контакта. При консолидации порошковой смеси состава 1, с соотношением размера частиц  $R(\text{Cu})/R(\text{W}) = 10$ , частицы вольфрама (10 мкм) распределены по всему объему в виде небольших агломератов (п. А рис. 2, а), а так же отдельных частиц расположенных на поверхности, прилегающей к поре (рис. 2, а, б). Поверхность излома прессовок с соотношением  $R(\text{Cu})/R(\text{W}) = 10$ , характеризуется наличием трещин и пор, (рис. 2, а-в). Причиной их образования предположительно является действие сил упругого последействия, возникающее при выпрессовке. Для структуры характерно присутствие трещин расслоения в матрице, которые могут образовываться под действием сдвиговых деформаций.



**Рис. 2. Изображение микроструктуры прессовки гетерогенного состава с соотношением  $R(\text{Cu})/R(\text{W}) = 10$ , полученное во вторичных электронах: *a* – общий вид в направлении прессования; *б*, *в*, *з* – фрагменты дефектов, наличие трещин и пор**

При изучении структуры материала с соотношением размера частиц  $R(\text{Cu})/R(\text{W})=1$ , состав 3, установлено, что частицы вольфрама (100 мкм) препятствуют формированию металлического контакта между частицами меди, которые формируют матрицу прессовки (рис. 3). Для структуры прессовок из гетерогенной порошковой смеси с соотношением размеров частиц  $R(\text{Cu})/R(\text{W}) = 1$  характерно присутствие трещин, соизмеримых по длине с размером частиц включений вольфрама (рис. 3а).



**Рис. 3. Микроструктура прессовки с соотношением размера частиц  $R(\text{Cu})/R(\text{W})=1$ , SEI, ув. X200: *a* – поверхность прессовки во вторичных электронах; *б* – изображение частиц вольфрама, полученное в характеристическом излучении  $W L_{\alpha}$**

Следовательно, частицы вольфрама размером 100 мкм занимая достаточный объем в составе смеси (30%), затрудняют консолидацию медных частиц и образование прочной матрицы, и как следствие происходит формирование изделий с большим количеством дефектов. Высокая пористость прессовок состава 3 (21%), а также высокая концентрация дефектов в основном в виде трещин (рис. 3) приводит к невозможности корректного измерения механических свойств материала. При измерении прочности материала на изгиб и модуля упругости часто происходит самопроизвольное разрушение образца, табл. 1.

Анализ микроструктуры прессовок с разным соотношением размера частиц компонентов позволил установить, что частицы вольфрама фиксируются в вязкой медной матрице еще на первой стадии уплотнения. Это можно объяснить большой разницей величин удельного веса

порошка вольфрама ( $19,26\text{г/см}^3$ ) и электролитической меди ( $8,96\text{ г/см}^3$ ). Вследствие более чем двукратной разницы удельного веса компонентов смеси в процессе засыпки последней в пресс-форму до известной степени может нарушиться гомогенность исходных смесей, тяжелые частицы вольфрама неравномерно распределяются в структуре холоднопрессованного материала, рис. 2, а.

В ходе эксперимента установлено, что величина соотношения размеров частиц матрица – включения влияет на характер структуры (присутствие трещин, пор, агломератов), на локализацию тяжелых частиц в объеме медной матрицы, что в свою очередь определяет физико-механические свойства материала прессовки, табл. 1.

**Таблица 1. Влияние соотношения размеров частиц компонентов порошковой смеси гетерогенного состава Cu- 30% объем W на физико-механические свойства неспеченных прессовок**

№ состава	R(Cu)/R(W)	Пористость, %	Прочность на изгиб, МПа	Модуль упругости, ГПа
1	10	13	23,4	64
2	4	10	40,2	94
3	1	21	рассыпался	
4	0,4	4,2	30	-
5	-	4,6	45	84
6	-	5,3	49,5	98

Результаты экспериментальных исследований показали, что при соотношении R(Cu)/R(W) = 1, а средний размер частиц компонентов составляет 100 мкм, порошковая смесь недостаточно консолидируется, изделие может самопроизвольно разрушаться. При соотношении размера частиц R(Cu)/R(W) < 1, например 0,4, достигается максимальная плотность материала после холодного прессования (средние значения пористости прессовки составляют 4,2 %), однако прочность прессовок остается крайне низкой. Последнее можно объяснить высоким объемным содержанием крупных включений твердого компонента, которые препятствуют образованию прочного контакта между частицами меди. Сплошность матрицы нарушается, что приводит к потере прочности прессовок.

Анализ полученных результатов позволяет утверждать, что размер частиц твердых включений, при учете величины соотношения размера частиц R(Cu)/R(W), определяют структуру неспеченного порошкового гетерогенного материала и физико-механические свойства прессовки при фиксированной величине объемной доли включений в смеси. Установлено, что присутствие частиц вольфрама размером 100 мкм в составе гетерогенной смеси на основе пластичной матрицы (состав 3,4), приводит к ухудшению прессуемости материала, и как следствие к отсутствию технологической прочности и разрушению прессовок.

Использование в составе смеси частиц вольфрама размером 10 мкм (соотношение размеров частиц матрица/включения R(Cu)/R(W) = 4 (или 10) привело к повышению показателя остаточной пористости в 2,5 и более раз в сравнении с прессовкой из чистой меди того же размера (табл. 1, состав 1, 4).

Исследования показали, что при формировании свойств материала прессовок состава Cu – W, путем заданного количества объемной доли включений и соотношения размера частиц компонентов смеси, можно достичь оптимальной структуры и физико-механических свойств материала, которые способны обеспечить эффективность действия порошковых облицовок при их функциональном назначении. Например, материал прессовки из чистой меди с размером частиц 40 мкм, при  $\theta = 4,6\%$ , имеет прочность на изгиб  $\sigma = 45$  МПа и модуль упругости  $E = 84$  ГПа, а материал гетерогенного состава при  $R_{Cu}/R_W = 4$ , при  $\theta - 10\%$ , обладает прочностью на изгиб и модулем упругости соответственно  $\sigma = 40, 2$  МПа и  $E = 94$  ГПа. Следовательно, при создании облицовок эффективного действия из порошкового материала гетерогенного состава на основе пластичной матрицы и тяжелой фазы в количестве 30 объем.% целесообразно использовать компоненты смеси с соотношением размера частиц  $1 < R(Cu)/R(W) < 10$ .

Структура материала с соотношением R(Cu)/R(W) = 4, где размер частиц вольфрама составляет 10 мкм, характерна тем, что частицы вольфрама располагаются как в межчастичном пространстве, так и на поверхности частиц меди, при этом в порах частиц вольфрама не наблюдалось. Для структуры материала с соотношением R(Cu)/R(W) = 10 характерно наличие

трещин, материал может рассматриваться как изотропный, и на модуль упругости холоднопрессованного материала присутствие таких трещин существенного влияния по всей видимости не оказывает по сравнению с ролью величины соотношения размеров частиц.

Интересным представляется результат влияния размера частиц меди на формирование структуры и физико-механических свойств гетерогенного материала прессовки состава Cu - W, т.к. именно медь определяет величину площади единичного межчастичного контакта металлического типа связи. Анализ фрактограмм позволяет утверждать, что в структуре гетерогенного материала на основе пластичной медной матрицы характерно присутствие пор, формирование которых является следствием высокой упругости материала. Последняя в основном определяется упругими свойствами частиц вольфрама, проявляющейся при снятии с материала внешней нагрузки.

Фрактографические исследования структуры материала прессовок одного состава Cu – 30% (объем) W с разным соотношением размера частиц матрица/включение позволили выявить особенности расположения частиц включений в объеме пластичной медной матрицы. В работе показано, что характер формирующейся микроструктуры прессовок исследуемого гетерогенного материала зависит как от размера частиц меди, так и от размера частиц включений вольфрама, причем материал прессовки имеет изотропную структуру для всех значений соотношения  $R(\text{Cu})/R(\text{W})$ . Структура поверхности излома прессовки гетерогенного материала зависит от величины соотношения размеров частиц матрица/включение и может до определенной степени варьироваться, что позволяет утверждать, что характер разрушения гетерогенного материала также имеет заметные различия для каждой величины соотношения  $R(\text{Cu})/R(\text{W})$ .

Следует отметить, что в структуре материала прессовки гетерогенного состава формирование межчастичных контактов с механическим типом связи между частицами Cu -W понижает прочностные и упругие свойства материала в сравнении с медной матрицей, образующей металлический контакт. Чем большее количество контактов механического типа присутствует в структуре гетерогенного материала прессовки, тем ниже показатели технологической прочности изделий (состав 1,2, таблица 1). Причем, следует отметить существенное влияние на прочность порошковых прессовок величины площади единичного межчастичного контакта механического типа связи, которая в свою очередь зависит от размера частиц включений.

Установлено, что несмотря на более высокую пористость и присутствие достаточно большого количества частиц включений вольфрама размером 10 мкм, неспеченные прессовки состава 2, где  $R(\text{Cu})/R(\text{W}) = 4$ , имеют близкие значения прочности при изгибе и модуля упругости с прессовками из чистой меди. Данный результат свидетельствует о роли размера частиц меди, формирующих матрицу прессовки и присутствие в структуре материала небольших скоплений вольфрама в виде агломератов (табл.1). Особенность рассматриваемой структуры прессовки заключается в формировании контактов двух видов – металлического Cu - Cu и механического происхождения Cu -W и W -W, где фазы, составляющие порошковую смесь, имеют близкие значения коэффициента Пуассона. Полученные результаты согласуются с теорией В. В. Скорохода раскрывающей влияние единичного межчастичного контакта и локальных объемных изменений в матричной структуре двухфазных систем на формирование упругих полей [13]. Приведенные выше экспериментальные значения модуля Юнга могут послужить отправной точкой для расчета эффективного модуля Юнга гетерогенных материалов с учетом объемной доли включений. Анализ приведенных результатов позволяет утверждать, что основную роль при формировании матричной структуры и физико-механических свойств гетерогенного материала на основе меди оказывает размер частиц, образующих матрицу прессовки, который определяет величину площади межчастичного контакта металлического происхождения. Присутствие в гетерогенном материале с высоким содержанием (30% объем.) твердых включений, размер частиц которых существенно превышает размер частиц матрицы ( $R(\text{Cu})/R(\text{W}) = 0,4$ ) приводит к снижению прочности прессовки. Последнее можно объяснить достаточно низкими значениями суммарной площади межчастичного контакта металлического происхождения, в сравнении с занимаемой площадью частиц включений большого размера, образующих механический контакт.

Увеличение соотношения размера частиц компонентов ( $R(\text{Cu})/R(\text{W}) = 10$ ) приводит к снижению значений физико-механических свойств по сравнению с материалом на основе чистой меди с сопоставимым средним размером частиц (100мкм), табл.1. Показатель прочности на изгиб понижается более чем в 2 раза ( $\sigma = 23,4$  МПа и  $\sigma = 49,5$  МПа), модуль упругости уменьшается на 30% ( $E = 64$  ГПа и  $E = 98$  ГПа).

Установлено также, что уровень пористости исследованного холоднопрессованного гетерогенного материала в меньшей степени влияет на механическую прочность по сравнению с материалами на основе чистой меди. С другой стороны, присутствие в материале твердых включений вольфрама во всех исследованных композициях приводит к повышению остаточной пористости по сравнению с холоднопрессованными материалами на основе чистой меди при прочих равных условиях почти в 2 и более раз.

Комплекс проведенных в настоящей работе исследований показывает, что для неспеченных порошковых материалов гетерогенного состава Cu – 30% (объем) W величина соотношения размеров частиц матрица/включение при фиксированном массовом соотношении компонентов в смеси влияет на ряд важных характеристик структуры прессовки, в частности на распределение и локализацию частиц включений в объеме медной матрицы. Характеристика матричной структуры гетерогенного материала порошковой прессовки оказывает влияние на физико-механические свойства материала, такие как прочность на изгиб и модуль упругости. Полученные результаты подтверждают известные представления о физической природе упрочнения материала матрицы в порошковых системах путем формирования в материале внутренних напряжений, возникающих в результате увеличения упругих деформаций [14, 15]. Исходя из результатов проведенных экспериментальных исследований даны рекомендации по формированию технологически прочных порошковых облицовок, которые способны обеспечить высокие показатели действия кумулятивного заряда.

**Выводы.** Проведенные исследования порошкового гетерогенного материала состава Cu – 30% (объем.) W показали, что на формирование микроструктуры и ряда структурно-чувствительных физико-механических свойств неспеченных прессовок оказывает влияние размер частиц включений и величина соотношения размеров частиц компонентов смеси R(Cu)/R(W).

Установлен механизм формирования дефектов в структуре прессовки гетерогенного состава на основе медной матрицы, что позволило обосновать присутствие пор и включений как концентраторов накопленной деформации. Показано, что на локализацию включений вольфрама влияет их упругая деформация в процессе холодного прессования с последующим эффектом упругого последействия при снятии внешней нагрузки.

Показано, что структура гетерогенного холоднопрессованного материала Cu–30% объем.W имеет изотропный характер вне зависимости от величины соотношения размеров частиц матрица/включение R(Cu)/R(W).

Установлено, что присутствие несовершенных границ не является препятствием для достижения технологической прочности неспеченных прессовок гетерогенного состава с высоким показателем физико-механических свойств материала.

Оптимальное значение прочности материала прессовок гетерогенного состава на основе меди (Cu–30% объем. W) можно получить при использовании в составе смеси компонентов с соотношением размеров частиц  $R(Cu)/R(W) = 4$ , увеличение или уменьшение этого соотношения приводит к уменьшению показателей физико-механических свойств.

1. Сердюк Г. Г., Епифанцева Т. А., Державец Л. И. Применение порошкового материала для нефтяных и газовых скважин. // Порошковая металлургия. 1990. №4. – С. 38-42.
2. Андриевский Р. А., Спивак И. И. Прочность тугоплавких соединений материалов на их основе. – Челябинск: Металлургия, 1989.
3. Скороход В. В. Некоторые проблемы технологии получения, исследования структуры и свойств нанокристаллических материалов // Тр. Нанокристаллические материалы, Киев 1998. – С. 381-389.
4. Епифанцева Т. А., Подрезов Ю. Н., Вербило Д. Г., Каюк В. Г., Мартюхин И. Д., Сердюк Г. Г. Влияние жесткого компонента из вольфрамового сплава на процесс формования смесей на основе медного порошка и свойства гетерогенных неспеченных прессовок // Порошковая металлургия, 2006. – №11/12. – С. 43-50.
5. Скороход В. В. Теория физических свойств пористых и композиционных материалов и принципы управления их микроструктурой в технологических процессах // Порошковая металлургия, 1995, № 1/2, – С. 69-75.
6. Епифанцева Т. А. Особенности структуры и физико-механические свойства прессовок гетерогенного материала Cu-20% мас.w в зависимости от соотношения размеров частиц компонентов смеси R(Cu)/R(W) // Міжвузівський збірник "Наукові нотатки". Луцьк, 2013. Випуск №41, Частина 1. – С. 70-75
7. Епифанцева Т. А., Мартюхин И. Д., Михайлов О. В., Сердюк Г. Г. Влияние схемы уплотнения на распределение свойств материала облицовок кумулятивных зарядов при их формовании из гетерогенной порошковой композиции. / Порошковая металлургия, 2000, N 7/8. – С. 78-83.
8. Сердюк Г. Г., Епифанцева Т. А., Державец Л. И. Влияние структурных характеристик материала порошковой облицовки на эффективность их использования // Труды конференции. – Киев: Мин. Маш. –1989. – С.53-56.
9. Порошковая металлургия материалов специального назначения. Под ред. В. И. Барка, В. Вейса (пер. с англ.). – М.: Металлургия, 1977.
10. Microanalyse et Microscopie Electronique a Balayage: Ecole d'Ete de St-Martin-d'Herès 11-16. Septembre. London. –

1978. – 406 с.
11. Балтер М. А., Любченко А. П., Аксенова С. И. и др. / Фрактография-средство диагностики разрушенных деталей. – М.: Машиностроение, 1987. – 157 с.
  12. Берштейн М. Л. Фрактография и атлас фрактограмм: Справочник: Пер.с англ. – М.: Metallurgiya, 1982. – 488 с.
  13. Скороход В. В. Приближенные методы численной оценки модулей упругости композиционных и микронеоднородных материалов. / Порошковая металлургия, – 2011, №1/2. С. 69 – 80.
  14. Скороход В. В. Методы расчета физических свойств двухфазных спеченных сплавов с учетом их структуры // Тр. IV Международн. Конф. По порошковой металлургии. – Карловы Вары, 1970. – С. 29-41.
  15. Штерн М. Б., Рудь В. Д. Механічні та комп'ютерні моделі консолідації гранульованих середовищ на основі порошків металів і кераміки при деформуванні та спіканні. – Луцьк, 2010. – С. 78-79.

Стаття надійшла до редакції 24.09.2014.



**Т. А. Крадінова**

*Луцький національний технічний університет*

### **УМОВИ ІНТЕГРУВАННЯ ДИФЕРЕНЦІАЛЬНИХ РІВНЯНЬ 3-ГО ПОРЯДКУ ЗІ ЗМІННИМИ КОЕФІЦІЄНТАМИ**

*В статті розглядаються звичайні диференціальні рівняння зі змінними коефіцієнтами, які зводяться до звичайних диференціальних рівнянь зі сталими коефіцієнтами за допомогою заміни змінної  $x$  на змінну  $z = f(x)$ .*

*Запропонована методика розв'язання таких рівнянь. Виписані загальні розв'язки при  $n = 3$ .*

*Знайдено вирази для змінних коефіцієнтів при яких вихідне рівняння буде інтегрованим.*

*Отримане вихідне диференціальне рівняння третього порядку в загальному вигляді, яке завжди допускає інтегрування в квадратурах.*

*Підставляючи сюди по черзі множину визначальних функцій, отримаємо і відповідну їм кількість вихідних диференціальних рівнянь 3-го порядку із змінними коефіцієнтами, які допускають інтегрування в квадратурах.*

*Наведено приклад.*

*Ключові слова:* параметричні коливання, диференціальне рівняння, визначальна функція змінні параметри.

*Форм. 4. Літ. 8.*

**Т. А. Крадінова**

### **УСЛОВИЯ ИНТЕГРИРОВАННОСТИ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ 3-ГО ПОРЯДКА С ПЕРЕМЕННЫМИ КОЭФФИЦИЕНТАМИ**

*В статье рассматриваются обыкновенные дифференциальные уравнения с переменными коэффициентами, которые приводятся к обыкновенным дифференциальным уравнениям с постоянными коэффициентами при помощи замены независимой переменной  $x$  на переменную  $z = f(x)$ . Предложена методика решения таких уравнений. Выписаны общие решения уравнений для  $n = 3$ .*

*Найдены выражения для переменных коэффициентов при которых исходное уравнение будет интегрированным.*

*Получено исходное дифференциальное уравнение третьего порядка в общем виде, которое всегда допускает интегрирование в квадратурах.*

*Подставляя сюда по очереди множество определяющих функций, получим и соответствующее им количество исходных дифференциальных уравнений 3-го порядка с коэффициентами, которые допускают интегрирование в квадратурах.*

*Приведен пример.*

*Ключевые слова:* параметрические колебания, дифференциальное уравнение, определяющая функция, переменные параметры.

**T. A. Kradinova**

### **TERMS OF INTEGRATION OF DIFFERENTIAL EQUATIONS OF 3-TH ORDER WITH VARIABLE COEFFICIENTS**

*The article deals with the ordinary differential equations with the variable coefficients which come to the ordinary differential equations with constant coefficients with the help of independent variable substitution  $x$  on variable  $z = f(x)$ .*

*Methods of solution of such equations was also suggested. Total solutions of equations for  $n = 3$  are extracted.*

*Expressions for variable coefficients at that initial equation will be integrated are found.*

*Initial differential equation of the third order is got in a general view, that always admits integration by quadrature.*

*Putting here in turn the great number of qualificatory functions,*

*will get and corresponding to them amount of initial differential equations of 3-th order with variable coefficients that admit integrated by quadrature.*

*An example is made.*

*Keywords:* parametric oscillations, differential equations, determining function, variable parameters.

Досі в літературі розглядалися коливання стаціонарних систем, як вільні, так і ті, що відбуваються під дією зовнішніх сил. Останні здійснювали роботу по основних переміщеннях системи. При цьому її головні параметри (інерційні і квазіпружні коефіцієнти) не змінювалися з часом, тобто вважалися постійними. Проте, у цілому ряді випадків коливання можуть підтримуватися також і за рахунок зміни параметрів системи. При цьому її властивості з часом змінюються і з цієї причини такі системи називаються нестационарними. А коливання, що відбуваються в них, прийнято називати *коливаннями систем зі змінними параметрами*. В цьому випадку в початкових диференціальних рівняннях коефіцієнти при  $x$ ,  $\dot{x}$  і  $\ddot{x}$  у загальному випадку будуть змінними.

Якщо згадані коефіцієнти описуватимуться періодичними функціями, то такі коливання називаються *параметричними*. Так, наприклад, вал, переріз якого має неоднакові головні жорсткості при вигині, може випробовувати незгасаючі поперечні коливання навіть у тому випадку, коли він повністю урівноважений. Це відбувається через періодичні (при постійній кутовій швидкості) зміни вигинистих жорсткостей відносно нерухомих осей. А поперечні коливання валу в нерухомій системі координат описуються диференціальними рівняннями з періодичними коефіцієнтами.

Для валу, який може здійснювати поперечні коливання тільки в одній площині, причиною таких коливань є зміна згинної жорсткості валу в цій площині. Як приклад маси, що періодично змінюється, може служити шатуново-кривошипний механізм. Проте, зміна параметрів може бути і не періодичним. Наприклад, збільшення або зменшення довжини нитки маятника, приєднання або від'єднання часток, з яких складається ця система і т. п.

Колівання механічних систем з постійними масою, жорсткістю, а також коефіцієнтом, що характеризує тертя системи, до теперішнього часу досліджені детально. Але закони рухоливальних систем, де хоча б один з цих параметрів буде змінним, описуються достатньо складно, оскільки розв'язання лінійних диференціальних рівнянь другого і вищих порядків зі змінними коефіцієнтами пов'язане з великими труднощами. Наприклад всім відоме рівняння Хілла-Мат'їо. При розгляді таких систем завжди використовуються наближені розв'язки, які зводяться до визначення стійких і нестійких зон таких коливань. При цьому розв'язки залишались наближеними, невідомими залишались частоти, амплітуда, закон коливань. Відсутність методів рішення подібних рівнянь не дозволяла до останнього часу отримати хоч би простий закон коливального руху таких систем.

Нами встановлено, що якщо змінні коефіцієнти виразити через похідні вибраній функції, то при певній залежності між ними початкове рівняння буде завжди інтегрованим. Для встановлення такої залежності автором запропонований метод постійних коефіцієнтів при похідних по новій змінній. Він дозволяє отримувати точні рішення для великого класу як однорідних, так і неоднорідних лінійних рівнянь вищих порядків. У зв'язку з тим, що коливання зазвичай описуються диференціальними рівняннями 2, 3 і 4-го порядків, то для їх інтеграції спочатку знайдемо умови, яким повинні задовольняти згадані змінні коефіцієнти.

Нехай маємо рівняння

$$a_0(t) \frac{d^3 x}{dt^3} + a_1(t) \frac{d^2 x}{dt^2} + a_2(t) \frac{dx}{dt} + a_3(t) x = 0. \quad (1)$$

Знайдемо вирази для вказаних змінних коефіцієнтів, що допускають його інтегрування. Для цього виберемо довільну підстановку

$$z = f(t)$$

і назвемо  $f(t)$  визначальною функцією. При цьому вважаємо, що  $f(t) > 0$  неперервна і визначена на проміжку  $t \in (t_0; t_k)$ , тричі диференційовною і  $f'(t) \neq 0$ ,  $f''(t) \neq 0$ .

Позначимо

$$\frac{dz}{dt} = f'(t) = \varphi(t)$$

Враховуючи попередні позначення, перепишемо вирази для похідних у вигляді

$$\frac{dx}{dt} = \frac{dx}{dz} \varphi(t) \quad \text{і}$$

$$\frac{d^2 x}{dt^2} = \frac{d^2 x}{dz^2} \varphi^2(t) + \frac{dx}{dz} \varphi'(t).$$

З останнього рівняння знаходимо

$$\frac{d^3 x}{dt^3} = \frac{d}{dt} \left( \frac{d^2 x}{dt^2} \right) = \frac{d}{dz} \left[ \frac{d^2 x}{dz^2} \varphi^2(t) + \frac{dx}{dz} \varphi'(t) \right] \frac{dz}{dt}.$$

Продиференціювавши вираз, отримаємо

$$\frac{d^3 x}{dt^3} = \frac{d^3 x}{dz^3} \varphi^3(t) + 3\varphi(t) \varphi'(t) \frac{d^2 x}{dz^2} + \frac{dx}{dz} \varphi''(t).$$

Підставимо в початкове диференціальне рівняння коливань системи знайдені вирази для всіх трьох похідних. Потім, збираючи коефіцієнти при похідних по новій змінній, отримаємо

$$\begin{aligned} \frac{d^3 x}{dz^3} [a_0(t) \varphi^3(t)] + \frac{d^2 x}{dz^2} [3a_0(t) \varphi(t) \cdot \varphi'(t) + a_1(t) \varphi^2(t)] + \\ + \frac{dx}{dz} [a_0(t) \varphi''(t) + a_1(t) \varphi'(t) + a_2(t) \varphi(t)] + a_3(t) x = 0. \end{aligned} \quad (2)$$

Це рівняння можна проінтегрувати, якщо коефіцієнти при всіх похідних будуть сталими величинами. Тому приймаємо

$$\begin{aligned} a_0(t) \varphi^3(t) &= C_0. \\ 3a_0(t) \varphi(t) \varphi'(t) + a_1(t) \varphi^2(t) &= C_1. \\ a_0(t) \varphi''(t) + a_1(t) \varphi'(t) + a_2(t) \varphi(t) &= C_2. \\ a_3(t) &= C_3. \end{aligned}$$

З врахуванням даних позначень, рівняння (2) приймає вигляд

$$C_0 \frac{d^3 x}{dz^3} + C_1 \frac{d^2 x}{dz^2} + C_2 \frac{dx}{dz} + C_3 x = 0. \quad (3)$$

Відповідні йому характеристичне рівняння запишемо у формі

$$C_0 r^3 + C_1 r^2 + C_2 r + C_3 = 0.$$

Розв'язавши дане характеристичне рівняння, отримуємо три корені  $r_1$ ,  $r_2$  і  $r_3$ .

Тому розв'язок рівняння (3) можна представити у вигляді

$$x = K_1 e^{r_1 z} + K_2 e^{r_2 z} + K_3 e^{r_3 z}, \quad (*)$$

де  $K_1$ ,  $K_2$  і  $K_3$  – сталі величини.

А перейшовши до початкової змінної, запишемо

$$x = K_1 e^{r_1 f(t)} + K_2 e^{r_2 f(t)} + K_3 e^{r_3 f(t)}.$$

У разі, коли два корені комплексні  $r_{1,2} = \alpha \pm \beta i$ , отримаємо

$$x = a e^{\alpha f(t)} \sin[\beta f(t) + \gamma] + K_3 e^{r_3 f(t)},$$

де всі три сталі величини  $a$ ,  $\alpha$  і  $K_3$  визначаються з початкових умов звичайним порядком.

Знайдемо тепер, якими повинні бути вирази для змінних коефіцієнтів  $a_0(t)$ ,  $a_1(t)$ ,  $a_2(t)$ ,  $a_3(t)$ , щоб початкове рівняння (1) допускало інтегрування в квадратурах. З першої рівності для сталих коефіцієнтів, знаходимо

$$a_0(t) = \frac{C_0}{\varphi^3(t)} = \frac{C_0}{[f'(t)]^3}.$$

З врахуванням цього та наступної рівності, отримуємо

$$a_1(t) = \frac{C_1}{\varphi^2(t)} - \frac{3C_0 \varphi'(t)}{\varphi^4(t)} = \frac{C_1}{[f'(t)]^2} - \frac{3C_0 f''(t)}{[f'(t)]^4}.$$

Аналогічно знаходимо наступний змінний коефіцієнт з третьої рівності

$$a_2(t) = \frac{C_2}{\varphi(t)} - \frac{C_0 \varphi''(t)}{\varphi^4(t)} - \frac{C_1 \varphi'(t)}{\varphi^3(t)} + \frac{3C_0 [\varphi'(t)]^2}{\varphi^5(t)}.$$

Виражаючи тут  $\varphi(t)$  через визначаючу функцію, запишемо

$$a_2(t) = \frac{C_2}{f'(t)} - \frac{C_1 f''(t)}{[f'(t)]^3} - \frac{C_0 f'''(t)}{[f'(t)]^4} + \frac{3C_0 [f''(t)]^2}{[f'(t)]^5}.$$

І останньою рівністю вже визначений коефіцієнт

$$a_3(t) = C_3.$$

Підставляючи вирази для вказаних змінних коефіцієнтів в початкове рівняння (1), отримуємо

$$\begin{aligned} & \frac{C_0}{[f'(t)]^3} \frac{d^3x}{dt^3} + \left\{ \frac{C_1}{[f'(t)]^2} - \frac{3C_0 f''(t)}{[f'(t)]^4} \right\} \frac{d^2x}{dt^2} + \left\{ \frac{C_2}{f'(t)} - \right. \\ & \left. - \frac{C_1 f''(t)}{[f'(t)]^3} + \frac{C_0 \{ [3f''(t)]^2 - f'''(t) f'(t) \}}{[f'(t)]^5} \right\} \frac{dx}{dt} + C_3 x = 0. \end{aligned} \quad (4)$$

Отримане рівняння і є вихідним диференціальним рівнянням третього порядку загальному вигляді, яке завжди допускає інтегрування в квадратурах. Тут, як і раніше,  $C_0, C_1, C_2, C_3$ , – довільні сталі величини, які потім стають коефіцієнтами характеристичного рівняння по новій змінній  $z$ , а  $f(t)$  – визначальна функція. Якщо з рівняння (\*) знайти  $\frac{dx}{dt}$  і  $\frac{d^2x}{dt^2}$  і підставити в (4), то отримуємо тотожність.

Підставляючи сюди по черзі множину визначальних функцій, отримуємо і відповідну їм кількість вихідних диференціальних рівнянь 3-го порядку із змінними коефіцієнтами, які допускають інтегрування в квадратурах.

Приклад.

Записати вихідне рівняння 3-го порядку, що допускає інтегрування, якщо  $f(t) = t^2 + 2t + \sin t$ .

Розв'язання.

Вказана функція задовольняє умовам  $f(t)$  для рівнянь 3-го порядку. По черзі знаходимо

$$f'(t) = 2(t+1) + \cos t;$$

$$f''(t) = 2 - \sin t;$$

$$f'''(t) = -\cos t.$$

Підставляючи їх в (7.54), отримуємо

$$\begin{aligned} & \frac{C_0}{[2(t+1) + \cos t]^3} \frac{d^3x}{dt^3} + \left\{ \frac{C_1}{[2(t+1) + \cos t]^2} - \frac{3C_0(2 - \sin t)}{[2(t+1) + \cos t]^4} \right\} \frac{d^2x}{dt^2} + \\ & + \left\{ \frac{C_2}{2(t+1) + \cos t} - \frac{C_1(2 - \sin t)}{[2(t+1) + \cos t]^3} + \frac{C_0 \cos t}{[2(t+1) + \cos t]^4} + \frac{3C_0(2 - \sin t)^2}{[2(t+1) + \cos t]^5} \right\} \frac{dx}{dt} + \\ & + C_3 x = 0. \end{aligned}$$

Нагадаємо при цьому, що розв'язок цього рівняння має вигляд

$$x = K_1 e^{r_1(t^2+2t+\sin t)} + K_2 e^{r_2(t^2+2t+\sin t)} + K_3 e^{r_3(t^2+2t+\sin t)}.$$

Тут  $r_1, r_2$  і  $r_3$  – корені характеристичного рівняння

$$C_0 r^3 + C_1 r^2 + C_2 r + C_3 = 0.$$

Зокрема, якщо  $C_0 = 1, C_1 = 4, C_2 = 13$  і  $C_3 = 0$ , отримуємо

$$r_{1,2} = -2 \pm 3i; r_3 = 0.$$

Тоді розв'язок зручно представити у формі

$$x = a e^{-2(t^2+2t+\sin t)} \sin [3(t^2 + 2t + \sin t) + \gamma] + K.$$

1. Кислий О., Дудчак Б., Гуда О. Нестационарні коливання системи змінної маси або жорсткості // *Машинознавство*. – 2003. – №8 (74). – С. 15-19.
2. Кислий О. О., Дутчак Б. І., Римарук Т. А. Види вихідних рівнянь параметричних коливань, які інтегруються в квадратурах. // *Машинознавство*. 2005, №7, (97), – С.14-18.
3. Кислий О. О., Дутчак Б. І., Римарук Т. А. Інтегрування неповних лінійних диференціальних рівнянь другого порядку зі змінними коефіцієнтами. // *Луцьк: Наукові нотатки*. – Вип. 18, 2006. ЛДТУ. – С. 210-215.
4. Крадінова Т. А. Вільні коливання механічної системи у випадку змінної маси під дією сил сухого тертя. // *XXIII науково-технічна конференція професорсько-викладацького складу “Актуальні проблеми та перспективи науки і виробництва” (технічний напрям)*. Луцьк, 13-14 листопада 2008 р. Тези доповідей. – Луцьк: ЛНТУ. – 2008. – С. 116-121.
5. Крадінова Т. А. Коливання системи змінної маси при дії сил в'язкого тертя // *Тези доп. XXV наук.-техн.конфер.проф.-викл. складу “Актуальні проблеми та перспективи науки і виробництва” (технічний напрям)*. Луцьк, 18–19 грудня 2010 р. Луцьк: ЛНТУ, 2010. – С. 124-129.
6. Крадінова Т. А., Тимошук В. М. Параметричні коливання системи за відсутності опору. // *Міжвузівський збірник «Комп'ютерно-інтегровані технології. Освіта, наука, виробництво»* Луцьк, ЛНТУ. – 2011. Випуск 1. – С. 146-152.
7. Римарук Т. А. Умови інтегрованості диференціальних рівнянь зі змінними параметрами. // *Дванадцята Міжнародна наукова конференція ім. акад. М. Кравчука*. Київ, 15-17 трав. 2008 р. Матеріали конф., Т. I. – К.: НТУУ “КПІ”. – 2008. – 338 с.
8. Римарук Т. А. Коливання системи зі змінними параметрами у випадку малого опору. // *Луцьк. Наукові нотатки*. ЛДТУ. 2007. Вип. 20 (2). – С. 148-150.

Стаття надійшла до редакції 28.08.2014.

УДК 539.375

М. О. Кузін<sup>1</sup>, Т. М. Николишин<sup>2</sup>, Ю. П. Фещук<sup>3</sup>, Н. П. Зайчук<sup>3</sup><sup>1</sup>Дніпропетровський національний університет залізничного транспорту ім. акад. В. Лазаряна<sup>2</sup>Інститут прикладних проблем механіки і математики ім. Я. С. Підстригача НАН України<sup>3</sup>Луцький національний технічний університет

### НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН ОРТОТРОПНОЇ ПРУЖНО-ПЛАСТИЧНОЇ ЗАМКНУТОЇ ЦИЛІНДРИЧНОЇ ОБОЛОНКИ З ВНУТРІШНЬОЮ ПОПЕРЕЧНОЮ ТРІЩИНОЮ ДОВІЛЬНОЇ КОНФІГУРАЦІЇ

*На основі рівнянь теорії оболонок типу Тимошенка та аналога  $\delta_c$ -моделі задачу про напружений стан і граничну рівновагу циліндричної ортотропної пружно-пластичної оболонки з внутрішньою поперечною тріщиною довільної конфігурації зведено до системи нелінійних сингулярних інтегральних рівнянь. Запропоновано алгоритм числового розв'язання отриманої системи. Вивчено вплив ортотропії, навантаження та геометричних параметрів на розкриття тріщини та розміри пластичних зон поблизу неї.*

*Ключові слова:* ортотропна циліндрична оболонка, внутрішня тріщина, інтегральні рівняння, розкриття фронту тріщини, теорія оболонок типу Тимошенка.

*Рис. 3. Форм. 17. Літ. 8.*

Н. О. Кузін, Т. М. Ныколышин, Ю. П. Фещук, Н. П. Зайчук

### НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ОРТОТРОПНЫХ УПРУГО-ПЛАСТИЧЕСКОЙ ЗАМКНУТОЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ С ВНУТРЕННЕЙ ПОПЕРЕЧНОЙ ТРЕЩИНОЙ ПРОИЗВОЛЬНОЙ КОНФИГУРАЦИИ

*На основе уравнений теории оболочек типа Тимошенко и аналога  $\delta_c$ -модели задачу о напряженном состоянии и предельном равновесии цилиндрической ортотропной упруго-пластической оболочки с внутренней поперечной трещиной произвольной конфигурации сведено к системе нелинейных сингулярных интегральных уравнений. Предложен алгоритм численного решения полученной системы. Изучено влияние ортотропии, нагрузки и геометрических параметров на раскрытие трещины и размеры пластических зон вблизи ее.*

*Ключевые слова:* ортотропная цилиндрическая оболочка, внутренняя трещина, интегральные уравнения, раскрытие фронта трещины, теория оболочек типа Тимошенко.

М. О. Kuzin, T. M. Nykolyshyn, Yu. P. Feshchuk, N. P. Zaychuk

### STRESS-STRAIN STATE OF ORTHOTROPIC ELASTIC-PLASTIC CLOSED CYLINDRICAL SHELL WITH AN INTERNAL TRANSVERSE CRACKS ANY CONFIGURATION

*On the basis of equalizations theory shells type Timoshenko and analogue are  $\delta_c$  models a task about the tense state and maximum equilibrium of cylindrical orthotropic of resiliently-plastic shell with the internal transversal crack of arbitrary configuration is taken to the system of nonlinear singular integral equalizations. The algorithm of numeral decision of the got system offers. Influence of orthotropic is studied, loading and geometrical parameters on opening of crack and sizes of plastic zones near-by her.*

*Keywords:* orthotropic cylindrical shell, internal cracks, integral equations, opening the crack front, the theory of Timoshenko-type shells.

**Вступ.** Міцність реальних твердих тіл визначається не тільки їх фізико-хімічною природою, а й істотно залежить від дефектності їх структури. Розв'язання проблеми руйнування матеріалів може бути успішним тільки у випадку врахування дефектів, що містяться в тілі (мікро- та макротріщини, різного походження порожнини та включення, границі блоків і зерен структури тощо). В процесі деформації твердого тіла в околі таких концентраторів виникає висока інтенсивність напружень, що веде до пластичного течіння матеріалу, до утворення та поширення тріщин, тобто до локального чи повного руйнування тіла [1, 2].

Науково-технічний прогрес ставить все вищі вимоги до міцності конструкційних матеріалів. Такі вимоги, в певній мірі, задовольняють нові композиційні матеріали, зокрема армовані надміцними волокнами пластики. Для них притаманна низка специфічних механічних властивостей, таких як анізотропія деформативних та міцнісних властивостей, порівняно низька зсувна жорсткість. Ефективне конструювання виробів з таких матеріалів можливе лише при врахуванні та правильному використанні цих властивостей. Так як високоміцні матеріали схильні до крихкого та квазікрихкого руйнування, то наявність дефектів, особливо гострокінцевих, суттєво впливає на міцність конструкцій. Щоб оцінити вплив різного роду дефектів на

напружений стан і граничну рівновагу тіла, доцільно провести дослідження для концентраторів напружень, які піддаються аналітичній трактовці. Таким концентратором, наприклад, в тонкостінних конструкціях є наскрізні та внутрішні тріщини. Тим більше, що тріщини є найбільш небезпечними, з точки зору руйнування, дефектом [1–3].

Автори уже розглядали випадки, коли внутрішня тріщина обмежена лініями, паралельними координатним [4, 5]. В цій роботі досліджено анізотропну замкнуту циліндричну пружно-пластичну оболонку, ослаблену внутрішньою тріщиною довільної конфігурації (рис. 1).

**Формулювання задачі.** Розглянемо ортотропну безмежну замкнуту циліндричну оболонку радіуса  $R$ , середину поверхні якої віднесемо до циліндричної системи координат  $\alpha \beta \gamma$ . Оболонка товщини  $2h$  ослаблена поперечною внутрішньою тріщиною завдовжки  $2l_0$ . Глибина тріщини задається двома гладкими кривими  $d_1(\beta)$  та  $d_2(\beta)$  (рис. 1). Тріщина розміщена вздовж координатної лінії  $\alpha = 0$ .

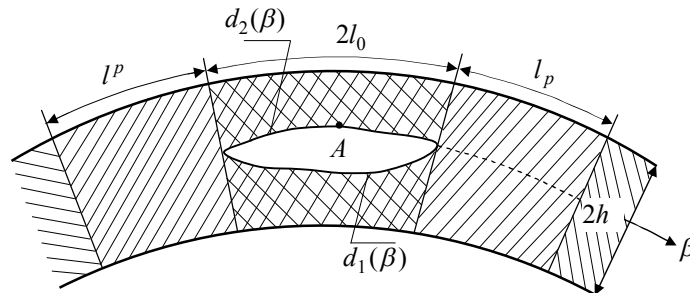


Рис. 1. Схема розміщення внутрішньої тріщини та пластичних зон

Вважатимемо, що оболонка та береги тріщини завантажені лише симетричними відносно її площини зусиллями та моментами. Під час деформації береги тріщини не контактують. Обмежимося розглядом досить глибоких тріщин. Площу тріщини, рівень зовнішнього навантаження та властивості матеріалу передбачаємо такими, що біля неї по всій товщині оболонки вузькою смугою розвиваються пластичні деформації. Тепер, відповідно до аналога  $\delta_c$ -моделі [1], зони пластичних деформацій замінимо поверхнями розриву пружних переміщень і кутів повороту, а реакцію матеріалу пластичної зони на пружний об'єм – відповідними зусиллями та моментами. Вважатимемо, що на продовженні тріщини в глибину до зовнішньої чи внутрішньої поверхонь оболонки, тобто відповідно в області  $\beta \in ]-\beta_0; \beta_0[$ ;  $\gamma \in [-h; -h + d_1] \cup [h - d_2; h]$ , ( $\beta_0 = l_0 / R$ ,  $\gamma$  – нормальна до серединної поверхні координата), діють постійні напруження  $\sigma^0 = (\sigma_B + \sigma_T) / 2$ , де  $\sigma_B$  – границя міцності, а  $\sigma_T$  – поріг текучості матеріалу оболонки в осьовому напрямку. У пластичних зонах на продовженні тріщини по довжині, тобто в областях  $\gamma \in [-h; h]$ ,  $\beta \in ]-\beta^p; -\beta_0[ \cup ]-\beta_0; \beta_p[$ , ( $\beta_p = l_p / R$ ;  $\beta^p = l^p / R$ ;  $l_p$ ,  $l^p$  – довжини пластичних зон справа та зліва від тріщини) діють невідомі нормальні зусилля  $N_p$ ,  $N^p$  та згинні моменти  $M_p$ ,  $M^p$ , які протидіють розкриттю тріщини та задовольняють певну умову пластичності тонких оболонок [6].

Таким чином, у рамках прийнятого аналога  $\delta_c$ -моделі пружно-пластичну задачу про граничну рівновагу оболонки з внутрішньою тріщиною заданої довжини  $2l_0$  зведено до задачі про пружну рівновагу такої ж оболонки з фіктивною наскрізною тріщиною невідомої довжини  $2l_1 = 2l_0 + l_p + l^p$  на берегах якої виконуються умови:

$$f_1(\beta) = \begin{cases} N_1^{(1)} + N^l - N_2^0, & |\beta| \leq \beta_0, \\ -N_2^0 + N_p, & \beta_0 < \beta < \beta_0 + \beta_p, \\ -N_2^0 + N^p, & -\beta_0 - \beta^p < \beta < -\beta_0; \end{cases}$$

$$f_2(\beta) = \begin{cases} M_2^{(1)} + M^l - M_2^0, & |\beta| \leq \beta_0, \\ -M_2^0 + M_p, & \beta_0 < \beta < \beta_0 + \beta_p, \\ -M_2^0 + M^p, & -\beta_0 - \beta^p < \beta < \beta_0. \end{cases}$$

Тут  $N_2^{(1)}$ ,  $M_2^{(1)}$  – зусилля та момент, прикладені до берегів реальної тріщини;  $N_2^0$ ,  $M_2^0$  – ці ж параметри на лінії тріщини в суцільній оболонці, зумовлені зовнішнім навантаженням;  $N^l$ ,  $M^l$  – нормальне зусилля та згинний момент, які є реакцією матеріалу на розрив внутрішніх зв'язків над і під внутрішньою тріщиною та які згідно з прийнятими припущеннями про напруження в цих зонах визначаються за формулами:

$$N^l(\beta) = \sigma_0 \left( \int_{-h}^{d_1(\beta)} d\gamma + \int_{d_2(\beta)}^h d\gamma \right), \quad M^l(\beta) = \sigma_0 \left( \int_{-h}^{d_1(\beta)} \gamma d\gamma + \int_{d_2(\beta)}^h \gamma d\gamma \right). \quad (2)$$

**Основні співвідношення анізотропної циліндричної оболонки з тріщиною.** В рамках уточненої теорії оболонок типу Тимошенка систему десятого порядку п'яти диференціальних ключових рівнянь, що враховують наявність тріщини, запишемо в матричному вигляді [1, 3, 5]

$$\mathcal{E}\bar{u} = R\mathcal{M}_1^{*T}\bar{\varepsilon}_1^0 + c_1^2 R^2 \mathcal{M}_2^{*T}\bar{\varepsilon}_2^0, \quad (3)$$

де

$$\begin{aligned} \mathcal{E} &= \mathcal{K}_1^* \mathcal{M}_1^* + c_1^2 \mathcal{K}_2^* \mathcal{M}_2^*; \quad c_1^2 = h^2 / (3R^2); \quad \mathcal{M}_j^* = \mathcal{E} \mathcal{K}_j^T; \\ \mathcal{K}_1^* &= \begin{pmatrix} \partial_1 & \partial_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \partial_1 & \partial_2 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & -\partial_1 & -\partial_2 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -1 \end{pmatrix}; \quad \mathcal{K}_2^* = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \partial_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \partial_1 & \partial_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \partial_1 & \partial_2 & 0 & 0 \end{pmatrix}; \\ \mathcal{E} &= \begin{pmatrix} \mathcal{E}_1 & \mathcal{G} \\ \mathcal{G} & \mathcal{E}_2 \end{pmatrix}; \quad \mathcal{E}_1 = \begin{pmatrix} c_{11} & 0 & c_{12} \\ 0 & c_{66} & 0 \\ c_{12} & 0 & c_{22} \end{pmatrix}; \quad \mathcal{E}_2 = k' \begin{pmatrix} c_{44} & 0 \\ 0 & c_{55} \end{pmatrix}; \quad \mathcal{G} = \begin{pmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix}; \\ \bar{u} &= \begin{pmatrix} u \\ v \\ w \\ \gamma_1 \\ \gamma_2 \end{pmatrix}; \quad \bar{\varepsilon}_1^0 = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11}^0 \\ \varepsilon_{12}^0 \\ \varepsilon_{22}^0 \\ \varepsilon_{13}^0 \\ \varepsilon_{23}^0 \end{pmatrix}; \quad \bar{\varepsilon}_2^0 = \begin{pmatrix} \chi_{11}^0 \\ \chi_{12}^0 \\ \chi_{22}^0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}. \end{aligned}$$

Тут верхнім індексом «Т» позначено транспоновану матрицю до даної;  $k' = 5/6$  – введений у теорії оболонок типу Тимошенка коефіцієнт зсуву для перерізальних сил; пружні сталі матеріалу оболонки  $c_{ij}$  визначаємо через технічні сталі за співвідношеннями

$$c_{11} = \frac{2E_1 h}{1 - \nu_1 \nu_2}; \quad c_{22} = \frac{2E_2 h}{1 - \nu_1 \nu_2}; \quad c_{12} = \frac{2hE_1 \nu_2}{1 - \nu_1 \nu_2}$$

$$c_{44} = 2hG_{23}; \quad c_{55} = 2hG_{13}; \quad c_{66} = 2hG_{12}; \quad E_1 \nu_2 = E_2 \nu_1;$$

$E_i, \nu_i$  ( $i = 1, 2$ ) – відповідно модулі пружності та коефіцієнти Пуассона в напрямках  $\alpha, \beta$ ;  $G_{12}$  – модуль зсуву між напрямками  $\alpha$  і  $\beta$ ;  $G_{13}$  – модуль зсуву між напрямками  $\alpha$  або  $\beta$  та  $\gamma$ ;  $u, v, w$  – компоненти переміщення серединної поверхні оболонки;  $\gamma_1, \gamma_2$  – кути повороту між нормаллю до серединної поверхні та координатними лініями  $\alpha, \beta$ ;  $\varepsilon_{ij}^0, \kappa_{ij}^0$  – деформації, що виражаються через стрибки переміщень і кутів повороту.

Розв'язок системи (3) шукаємо у вигляді

$$\bar{u} = RL^{-1}(\mathcal{M}_1^{*T}\bar{\phi}_1 + c_1^2 \mathcal{M}_2^{*T}\bar{\phi}_2). \quad (4)$$



Тут  $\mathcal{E}^{-1}$  – матриця алгебричних доповнень до матриці  $\mathcal{E}$ , тому

$$\mathcal{E}\mathcal{E}^{-1} = D^*\mathcal{E}; \quad D^* = \det \mathcal{E}; \quad \mathcal{E}^{-1} = \mathcal{E}; \quad (5)$$

$\bar{\phi}_1 = (\phi_1, \phi_2, \phi_3, \phi_4, \phi_5)$ ;  $\bar{\phi}_2 = (\psi_1, \psi_2, \psi_3, 0, 0)$  – вектори ключових функцій, які задовольняють рівняння

$$D^*\bar{\phi}_i = \bar{\varepsilon}_i^{(0)} \quad (i=1, 2). \quad (6)$$

Рівняння (6) з врахуванням (5) називатимемо ключовим або розв'язувальним рівнянням теорії анізотропних циліндричних оболонок типу Тимошенка, а функції  $\bar{\phi}_i (i=1, 2)$  – ключовими (розв'язувальними).

Вирази для знаходження зусиль і моментів через ключові функції  $\bar{\phi}_1, \bar{\phi}_2$  мають вигляд

$$\bar{n}_1 = c_1^2 \Omega_1 (\mathcal{N}_1^1 \bar{\phi}_1 + c_1^2 R \mathcal{N}_2^1 \bar{\phi}_2), \quad \bar{n}_2 = c_1^2 \Omega_1 R (\mathcal{N}_1^2 \bar{\phi}_1 + c_1^2 R \mathcal{N}_2^2 \bar{\phi}_2), \quad (7)$$

де  $\bar{n}_1, \bar{n}_2$  – «вектори» зусиль й моментів серединної поверхні

$$\bar{n}_1 = \begin{bmatrix} N_1 \\ S \\ N_2 \\ Q_1 \\ Q_2 \end{bmatrix}; \quad \bar{n}_2 = \begin{bmatrix} M_1 \\ H \\ M_2 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix};$$

$$\mathcal{N}_1^1 = \mathcal{M}_1^* \mathcal{E}^{-1} \mathcal{M}_1^{*T} - D^* \mathcal{E}, \quad \mathcal{N}_2^2 = c_1^2 \mathcal{M}_2^* \mathcal{E}^{-1} \mathcal{M}_2^{*T} - D^* \mathcal{E};$$

$$\mathcal{N}_i^j = \mathcal{M}_i^* \mathcal{E}^{-1} \mathcal{M}_j^{*T} \quad (i, j=1, 2; i \neq j), \quad \Omega_i = \det \mathcal{E}.$$

З (4) випливає:

$$\mathcal{N}_i^i = (\mathcal{N}_i^i)^T; \quad \mathcal{N}_i^j = (\mathcal{N}_j^i)^T \quad (i, j=1, 2; i \neq j).$$

Ключові функції  $\bar{\phi}_1, \bar{\phi}_2$  подамо у вигляді інтеграла згортки по серединній поверхні оболонки, вважаючи, що компоненти деформації  $\bar{\varepsilon}_1^{(0)}, \bar{\varepsilon}_2^{(0)}$  є інтегрованими функціями на серединній поверхні оболонки:

$$\begin{pmatrix} \bar{\phi}_1 \\ \bar{\phi}_2 \end{pmatrix} (\alpha, \beta) = \frac{1}{c_1^2 \Omega} \iint \begin{pmatrix} \varepsilon_1^{(0)} \\ \varepsilon_2^{(0)} \end{pmatrix} (\xi_1, \xi_2) g(\alpha - \xi_1, \beta - \xi_2) d\xi_1 d\xi_2. \quad (8)$$

Тут  $g(\alpha, \beta)$  – фундаментальний розв'язок [7] рівняння

$$D^* g(\alpha, \beta) = \delta(\alpha) \delta_T(\beta), \quad (9)$$

де  $\delta(\alpha)$ ;  $\delta_T(\beta)$  – дельта-функції Дірака (нижній індекс  $T$  показує, що вказана функція  $T$ -періодична),  $\Omega = \det \mathcal{E}_1$ .

Зважаючи на симетричність навантаження, розміщення тріщин, а також на те, що переміщення й кути повороту при переході через тріщину мають стрибок, а зусилля й моменти – неперервні функції, поле деформацій  $\bar{\varepsilon}_1^0, \bar{\varepsilon}_2^0$  набуває вигляду

$$\varepsilon_{22}^0(\alpha, \beta) = R^{-1} [u(\beta)] \delta(\alpha); \quad \kappa_{22}^0(\alpha, \beta) = R^{-1} [\gamma_1(\beta)] \delta(\alpha);$$

$$\varepsilon_{11}^0 = \varepsilon_{12}^0 = \varepsilon_{13}^0 = \varepsilon_{23}^0 = \kappa_{12}^0 = \kappa_{11}^0 = 0 \quad (10)$$

$[a(\beta)]$  – стрибок узагальнених переміщень.

**Інтегральні рівняння задачі.** З допомогою фундаментального розв'язку рівняння (9) та операції згортки побудовано інтегральні представлення ключових функцій (8)  $\bar{\phi}_i (i=1, 2)$ , а з допомогою формул (7) – інтегральні представлення зусиль та моментів для замкнутої ортотропної циліндричної оболонки. Вимагаючи тепер, щоб на берегах фіктивної тріщини виконувались умови (1) отримуємо систему двох сингулярних інтегральних рівнянь

$$\sum_{j=1}^2 \int_{-1}^1 F_j(\theta) \left[ \frac{a_{ij}}{\theta - \beta} + \tilde{K}_{ij}(\theta, \beta) \right] d\theta = b_i f_i(\beta), \quad (11)$$

де  $F_1 = \frac{d}{d\theta}[u(\theta)]$ ;  $F_2 = \frac{d}{d\theta}[\gamma_1(\theta)]$ ;  $f_i(\beta)$  – задані співвідношеннями (1), тобто – розривні функції; ядра  $\tilde{K}_{ij}(z)$  – неперервні функції на проміжку  $z \in [-1; 1]$ ,  $\tilde{K}_{ij}(z)$ ,  $a_{ij}$  приведені в [1] і відповідають ядрам для оболонки, ослабленої однією наскрізною поперечною тріщиною.

Розв'язки системи сингулярних інтегральних рівнянь (11) повинні задовольняти умови

$$\int_{-\beta_1}^{\beta_1} F_m(\xi) d\xi = 0, \quad m = 1, 2, \quad (12)$$

які забезпечують неперервність переміщення  $u$  та кута повороту  $\gamma_1$  у вершинах тріщини і впливають із співвідношень (4), (10).

Відповідно до моделі в системі (11) невідомі розміри зон пластичних деформацій  $l^p$ ,  $l_p$ , а також зусилля  $N_p$ ,  $N^p$  та моменти  $M_p$ ,  $M^p$ , що відповідають реакції пластичних зон на пружний об'єм і задовольняють певну умову пластичності тонких оболонок. Наприклад, умову Треска у вигляді пластичного поверхневого шару

$$\frac{N^i}{2h\sigma_{T\beta}} + \frac{3|M^i|}{2h^2\sigma_{T\beta}} = 1, \quad (i=1, 2) \quad \begin{matrix} N^1 = N^p, & N^2 = N_p \\ M_1 = M^p, & M^2 = M_p \end{matrix} \quad (13)$$

або пластичного шарніру

$$\left( \frac{N^i}{2h\sigma_{T\beta}} \right)^2 + \frac{|M^i|}{h^2\sigma_{T\beta}} = 1. \quad (14)$$

Умови пластичності (13) або (14) використовуємо для визначення довжини пластичних зон  $l^p$ ,  $l_p$ . Для знаходження невідомих  $N^p$ ,  $N_p$  та  $M^p$ ,  $M_p$  застосуємо умови скінченності напружень біля вершини фіктивної тріщини. Для цього достатньо, щоб коефіцієнти інтенсивності нормальних зусиль та згинних моментів дорівнювали нулю в обох вершинах фіктивної тріщини, тобто

$$K_N(\pm\beta_1) = K_M(\pm\beta_1) = 0. \quad (15)$$

Таким чином, задачу про граничну рівновагу ортотропної пружно-пластичної циліндричної оболонки з внутрішньою поперечною тріщиною довільної конфігурації зведено до сумісного розв'язання системи сингулярних інтегральних рівнянь (11), умов однозначності переміщень (12), умов пластичності (13) або (14) та умов обмеженості напружень (15).

Слід відмітити, що в системі (11) невідомі границі інтегрування  $\beta_1$ , так як невідомі розміри пластичних зон. Крім цього праві частини інтегральних рівнянь (11) – розривні функції в точках  $\beta = \pm\beta_0$ . Це впливає з (1). Розв'язок системи (11) можна шукати одним із прямих числових методів, наприклад, методом механічних квадратур. Але в точках  $\beta = \pm\beta_0$  прямі методи дають значну похибку, а саме в цих точках нас цікавить розкриття тріщин. Тому розв'язок шукаємо у вигляді

$$F_m(\theta) = h_m(\theta) + \psi_m(\theta), \quad (m=1, 2). \quad (16)$$

Тут  $h_m(\theta)$  – розв'язок системи рівнянь

$$\sum_{j=1}^2 a_{ij} \int_{-1}^1 \frac{h_j(t)}{t - \theta} dt = f_i(\theta), \quad (i=1, 2). \quad (17)$$

Який задовольняє умови

$$\int_{-1}^1 h_i(t) dt = 0, \quad (i=1, 2).$$

Система (17) розв'язана з допомогою формули обернення інтегралів типу Коші. Підставляючи тепер (16) в (11) отримуємо систему сингулярних інтегральних рівнянь на функції

$\psi_m(\theta)$ , яка має вигляд системи (11), але з неперервною правою частиною. Алгоритм сумісного розв'язування отриманої системи та додаткових умов такий: вибираємо деяке початкове наближення значення  $\beta_1$ , будуємо розв'язок отриманої системи інтегральних рівнянь, з допомогою умов (15) знаходимо  $N_p$ ,  $N^p$  та  $M_p$ ,  $M^p$ , які підставляємо в умови (13) або (14). Якщо вибрана умова пластичності задовольняється з наперед заданою точністю, то задача розв'язана, якщо ні, змінюємо певним чином  $\beta_1$  і процедуру повторюємо.

Інтегруючи розв'язок системи (11), розкриття тріщини у довільній її точці визначаємо за формулою

$$\delta(\beta, \gamma) = [u(\beta)] + \gamma [\gamma_1(\beta)], \quad |\beta| < \beta_1, \quad |\gamma| \leq h.$$

**Числові результати.** Числовий аналіз проводили для оболонок з таких матеріалів [8]:

**I** – композиційний матеріал на епоксидній основі, армованій однонаправленими графітними волокнами:

$$E_1 = 14,9 \cdot 10^4 \text{ МПа}; E_2 = 0,6 \cdot 10^4 \text{ МПа}; G_{12} = 0,4 \cdot 10^4 \text{ МПа}; \nu_1 = 0,31;$$

**II** – композиційний матеріал на епоксидній основі, армованій однонаправленими волокнами з S-скла:

$$E_1 = 6,3 \cdot 10^4 \text{ МПа}; E_2 = 2,12 \cdot 10^4 \text{ МПа}; G_{12} = 0,9 \cdot 10^4 \text{ МПа}; \nu_1 = 0,25;$$

**III** – борепоксидний композит:

$$E_1 = 40 \cdot 10^4 \text{ МПа}; E_2 = 4 \cdot 10^4 \text{ МПа}; G_{12} = 1,5 \cdot 10^4 \text{ МПа}; \nu_1 = 0,25.$$

Для всіх матеріалів приймали  $\nu = 0,3$ .

Алгоритм числового розв'язування реалізований для оболонки, що знаходиться під дією постійного розтягувального зусилля  $N_2^0$  на „нескінченості” ( $M_2^0 = 0$ ), армувальні волокна направлені вздовж напрямної. Матеріал ідеально пружно-пластичний ( $\sigma_B = \sigma_T$ ). Оболонка ослаблена внутрішньою параболічною тріщиною

$$d_1(\beta) = \frac{1}{\tau_0^2} (h - d'_1 - d'_2) \beta^2 - h + d'_1, \quad d_2(\beta) = -\frac{1}{\tau_0^2} (h - d'_1 - d'_2) \beta^2 + h - d'_2,$$

$d'_1$  та  $d'_2$  віддаль від вершини відповідної параболи до внутрішньої та зовнішньої поверхонь оболонок  $\tau_0 = l_0 / l_p$ ,  $d'_1 / h = 0,07$ ,  $d'_2 / h = 0,1$ . В цьому випадку напружено-деформований стан оболонки симетричний відносно лінії  $\beta = 0$  і тому  $l^p = l_p$ ,  $N^p = N_p$  та  $M^p = M_p$ .

На рис. 2 побудовано залежності відносного розкриття тріщини в точці  $A$   $\delta^* = \delta(\beta, \gamma) E_1 / (l_0 \sigma_T)$  від відносної довжини реальної тріщини  $l_0 / R$  для параметра тонкостінності  $h / R = 0,01$ ;  $n^0 = N_2^0 / (2h \sigma_T)$  – приведенне зовнішнє навантаження.

Криві I–III відповідають оболонкам, які виготовлені з відповідного ортотропного матеріалу; буквою «i» позначено результат для ізотропної оболонки. Результати числового аналізу показують: зі збільшенням навантаження та довжини тріщини  $\delta^*$  зростає для оболонки із всіх розглянутих ортотропних матеріалів; з ростом відношення  $E_1 / E_2$  відносне розкриття тріщини зменшується. На рис. 3 показано залежність довжини пластичної зони  $\tau_0 = l_0 / l_p$  від відносного навантаження  $n^0$ . Тут криві відповідають тим самим параметрам, що і на рис. 2.

Результати приведені на рис. 2, 3 отримані за умови пластичності (13). У випадку, коли брали умову (14) результати якісно не відрізняються, але на 10–12% більші.

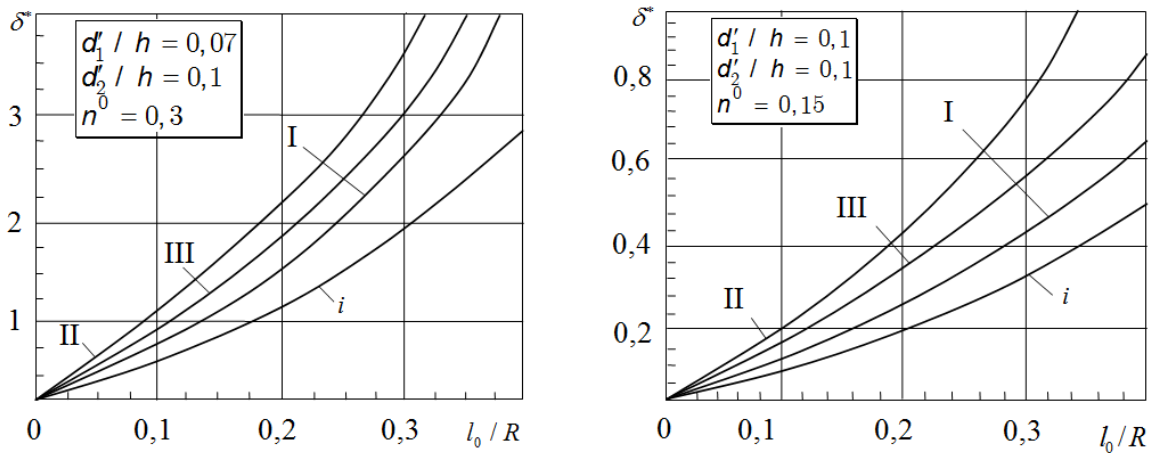


Рис. 2. Залежність відносного розкриття фронту тріщини  $\delta^*$  в точці А від її відносної довжини  $l_0/R$

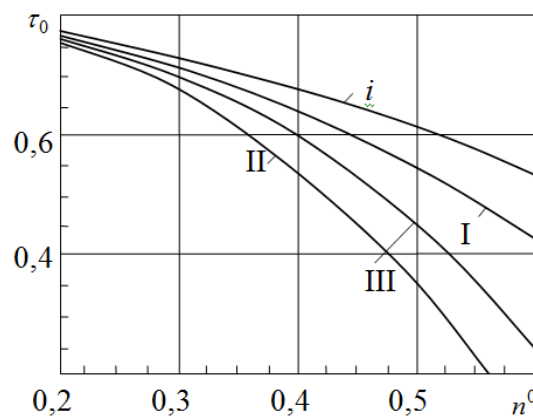


Рис. 3. Залежність довжини пластичної зони  $\tau_0$  від відносного навантаження  $n^0$

Розкриття тріщини та довжину пластичної зони визначали на випадок, коли оболонка ослаблена прямокутною внутрішньою тріщиною завглибшки  $2h - d'_1 - d'_2$ . Отримали, що  $\delta^*$  в точці А на 30% більше ніж для параболічної тріщини, а  $\tau_0$  – на 20% менше.

**Висновок.** Якщо за критерій руйнування обрати критерій критичного розкриття фронту тріщини то руйнування оболонки для розглянутих випадків розпочнеться в точці А. Числовий аналіз показав, що вибір умови пластичності мало впливає на розкриття тріщини та розмір пластичних зон.

1. Кушнір Р. М. Пружний та пружно-пластичний граничний стан оболонок з дефектами / Р. М. Кушнір, М. М. Николишин, В. А. Осадчук. – Львів: Вид-во «СПОЛОМ», 2003. – 320 с.
2. Панасюк В. В. Механіка квазіхрупкого руйнування матеріалів / В. В. Панасюк. – К.: Наук. думка, 1991. – 416 с.
3. МР 108.7 – 86. Расчеты на прочность: Оборудование энергетическое. – М.: НПО ЦНИИТМАШ, 1986. – 29 с.
4. Николишин Т. Гранична рівновага анізотропної пружно-пластичної замкнутої циліндричної оболонки з двома внутрішніми поперечними тріщинами / Т. Николишин, Ю. Пороховський // 11-й Міжнар. симпоз. українських інженерів механіків у Львові: Тези доповідей. – Львів: КІНПАТРІ ЛТД, 2013. – 47 с.
5. Николишин Т. М. Ортоотропна пружно-пластична замкнута циліндрична оболонка з двома поперечними поверхневими тріщинами / Т. М. Николишин // Прикладні проблеми механіки і математики. – 2012. – Вип 10. – С. 152–158.
6. Прагер В. Проблемы теории пластичности / В. Прагер. – М.: Физматгиз, 1958. – 136 с.
7. Прокопович І. Б. Фундаментальний розв'язок рівнянь рівноваги анізотропної циліндричної оболонки зі скінченною зсувною жорсткістю / І. Б. Прокопович, Л. М. Сеньків // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 1995. – №1. – С. 56-61.
8. Ашкенази Е. К. Анизотропия конструкционных материалов: Справ. / Е. К. Ашкенази, Э. В. Ганов. – Л.: Машиностроение, 1980. – 247 с.

Стаття надійшла до редакції 24.09.2014.

УДК 621.923-185.4

О. І. Кукицяк, Р. Г. Редько

Луцький національний технічний університет

**ВИСОКОШВИДКІСНЕ ШЛІФУВАННЯ – ВИСОКОПРОДУКТИВНИЙ МЕТОД ОБРОБКИ МЕТАЛІВ РІЗАННЯМ**

*У статті розглянуто високопродуктивний метод обробки деталей – високошвидкісне шліфування за методом Гюрига (ВШГ). Приведено залежності між керуючими параметрами обробки і параметрами процесу різання. Також описується вплив швидкостей, подач, питомої продуктивності та наявності ЗОР, при обробці, на температуру та процес різання. Описано область застосування та параметри методу ВШГ, особливості температури в зоні шліфування, а також умови використання ЗОР.*

*Ключові слова:* високошвидкісне шліфування, швидкість різання, питома продуктивність при шліфуванні, метод маятникового шліфування, метод Гюринга, метод глибинного шліфування, шліфувальні кола, ЗОР.

Рис. 6. Літ. .

А. И. Кукицяк, Р. Г. Редько

**ВИСОКОСКОРОСТНОЕ ШЛИФОВАНИЕ - ВИСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫЙ МЕТОД ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ**

*В статье рассмотрен высокопроизводительный метод обработки деталей - высокоскоростное шлифование методом Гюрига (ВШГ). Приведены зависимости между управляющими параметрами обработки и параметрами процесса резания. Также описывается влияние скорости подачи, удельной производительности и наличия СОЖ при обработке, на температуру и процесс резки. Описаны область применения и параметры метода ВШГ, особенности температуры в зоне шлифования, а также условия использования СОЖ.*

*Ключевые слова:* высокоскоростное шлифование, скорость резки, удельная производительность при шлифовании, метод маятникового шлифования, метод Гюринга, метод глубинного шлифования, шлифовальные круги, СОЖ.

O. Kukytskyak, R. Redko

**HIGH-SPEED GRINDING - HIGHLY PRODUCTIVE METHOD OF METAL CUTTING**

*The paper considers a high-performance method of machining parts - high-speed grinding method of Hyuryh (HSGH). Powered dependence between the control parameters and processing parameters of the cutting process. Also describes the effect of speed, feed, specific performance and availability of the AB, the processing, and the temperature of the cutting process. Describe the scope and parameters of the method HSGH, especially in the grinding zone temperature and conditions of use AB.*

*Keywords:* high-speed grinding, cutting speed, specific performance in grinding, polishing pendulum method, Hyuryh method, method of deep sanding, grinding range, the temperature in the grinding zone, AB.

**Постановка проблеми.** Високошвидкісне шліфування за методом Гюринга (ВШГ) засновано на використанні максимально можливих колових швидкостей шліфувального круга і подач. ВШГ відрізняється від методів лезової обробки металів (наприклад точіння, фрезерування, зовнішнього протягування) значно більш високою (приблизно в 10-20 разів) продуктивністю. Раціональне використання верстатів з такою високою продуктивністю можливе лише в умовах масового або крупносерійного виробництва або при випуску виробів середніми і малими серіями груповим методом.

В більшості випадків ВШГ реалізується на спеціальних верстатах, для кожного з яких визначається конкретно його конструкція і розміри, а також підбирають завантажувально-розвантажувальні пристрої або маніпулятори, пристосіблення для базування і кріплення деталі, систему правки шліфувального круга.

Основною перевагою ВШГ є можливість виготовлення виробів із заготовки на одному верстаті за один прохід. Завдяки цій перевазі можна раціоналізувати технологію і економічно вигідно реорганізувати виробництво.

ВШГ характеризується наступними умовами: швидкість різання  $v_c=60...250$  м/с; швидкість подачі  $v_f=1000...10000$  м/хв; зняття основного шару матеріалу здійснюється за один прохід при глибині різання до 30 мм; продуктивність різання до 2 кг/хв. В загальному випадку швидкість подачі і зняття шару матеріалу в 100–500 разів вище, ніж при традиційному шліфуванні.

На рис.1. показана принципова схема ВШГ. Матеріал по всіх ширині обробки  $b_0$  знімається за один прохід на всю глибину  $a_e$ . При цьому не має значення чи напрям подачі є прямолінійним, як при плоскому шліфуванні (див. рис.1.а), чи коловим, як при коловому шліфуванні (див. рис.1.б).

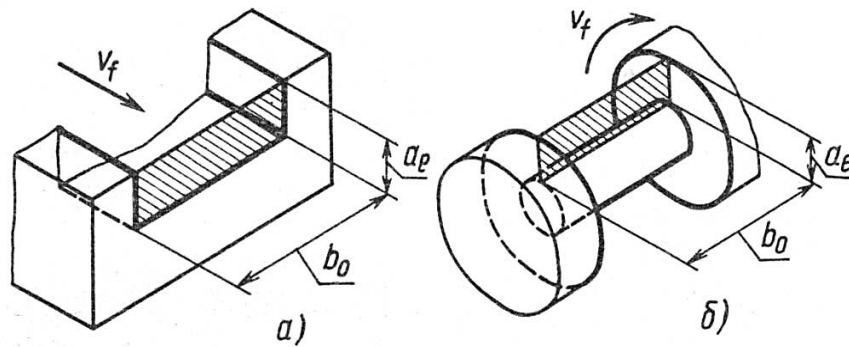


Рис.1. Схема плоского (а) і колового (б) ВШГ

Важливо лише те, що при високих швидкостях різання обов'язково використовуються великі швидкості подачі. Питома продуктивність різання [в мм<sup>3</sup>/(мм·хв)]  $Q_{ш} = a_e b_0 v_f / b_0$ , де  $v_f$  - в мм/хв;  $a_e$  і  $b_0$  - в мм.

ВШГ не розраховане на обробку торцевих або циліндричних поверхонь великих розмірів. В більшості випадків ВШГ застосовують для вишліфовування вцілому канавок і пазів (плоску і глибинне шліфування); вирізного шліфування (зовнішнє колове шліфування і шліфування із врізанням під кутом); шліфування різних гвинтових поверхонь (спіралей, черв'яків, ходових гвинтів); шліфування з підрізанням і поздовжнього шліфування за один прохід на всю глибину (зовнішнє колове поздовжнє шліфування). Можна обробляти заготовки з різноманітних матеріалів як в незагартованому, так і в загартованому стані.

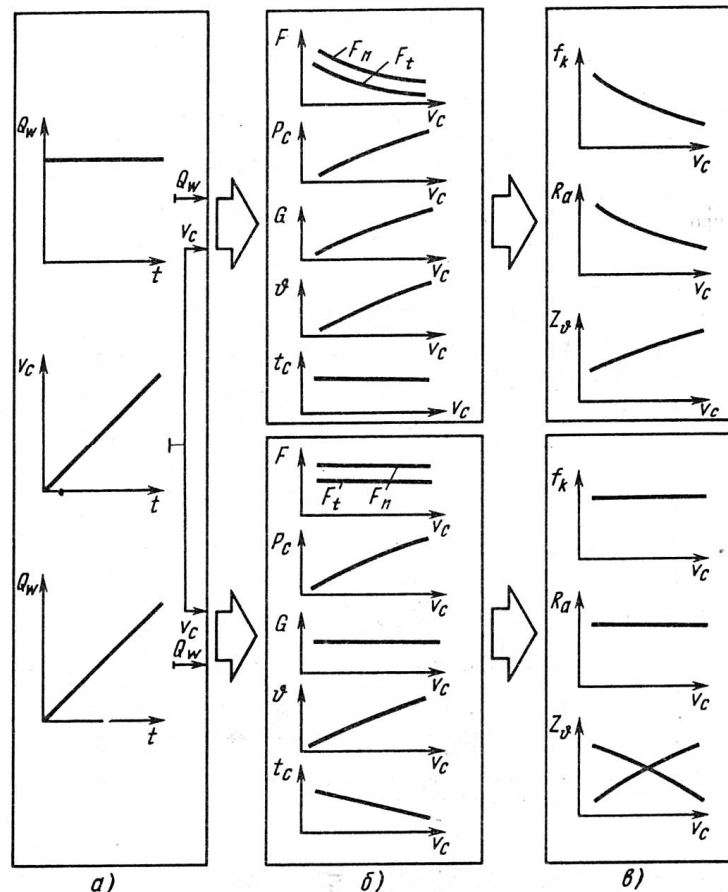


Рис. 2. Залежності між керуючими параметрами (а), параметрами процесу шліфування (б) і результатами (в)

На рис.2 наведені залежності між перемінними керуючими параметрами в процес ВШГ (до яких відносяться  $v_c$  різання і питома продуктивність  $Q_{ш}$ ) і параметрами процесу різання (нормалі  $F_n$  і тангенціальній  $F_t$  складовими сили різання, потужністю  $P_c$  різання, коефіцієнтом  $G$  ріжучої

здатності, температурою  $\vartheta$  в зоні різання і часом  $t_c$  різання). Як видно підвищення швидкості різання при постійній питомій продуктивності (див. рис.2, а, верхня частина) має такі наслідки: 1) при постійному часі різання - зменшення зусиль різання, коефіцієнта  $G$  (відношення між зносом шліфувального круга і кількістю знятого матеріалу) і зростання температури  $\vartheta$  (див. рис. 2, б, верхня частина); 2) зменшення похибок форми і розмірів, а також зниження шорсткості  $R_a$  оброблюваних поверхонь; однак при цьому зростає небезпека трансформаційних змін властивостей матеріалу деталей під дією тепла в крайніх шарах, що виражається збільшенням коефіцієнта (див. рис. 2, в, верхня частина).

Одночасне збільшення швидкості різання і питомої продуктивності (див. рис. 2, а, нижня частина) веде за собою: 1) значне зменшення часу різання при порівняно постійних зусиллях різання і коефіцієнтів, а також зростання температури  $\vartheta$  (див. рис. 2, б, нижня частина); 2) стабілізацію якості виробів (похибки розмірів і форми, а також шорсткість обробленої поверхні приблизно постійні і не залежать від швидкості різання); значення коефіцієнта  $Z$  спочатку зростає разом із ростом подачі оброблюваної деталі, а потім зменшується (див. рис. 2, в, нижня частина).

**Аналіз останніх досліджень.** Загальновідомий метод маятникового шліфування характеризується малою подачею круга на глибину і великою швидкістю подачі заготовки при порівняно низькій швидкості різання (30-45 м/с). Зростання продуктивності при цьому обмежується через появу дефектів на оброблюваних поверхнях і зміни властивостей граничних шарів матеріалу виробу.

Метод глибинного шліфування характеризується порівняно низькими швидкостями різання (30-45 м/с) і подачі заготовки, але великою подачею на глибину. Зростання продуктивності при цьому обмежене через зміни властивостей граничних шарів заготовки в результаті теплового впливу, а також через великі механічні навантаження на шліфувальні круги та заготовки.

Якщо збільшити швидкість різання вище 60 м/с і одночасно швидкість подачі заготовки до значення, що перевищують 1000 м/хв, то можна перейти в область ВШГ. Вона лежить за межами критичної області появи термічних дефектів у матеріалі виробу, що виникають при підвищенні швидкості подачі заготовки (див. рис. 3). Верхня межа застосування ВШГ визначається максимальною швидкістю шліфувального круга, допустимої за умовами його міцності, а також потужністю приводу шліфувальних верстатів.

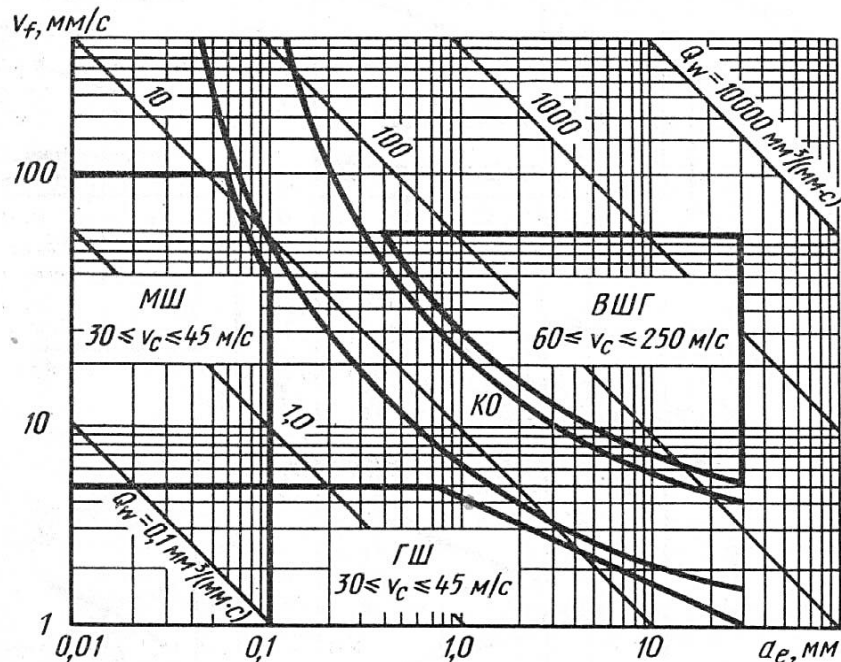


Рис. 3. Области застосування різних методів шліфування (за даними проф. Г. Вернера): МШ - маятникове шліфування; ГШ - глибинне шліфування; ВШГ - високошвидкісне шліфування за методом Гюринга; КО - критична область;  $a_e$  - подача на глибину;  $v_f$  - швидкість подачі заготовки;  $Q_w$  - питома продуктивність шліфування

Застосовувані при ВШГ шліфувальні круги можна поділити на дві групи.

1. Круги з оксиду алюмінію (корунду) або карбїду кремнію на традиційній зв'язці [керамічній, синтетичній (наприклад, на бакелїтїв)]. Робоча швидкість різання до 120 м/с.

2. Круги з кубїчного нїтриду бору (КНБ) або алмазу на надтвердїй зв'язці (синтетичної або металевої); до цієї ж групи належать круги на металїчній зв'язці, утвореної гальванїчним методом. Робоча швидкість різання складає до 250 м/с.

Про температуру в зонї шліфування. Як відомо, із збільшенням продуктивності різання і окружної швидкості круга зростає термічне навантаження на граничні шари матеріалу оброблюваних деталей. Ця обставина тривалий час перешкоджала впровадженню ВШГ у виробництво. Правда, в деяких спеціальних випадках переваги ВШГ не користувалися повною мірою. Наприклад, в інструментальному виробництві вдалося локалізувати джерела теплоутворення в зонї контакту, а потім за допомогою цілеспрямованих заходів повністю виключити або значно зменшити їх вплив на оброблюваний інструмент.

У процесі шліфування теплота виділяється, з одного боку, в місцях відділення та зсуву матеріалу виробу, а з іншого боку – в місцях тертя стружки об поверхню абразивних зерен, а також поверхонь зношених зерен об поверхню заготовки.

Якщо швидкість переміщення заготовки перевищить швидкість поширення теплоти, то майже вся теплота, що виділяється в процесі шліфування, буде відводиться стружкою із зонї різання. Це припущення підтверджується дослідженнями граничних шарів матеріалу виробів.

З підвищенням швидкості  $v_c$  різання зростає й кількість теплоти, що надходить в процесі шліфування в оброблювану деталь. Крім того, як видно з рис. 4, із збільшенням швидкості  $v_f$  подачі заготовки робота  $W$  процесу різання зменшується<sup>1</sup>, причому настільки значно, що теплоти, яка сприймається заготовкою, недостатньо для появи структурних змін в граничних шарах. В будь-якому випадку при металографїчних дослідженнях ніяких змін властивостей матеріалу граничних шарів деталей не виявлено.

При використанні ВШГ поряд з правильним вибором режиму різання особливе значення надається правильній подачі ЗОР. Це обумовлено наступним. Внаслідок високої колової швидкості навколо шліфувального круга утворюється повітряний прошарок, що перешкоджає змочуванню поверхні і потраплення ЗОР в зону шліфування. Видалення цього прошарку механїчним шляхом або за допомогою струменя ЗОР, що надходить під високим (0,5-2 МПа) тиском, покращує відведення теплоти із зонї шліфування і різко зменшує небезпеку структурних змін в граничних шарах виробу. Бажано, щоб система подачі ЗОР відповідала конкретній технологїчній задачі.

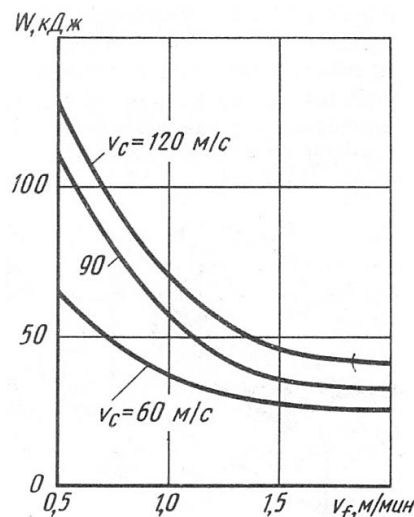


Рис. 4. Вплив швидкості  $v_f$  подачі і швидкості  $v_c$  різання на роботу  $W$  процесу різання

Важливу роль для ВШГ відіграє і витрата ЗОР; зазвичай вона повинна бути не меншою 10 л на 1 мм ширини круга, а на 1 см<sup>3</sup> знятого матеріалу її витрачається 200-400 л/хв. У зв'язку з тим, що найбільша кількість теплоти відводиться стружкою, ЗОР досить швидко і сильно нагрівається. Тому доцільно постійно охолоджувати її.



Поряд з системою подачі і тиском ЗОР важливе значення має і тип застосовуваної рідини. Так, використання спеціального масляного ЗОР дозволяє, як правило, знизити температуру в зоні шліфування приблизно в 2 рази в порівнянні з температурою, що виникає при шліфуванні без охолодження (рис. 5) або з використанням емульсії.

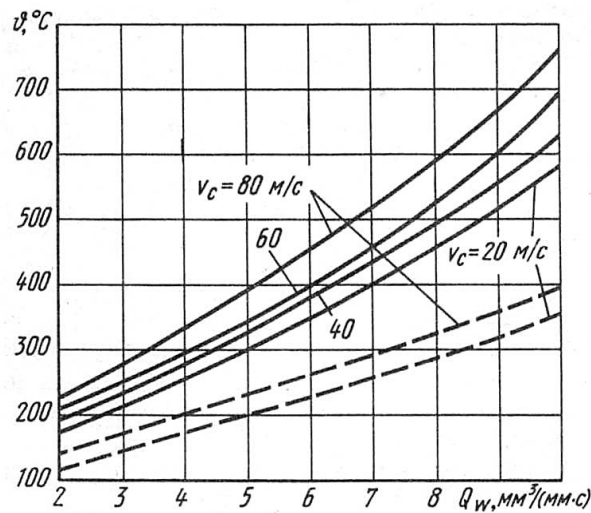


Рис. 5. Вплив швидкості  $v_c$  різання, питомої продуктивності  $Q_{ш}$  і наявності ЗОР на температуру  $t$  в зоні шліфування: суцільні лінії – шліфування без охолодження, штрихові – з охолодженням

Приклади застосування ВШГ. У роторі пластинчастого насоса (рис. 6, а) перед загартовуванням шліфують за методом ВШГ глибокі пази з припуском. Після загартовування роторів здійснюють чистове шліфування пазів за тією ж технологією. При цьому можна використовувати шліфувальні круги діаметром 400 мм, максимальна ширина 25 мм.

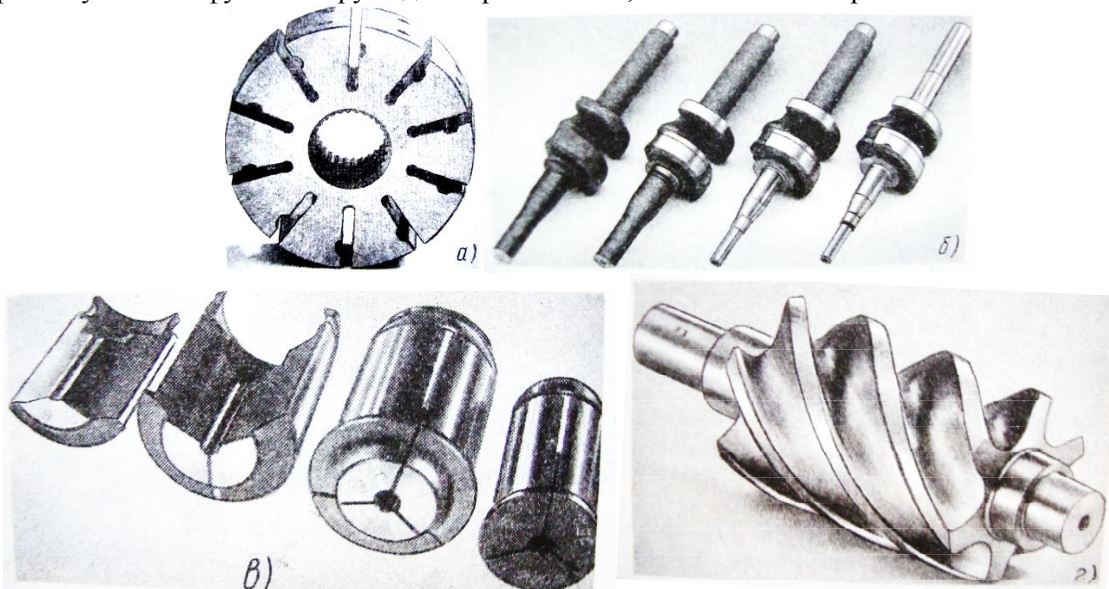


Рис. 6. Приклади деталей, які обробляються методом ВШГ: а – ротор пластинчастого насоса; б – колінчастий вал; в – затискні цанги; г – ротор гвинтовий

**Основні результати досліджень.** Основні показники технологічного процесу при обробці ротора з 10 пазами (матеріал - хромомарганцева сталь) кругом з КНБ наступні:  $v_c = 143$  м/с;  $a_c = 12$  мм; ширина паза 1,7 (1,9) мм (тут і далі в дужках дані для чистового шліфування, поза дужками - для попереднього); ( $Q_{ш} = 171$  (114)  $\text{мм}^3/(\text{мм}\cdot\text{с})$ );  $t_c = 1,4$  (2,1) с; тривалість циклу обробки двох деталей  $t_p = 38$  (44) с.

У колінчастому валі (рис. 6, б), виготовленого з ковкого чавуну, шліфують вцілому заплічники, противаги по зовнішньому діаметру і опорні шийки корінних підшипників. Для шліфування використовують три верстата, кожен з яких оснащений двома шліфувальними шпинделями, працюючими одночасно. Використовуються круги з КНБ діаметром 500 мм; максимальна ширина 83 мм. Показники процесу обробки:  $v_c = 104$  або  $122$  м/с;  $v_f = 60$  мм/хв;  $Q_{ш} = 30 \dots 75$  мм<sup>3</sup>/(мм·с);  $t_c \approx 16$  с (на контур);  $t_p = 21$  с. |

Згідно традиційної технології виготовлення затискних цанг (рис. 6, в) в незагартованих заготовках прорізають фрезою паз, залишаючи перетинку. Після загартування шліфують зовнішній і внутрішній діаметри цанги, а потім перетинки. За допомогою ВШГ пази шириною 1 мм прорізають по цілому в дзеркальній цанзі (HRC 47) кругами із КНБ діаметром 60-1000 мм; максимальна ширина кола 3 мм.

Основні показники процесу :  $v_c = 157$  м/с;  $v_f = 1000$  мм/хв;  $a_e = 13$  мм;  $Q_{ш} = 155$  мм<sup>3</sup>/(мм · с);  $t_c \approx 3.6$ с;  $t_p = 18$  с.

Гвинтові канавки ротора гвинтового насоса (рис. 6, г) шліфують на суцільний незагартованої заготовці діаметром 18-200 мм і довжиною 1250 мм. Попереднє шліфування складається з чотирьох етапів, чистове - з двох. Використовуються круги з електрокорунду на бакелітовій зв'язці діаметром 400 мм; максимальна ширина 80 мм. Профільювання круга здійснюється по двох незалежних осях допомогою пристрою для правки, оснащеного ЧПК.

Основні показники процесу обробки:  $v_c = 73$  м/с;  $a_e = 7,5; 4,5; 3,0; 2,5$  (0,6; 0,2) мм;  $v_f = 1500$  (1200)мм/хв;  $Q_{ш} = 187,5$  мм<sup>3</sup>/(мм·с);  $t_c \approx 32$  с;  $t_p \approx 570$ с .

Описані тут, а також інші верстати створені на базі уніфікованої модульної системи, за допомогою якої стало можливим серійне виготовлення шліфувальних верстатів, що працюють за методом ВШГ. Такі верстати доцільно використовувати в масовому і багатосерійному виробництві при обробці деталей з великим припуском.

**Висновок.** Метод ВШГ дозволяє значно підвищити продуктивність шліфування завдяки високим режимам та можливості об'єднання попередньої і чистової обробки, причому якість продукції не поступається якості продукції, виготовленої традиційними методами шліфування.

Впровадження високошвидкісної технології знаходиться поки на початковому етапі, проте в майбутньому багато з традиційних технологічних операцій (точіння, фрезерування, зовнішнє протягування) можуть бути успішно замінені на ВШГ.

Стаття надійшла до редакції 25.06.2014.

УДК 621.881

Н. І. Кундля, Р. Г. Редько, Н. Т. Зубовецька

Луцький національний технічний університет

**ПРИСТРІЙ ДЛЯ ВИЯВЛЕННЯ ПОЛОМОК РІЗУЧОГО ІНСТРУМЕНТУ**

*Розроблено новий індуктивний пристрій з генераторним перетворювачем. Особливість пристрою і його основна перевага полягають у тому, що датчик, на відміну від прохідного, розташовується по одну сторону об'єкта контролю. Таким чином осі його катушок направлені нормально до поверхні контролюваного інструменту. При цьому датчик контролює інструмент, що не охоплює його, а знаходиться від нього на деякій відстані. Тому датчик, сприймаючи збурення електромагнітного поля, управляє роботою генератора, підтримуючи його в пасивному стані при цілому інструменті, викликаючи його збудження при поломиці, неправильній установці або відсутності інструменту.*

*Ключові слова:* датчик, інструмент, генератор, транзистор.

*Рис. 4. Форм. 2. Літ. 11.*

Н. И. Кундья, Р. Г. Редько, Н. Т. Зубовецкая

**УСТРОЙСТВО ДЛЯ ОБНАРУЖЕНИЯ ПОЛОМОК РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА**

*Разработано новое индуктивное устройство с генераторным преобразователем. Особенность устройства и его основное преимущество состоит в том, что датчик, в отличие от проходного, располагается по одну сторону объекта контроля. Таким образом оси его катушек направлены нормально к поверхности контролируемого инструмента. При этом датчик контролирует инструмент, не охватывает его, а находится от него на некотором расстоянии. Поэтому датчик, воспринимая возмущение электромагнитного поля, управляет работой генератора, поддерживая его в пассивном состоянии при целом инструменте, вызывая его возбуждения при поломке, неправильной установке или отсутствия инструмента.*

*Ключевые слова:* датчик, инструмент, генератор, транзистор.

N. Kundlya, R. Redko, N. Subovetska

**DEVICE TO DETECT BREAKAGE OF CUTTING TOOLS**

*A new inductive device of generator transformer. Feature of the device and its main advantage lies in the fact that the sensor, as opposed to a checkpoint, located on the same side control object. So its axis coils directed normally to the surface of the controlled instrument. With this sensor controls the tool does not cover it, and found him at a distance. Therefore, sensor, perceiving the indignation electromagnetic field, controls the generator, keeping it in a passive state when the whole instrument, causing his excitement at breakage, improper installation or lack of tools.*

*Keywords:* sensor, tool, generator transistor.

**Постановка проблеми.** Останнім часом у зв'язку з широким застосуванням багатошпиндельних верстатів-автоматів, верстатів з програмним управлінням (ПУ) та автоматичних ліній особливої актуальності набуло питання автоматичного виявлення поломок кінцевих різучих інструментів (свердел, мітчиків, зенкерів, розгортки і циліндричних фрез). Якщо це завдання щодо інструментів великих діаметрів вирішується зараз відносно просто (за допомогою одного з відомих методів - механічного, пневматичного, рідинного, радіаційного, фото-п'єзоелектричного, електроконтактного або індукційного [4, 5, 7 - 11 та ін]), то відносно інструментів малих діаметр (3 мм і менше) це питання вирішене ще не повністю.

Найбільш перспективним в останньому випадку є індуктивний метод контролю. Побудовані на його основі пристрої з генераторними перетворювачами [2] мають високу роздільну здатність, відрізняються простою схемою і конструкцією датчика, а також мають високу надійність. Однак застосування в даних пристроях датчиків прохідного типу іноді призводить до деяких труднощів, що ускладнює схему управління операцією контролю.

Розроблено новий індуктивний пристрій з генераторним перетворювачем [1], позбавлений цих недоліків, блок – схема якого наведена на рис. 1, а.

За своєю структурою пристрій є аналогічним індуктивним пристроям з прохідними датчиками [2]; він містить функціональний перетворювач П з параметричним датчиком ДО, з'єднаний з детектором-помножувачем Д і релейним підсилювачем У. На виході останнього включено вихідний пристрій Р; ІС - джерело живлення.

Роль перетворювача (рис. 1, б) виконує зібраний на транзисторі Т1 за схемою з індуктивним (трансформаторним) зворотнім зв'язком високочастотний LC-генератор. Його обмотки - контурна  $\omega_1$  і обмотка зв'язку  $\omega_2$  виконані роздільно на двох феритових стержнях, розташованих таким чином, що кут між їх осями становить  $50-70^\circ$ . Обмотки, виконуючи одночасно роль чутливого елемента пристрою і первинного перетворювача, є датчиком.

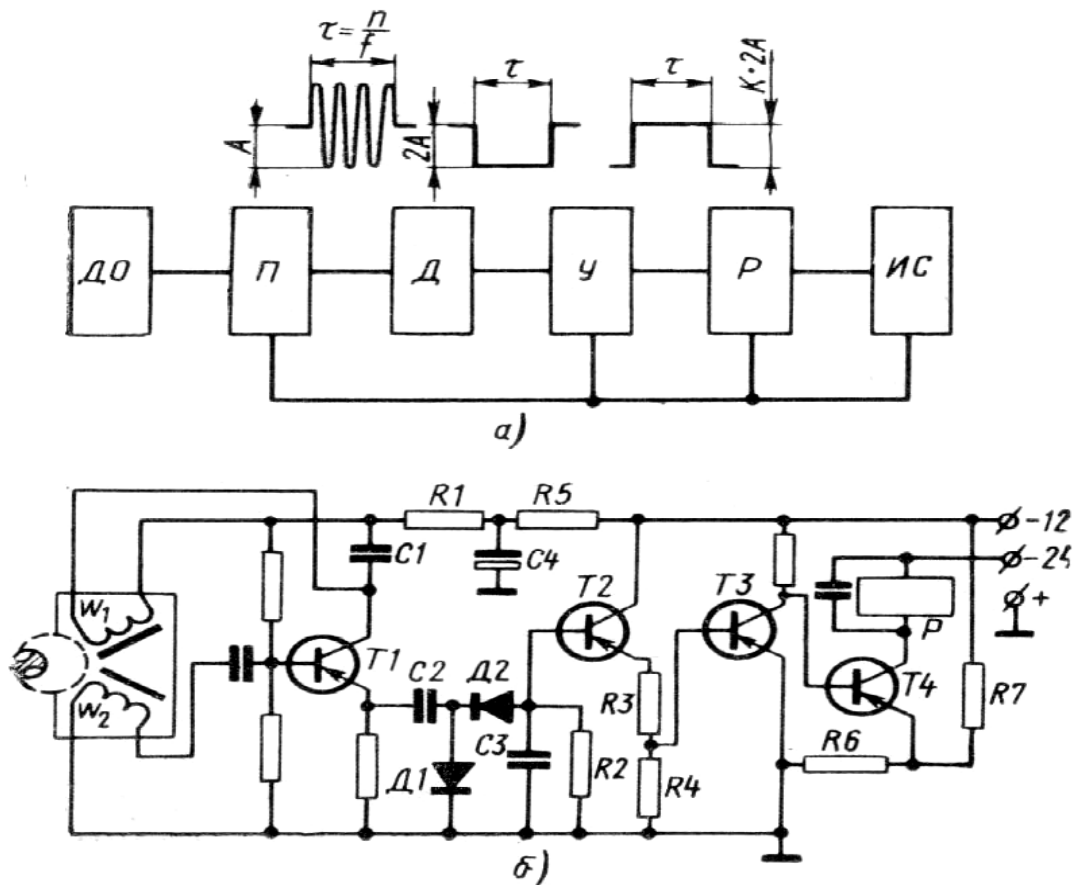


Рис. 1. Блок-схема (а) і принципова схема (б) пристрою для виявлення поломок інструменту. А і f- амплітуда і частота коливань, що генеруються;  $\tau$ - тривалість сигналу; n- кількість періодів; K- коефіцієнт підсилення

**Результати дослідження.** Особливість пристрою і його основна перевага полягають у тому, що датчик, на відміну від прохідного, розташовується по одну сторону об'єкта контролю таким чином, що осі його котушок направлені нормально до поверхні контрольованого інструменту. При цьому датчик контролює інструмент, що не охоплює його, а знаходиться від нього на деякій відстані. Надалі будемо називати такий датчик відвідним, хоча відвід його після операції контролю не завжди необхідний.

На рис. 2, а схематично показані конструкція датчика 1 і взаємне розташування його з контрольованим ріжучим інструментом 3. Цифрою 2 позначена зона дії датчика (зона контролю). Контроль зручно робити у вихідному положенні шпинделя з інструментом, тобто перед початком кожного циклу обробки деталі. Це значно спрощує схему управління операцією.

У момент подачі команди на контроль датчик, закріплений в тримачі, підводиться до інструменту і займає положення (рис. 2, а і б), при якому вершина інструменту, якщо він цілий, знаходиться в зоні контролю (за відсутності необхідності відведення датчика він стаціонарно встановлюється так, щоб у вихідному положенні останнього його вершина перебувала в зоні 2). Якщо інструмент зламався або після заміни виставлений неправильно (наприклад, на довжину, меншу необхідної), то після повернення шпинделя у вихідну позицію інструмент займе відносно підведеного датчика положення (рис.2, в), при якому зона контролю залишиться вільною, що буде зафіксовано пристроєм.

Сприймаючи інформацію про присутність або відсутність в зоні вершини контрольованого інструменту, датчик управляє роботою генератора наступним чином. При введенні інструменту (у загальному випадку феромагнітного тіла) в зону контролю збільшується величина потоку  $\Phi$  контурної котушки  $\omega 1$ , що призводить до збільшення індуктивності її обмотки і еквівалентно внесенню в контур додатково (так званого носило) опору  $Z_{L_{вн}}$  індуктивного характеру. Одночасно має місце друге явище - наведення в об'єкті контролю вихрових струмів. Розподіл їх по перетину інструменту нерівномірний і обумовлюється поверхневим проникненням струму [6] :

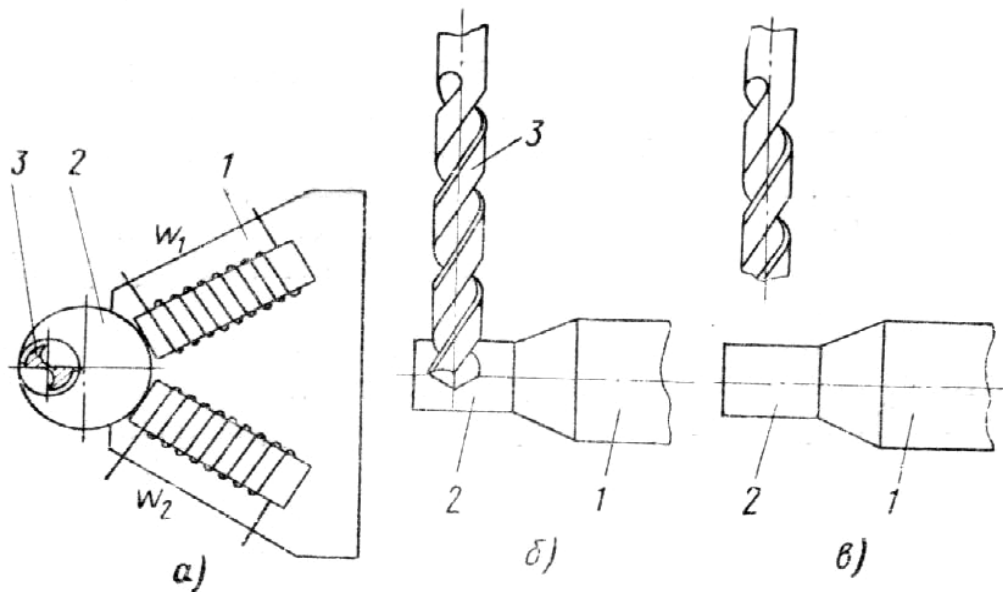


Рис. 2. Конструкція датчика і його взаємне розташування

Як видно, поверхневий ефект виявляється тим сильніший, чим вища частота  $f$  збуджуючого поля, менший питомий опір  $\rho$  провідного середовища і більша її відносна магнітна проникність  $\mu$ . Для даного провідного середовища (інструментальна сталь) і даної частоти коливань, що генеруються, величина  $\theta$  постійна. Таким чином, за вказаних умов вихрові струми, що наводяться, випробовують з боку об'єкта контролю певний опір протіканню і відповідно мають сповна певну величину. Проводячи аналогію, можна умовно представити контрольований інструмент, введений в поле датчика, як вторинну обмотку  $\omega_{\text{всл}}$  повітряного трансформатора, навантажену індуктивно-активним опором.

Як відомо, вторинний ланцюг надає на первинний зворотну дію. Кількісно ця реакція вторинної обмотки зводиться до внесення до первинного ланцюга додаткового комплексного опору. У загальному випадку величина опору  $Z_{\text{вн}}$ , що вноситься, може бути визначена з виразу [3]:

$$Z_{\text{вн}} = \frac{X_{\text{св}}^2}{Z_2} = \frac{\omega^2 M^2}{Z_2},$$

де  $X_{\text{св}}$  і  $M$  - відповідно зв'язку первинної обмотки з умовною вторинною і коефіцієнт взаємодукції цих обмоток, залежних від відстані між контрольованим інструментом і обмоткою  $\omega$ ;  $Z_2$  - комплексний опір умовному вторинному ланцюгу;  $\omega$  - кругова частота.

Активна  $R_{\text{вн}}$  і реактивна  $X_{\text{вн}}$  складові опору, що вноситься, можуть бути виражені таким чином:

$$R_{\text{вн}} = \frac{\omega^2 M^2}{z_2^2} \quad R_2 = \frac{\omega^2 M^2 R^2}{R_2^2 + \omega^2 L_2^2}; \quad (1)$$

$$X_{\text{вн}} = \frac{-\omega^2 M^2}{z_2^2} \quad X_2 = \frac{-\omega^3 M^2 L_2}{R_2^2 + \omega^2 L_2^2}; \quad (2)$$

де  $R_2$  і  $L_2$  - активна складова опору умовного вторинного ланцюга і її індуктивність;  $z_2$  - модуль комплексного опору умовного вторинного ланцюга.

Як видно з формули (2)  $X_{\text{вн}}$  має негативний знак. Це говорить про те, що реактивний опір з'являється на вторинному ланцюгу, що вноситься до первинного ланцюга. У даному випадку, коли опір умовної вторинної обмотки носить індуктивний характер, комплексний опір, що вноситься до контуру, є ємкісним (позначимо його  $Z_{\text{свн}}$ ).

Практика показує, що реактивна складова опору  $Z_{\text{свн}}$  лише частково компенсує реактивну складову опору  $Z_{\text{Лвн}}$ , а активна складова опору  $Z_{\text{свн}}$  збільшує власний активний опір первинного контуру.

В результаті дії обох описаних чинників значно змінюються параметри коливального контуру  $L_1C_1$ , зокрема, збільшується його повний опір. Ця обставина призводить до порушення балансу амплітуд і фаз в генераторі і (за певних умов) до зриву генерації.

Таким чином, датчик, сприймаючи збурення електро-магнітного поля, управляє роботою генератора, підтримуючи його в пасивному стані при цілому інструменті і, викликаючи його збудження при поломці, неправильній установці або відсутності інструменту. Генерація сигналу при введенні в полі датчика контрольованого інструменту забезпечується також вибором слабкого зв'язку, що задає контур з транзистором через обмотку  $\omega_2$  зв'язку. Це здійснюється підбором числа витків обмотки  $\omega_2$  і її розташуванням відносно обмотки  $\omega_1$ . При налазці пристрою змінюючи коефіцієнт зв'язку обмоток  $\omega_1$  і  $\omega_2$  шляхом переміщення феритового стрижня з обмоткою зв'язку уздовж своєї осі (при введеному в зону контролю інструмента мінімального діаметру), добиваються переходу генератора в пасивний стан. На цьому попереднє налаштування закінчується.

Датчик з генераторним транзистором поміщають в корпус (причому феритові стрижні розташовуються, як показано на рис. 2, а) і заливають епоксидною смолою. Для того, щоб забезпечити повну нечутливість датчика до тих металевих елементів, що переміщуються в безпосередній близькості від його бічної поверхні, корпус (рис. 3) виконується у вигляді тонкостінного металевого циліндра (бажано з нержавіючої сталі або з іншого матеріалу з низькою електропровідністю і невисокою магнітною проникністю), що закінчується усіченим конусом. Корпус виконує роль електромагнітного екрану і, крім того, надійно захищає датчик від механічних дій, емульсії, масла, стружки тощо. Оскільки металевий корпус деякою мірою впливає на датчик, то для забезпечення остаточного налаштування опір  $R_1$  (рис. 1, б) резистора або підбирається після розміщення датчика в корпусі, або виконується змінним.

Як відомо, на режим роботи генератора істотний вплив надають подальші каскади. Щоб максимально зменшити це явище, прагнуть по можливості підвищити вхідний опір підсилювача. У даній схемі вихід генератора через детектор, зібраний за схемою подвоєння на діодах Д1, Д2, конденсаторах С2, С3 і резисторі R2, зв'язаний з емітерним повторювачем на транзисторі Т2, що є вхідним каскадом релейного підсилювача.

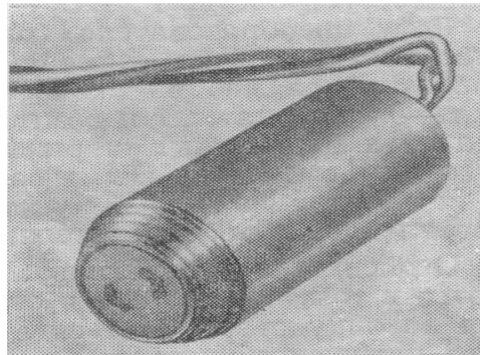


Рис. 3. Зовнішній вигляд датчика з генераторним транзистором

Якщо генератор знаходиться в пасивному стані, то сигнал на вході підсилювача дорівнює нулю. При цьому транзистор Т4 знаходиться в режимі глибокого насичення і реле Р включено. При збудженні генератора високочастотний сигнал, що знімається з нього, після детектування поступає на емітерний повторювач і з його виходу - на слідкуючий тригер. В результаті регенеративного процесу, що розвивається, відбувається повне відмикання транзистора Т3 і перехід його в режим насичення. При цьому спрацьовує тригер, викликаючи відключення реле. Останнє подає сигнал про несправність і унеможливує початок наступного циклу.

Схема підсилювача забезпечує високий комутаційний коефіцієнт (порядку  $10 \times 10^3$ ), що досягається шляхом введення резистора R7, що забезпечує необхідне падіння напруги на емітерному резисторі R6 для позитивного зсуву вихідного транзистора Т4, при подачі на вхід підсилювача управляючого сигналу. Пристрій може виконуватись з виносною головкою (власне датчиком); довжина сполучних провідників при цьому має бути визначена. Оскільки нестабільність напруги живлення, як відомо, впливає на роботу генератора (викликаючи зміни фазових зрушень в ланцюзі його самозбудження), то живлення пристрою здійснюється від стабілізованого джерела.

При проектуванні індуктивних пристроїв з генераторними перетворювачами слід передбачати їх захист від промислових перешкод, які можуть привести до помилкових спрацьовувань вихідного пристрою. З цією метою датчик з'єднується з схемою за допомогою екранованого кабелю, а в схемі передбачаються спеціальні фільтри. Необхідно також забезпечувати розв'язку блоків контролю щоб уникнути їх взаємного впливу; це завдання виконують розв'язуючі фільтри, побудовані на ланцюжках R5 - C4.

Зазвичай на багатощпindelних верстатах-автоматах і на автоматичних лініях необхідно одночасно контролювати декілька ріжучих інструментів. В цьому випадку для контролю кожного інструменту можуть застосовуватися пристрої, схема яких аналогічна приведеній на рис. 1, б. Замість реле Р у вихідний ланцюг кожного пристрою можна включати сигнальну комутаторну лампу, наприклад, типу К-24П (24 В, 0,035 А). Вихідні ланцюги всіх генераторів мають бути зв'язані між собою за діодною схемою і сполучені з входом автономного підсилювача, у вихідний ланцюг якого слід включати реле. Проте більш економічно і зручно в цьому випадку застосовувати схему (рис. 4) з неавтоматичним пошуком місця поломки інструменту.

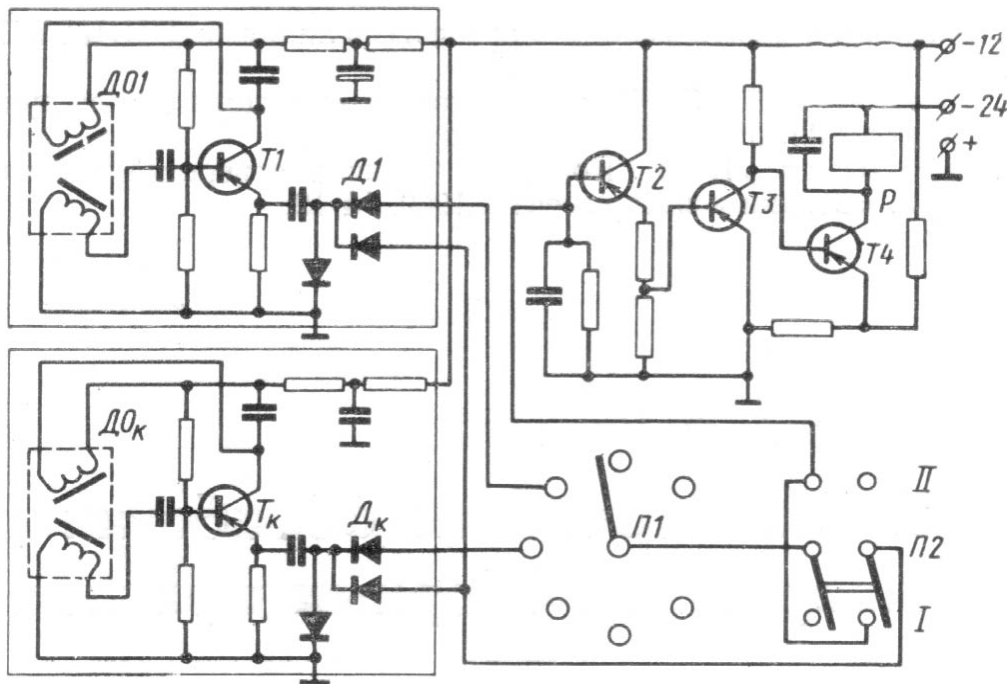


Рис. 4. Принципова схема пристрою з неавтоматичним пошуком місця поломки інструменту

Схема збирається з ідентичних генераторних блоків на транзисторах  $T_1 - T_k$  (по числу контрольованих інструментів), виходи яких з'єднані за схемою, що реалізує логічну операцію "АБО", і через тумблер П2 з'єднані з релейним підсилювачем на транзисторах  $T_2 - T_4$ , також виконаним у вигляді блоку. Крім того вихід кожного генераторного блоку через розв'язуючий діод ( $D_1 - D_k$ ) пов'язаний з однією з ламелей перемикача П1, якій присвоєний номер контрольованого даним блоком інструменту. Повзунок перемикача П1 також пов'язаний з входом підсилювача.

Нормально тумблер П2 знаходиться в положенні I ("Робота"). При цьому в разі виходу з ладу будь-яких з інструментів на вхід підсилювача поступає сигнал, що викликає відключення реле Р і загорання включеної через його контакти сигнальної лампи. Сприймавши сигнал про поломку, оператор переводить тумблер П2 в положення II ("Пошук") і, обертаючи рукоятку перемикача П1, послідовно підключає вхід підсилювача до виходів генераторних блоків. Блок, що виявив поломку інструменту, генерує високочастотний сигнал. При підключенні його до підсилювача реле Р відключається, а лампа, спалахуючи, сигналізує про несправність на даній позиції. Можлива кількість генераторних блоків, а отже, і контрольованих інструментів визначається лише типом перемикача П1.

Описаний пристрій забезпечує контроль інструменту діаметром від 1 мм і вище і має малий диференціал ходу (відстань між точками спрацьовування і відключення вихідного реле). При цьому зазор між торцем датчика і інструментом мінімального діаметру складає 1,5 - 3 мм. Слід



зазначити, що у зв'язку з малим диференціалом ходу при контролі інструментів великих діаметрів пристрій реагує на те, чи проходить перед торцем датчика перо або канавка контрольованого інструменту, тобто спостерігаються часті спрацьовування вихідного реле. У зв'язку з цим описувані пристрої зазвичай рекомендуються для контролю інструменту діаметром до 6 мм. Проте за необхідності контролю інструменту великих діаметрів диференціал ходу пристрою може бути збільшений шляхом вибору відповідних параметрів схеми. Практично до цього прибгати не доводиться, оскільки контроль інструментів великих діаметрів може бути успішно здійснений пристроями з датчиками прохідного типу.

Необхідно також відзначити, що пристрій, що відрізняється невеликим габаритом, може бути використаний як кінцевий вимикач або датчик положення, наприклад, для рахування деталей, фіксації вихідного положення робочих органів верстата тощо. В порівнянні з тими безконтактними пристроями, що випускаються в даний час вітчизняною промисловістю спеціально для вказаних цілей (наприклад, безконтактним перемикачем типу БСП-2) переваги розглянутого пристрою очевидні. У зв'язку з цим слід зупинитися на одній особливості пристрою. Вона полягає в тому, що пристрій може реагувати на внесення до зони контролю як феромагнітного, так і не феромагнітного матеріалу. Але процес, що протікає при підведенні до датчика пластини з неферомагнітного матеріалу, істотно відрізняється від описаного.

В цьому випадку має місце лише одне явище - наведення вихрових струмів. Як видно з формул (1) і (2) ця обставина призводить до внесення до коливального контуру реактивного опору ємкісного характеру, а отже, до зменшення власного індуктивного опору контуру і до збільшення його активного опору. Таким чином, змінюються параметри контуру, зокрема величина його повного опору. Проте в даному випадку зміна фази, що визначається співвідношенням складових комплексного опору контуру, відбувається у зворотний бік, тобто якщо генератор збуджений, то при введенні в полі датчика неферомагнітного (наприклад, мідного) включення умови генерації покращуються, тобто вона стає глибшою.

**Висновок.** Описане явище використовується таким чином. За відсутності включення генератор набудовується за допомогою резистора R1 (рис. 1, б) так, щоб генерація коливань була зірвана (для цього потрібно трішки збільшити опір резистора R1). Тоді вихідний транзистор T4 буде знаходитися в стані насичення, реле Р буде включене і при підведенні до датчика не феромагнітного включення умови, що змінилися, приведуть до збудження генератора, а отже, до виключення вихідного реле. Як включення в цьому випадку доцільно вибирати матеріал з можливо меншим питомим опором. Описаний пристрій пройшов лабораторні випробування і показав високу надійність в роботі. Він перешкодостійкий і працює стабільно при змінах температури довкілля в межах 10 – 45<sup>0</sup> С.

1. Авторское свидетельство № 234827, кл. 49а, 56/05.
2. Бондарь А. Е. и Шипков Г. Я. Автоматическое обнаружение поломок режущего инструмента. «Станки и инструмент», 2004, № 7.
3. Дорофеев А. Л. Электроиндуктивная дефектоскопия. М., «Машиностроение», 2005. – 236 с.
4. Ивенский Ю. Н., Туллер А. Г. Электроавтоматика станочных линий. М., «Машиностроение», 2007. – 214 с.
5. Манькин А. Н., Крупчук А. А. Фотоэлектрические полупроводниковые устройства в схемах контроля и управления автоматическими станочными линиями. НИИМАШ, М., 1991. – 304 с.
6. Михлин Б. З. Высокочастотные емкостные и индуктивные датчики. М – Л., Госэнергоиздат, 1990. – 138 с.
7. Пирович Л. Я. Контроль наличия отверстий малого диаметра. «Станки и инструмент», 2003, № 12. – 86 с.
8. Патент ГДР № 45.898, кл. 49а, 55/01 от 05.02.1997.
9. Патент ЧССР № 115.811, кл. 49а, 56/05, от 15.08.1993.
10. Патент Великобритании № 987.004, кл. В3В16 от 24.03.1985.
11. Патент США № 2.953.044, кл. 77 -5 от 20.09.1990.

Стаття надійшла до редакції 25.06.2014.



**В. Г. Лебедев, Н. Н. Клименко**

*Одесский национальный политехнический университет*

### **ЗАКОНОМЕРНОСТИ НАГРЕВА И ОХЛАЖДЕНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ДЕТАЛИ ТЕМПЕРАТУРОЙ ШЛИФОВАНИЯ**

*В статье приведены результаты исследований законов нагрева и охлаждения шлифуемой поверхности (в частности скорости нагрева и охлаждения) для эффективного управления температурным режимом при шлифовании в целях получения высокого качества поверхности с точки зрения фазово-структурного состава. Показано, что температуру шлифования можно рассматривать как аperiodическое звено, постоянная времени которого зависит как от режимов шлифования так и от теплофизических характеристик металла. Приведены зависимости закономерностей нагрева и охлаждения поверхности.*

*Ключевые слова: постоянная времени, аperiodическое звено, время нагрева, время охлаждения.*

*Рис. 4. Форм. 25. Лит. 10.*

**В. Г. Лебедев, Н. М. Клименко**

### **ЗАКОНОМІРНОСТІ НАГРІВАННЯ Й ОХОЛОДЖЕННЯ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ДЕТАЛІ ТЕМПЕРАТУРОЮ ШЛІФУВАННЯ**

*У статті наведено результати досліджень законів нагрівання й охолодження поверхні, що шліфується (зокрема швидкості нагрівання й охолодження) для ефективного управління температурним режимом при шліфуванні в цілях отримання високої якості поверхні з точки зору фазово-структурного складу. Показано, що температуру шліфування можна розглядати як аperiodичну ланку, постійна часу якої залежить як від режимів шліфування так і від теплофізичних характеристик металу. Наведено залежності закономірностей нагрівання й охолодження поверхні.*

*Ключові слова: постійна часу, аperiodична ланка, час нагрівання, час охолодження.*

**V. G. Lebedev, N. N. Klimenko**

### **LAWS OF THE HEATING AND COOLING OF THE SURFACE LAYER OF A PART BY TEMPERATURE OF GRINDING**

*The results of studies of the laws of heating and cooling of the ground surface (in particular heating and cooling rates) for efficient thermal management for grinding in order to obtain a high surface quality in terms of the phase-structural composition. It is shown that the temperature of grinding can be considered as aperiodic link whose time constant depends on the mode of grinding and thermal characteristics of the metal. The dependences of the laws of the heating and cooling of the surface were shown. Points of temperature field during grinding has not only spatial but also temporal coordinates. To determine the law of temperature control and design of control systems it is not necessary to know the laws of temperature changes over time. The formation of phase-structural transformations while grinding, if we consider this process as a sequence coverage of layer after layer of grinded metal with the temperature that is higher than critical, too, takes place in time. The input relative of the process is the surface temperature and its change in the intensity of the heat flux, and the output variable with respect to the depth of phase-structural transformations is the surface temperature change.*

*Keywords: real-time aperiodic link, heating time, cooling time.*

**Введение.** Повышение требований к точности деталей машин, применение новых труднообрабатываемых материалов, применение упрочняющих технологий особенно остро поставили вопрос об эффективной чистовой обработке заготовок, придающей им окончательную точность и необходимый комплекс физико-механических характеристик. Одним из видов такой обработки является чистовая обработка, в частности шлифование.

Свойства, которыми должна обладать деталь, можно условно разбить на три группы:

- геометрические свойства, т.е. точность размеров и геометрической формы детали, определяющие принципиальную возможность сопряжения данной детали с другими деталями и возможность установки данной детали в машину или механизм;
- микрогеометрические свойства, т.е. шероховатость и волнистость поверхности, в значительной степени определяющие эксплуатационные характеристики детали, в частности, показатели надежности и долговечности;
- физико-механические свойства, т.е. фазово-структурный состав поверхностного слоя детали, текстура этого слоя, напряженное состояние его, оказывающие большое влияние на эксплуатационные характеристики детали и на показатели надежности и долговечности.

Во время шлифования деталей формирование геометрических и микрогеометрических свойств не встречает принципиальных трудностей и осуществляется за счет совершенных конструкций шлифовальных станков, соответствующих характеристик шлифовальных кругов и

правильно выбранных СОЖ. Это дает возможность обеспечивать стабильные геометрические характеристики детали, а также ее микрогеометрические характеристики обусловленные необходимыми допусками [3,4].

Формирование третьей группы свойств, т.е. формирование физических свойств, наталкивается на серьезные трудности, как в плане достижений заданных свойств, так и в плане их стабильности. Известно, что после шлифования на поверхности детали образуются многочисленные шлифовочные дефекты, которые снижают общий уровень качества детали.

Как показали многочисленные исследования» выполненные в данной области [8,10] эти шлифовочные дефекты образуются под действием температурно-силового фактора шлифования. Как правило, изменения твердости поверхностного слоя деталей, напряженное состояние поверхностного слоя, трещины всегда сопровождаются шлифовочными прожогами, которые представляют собой места измененного фазово-структурного состава.

Температура, возникающая в зоне контакта шлифовального круга с деталью, может иметь максимальные значения, доходящие до 1900-1300 °С, что вызывает глубокие изменения структуры.

Быстрый и неравномерный нагрев поверхностных слоев, а также быстрое их охлаждение способствуют образованию в них растягивающих напряжений значительных величин. При фазово-структурных изменениях в поверхностном слое, вследствие разной плотности фаз и структур создаются особенно благоприятные условия для образования остаточных напряжений и как следствие трещин [1].

Исследования [10] показывают, что шлифовочные дефекты стали I2X2H4A снижают долговечность детали примерно в 8 раз и предел контактной прочности на 25 %. Уменьшение стойкости матриц и пуансонов [10] (по этой же причине) вырубных штампов в 30 раз.

Шлифовочные прижоги на поверхности зубьев зубчатых колес значительно уменьшают контактную прочность зубьев. По данным работ [10] снижение контактной прочности достигает 50-70 %.

Изложенное показывает, что для обеспечения высокого качества поверхностного слоя шлифуемой детали необходимо управлять температурным режимом шлифования для поддержания температуры в безопасных пределах.

Управление же температурой шлифования предполагает знание законов нагрева и охлаждения поверхности.

**Цель работы** – установить законы нагрева и охлаждения шлифуемой поверхности (в частности скорости нагрева и охлаждения) для эффективного управления температурным режимом.

**Результаты исследований.** Точки температурного поля при шлифовании имеют не только пространственные, но и временные координаты. Для определения закона управления температурой и для разработки управляющих систем необходимо знать законы изменения температуры во времени. Образование ФСП (фазово-структурных превращений) при шлифовании, если рассматривать этот процесс как последовательный охват слоев шлифуемого металла температурой, значение которой выше критическое, тоже происходит во времени. Входной величиной по отношению в температуре поверхности является изменение интенсивности теплового потока, а входной величиной по отношению к глубине ФСП - изменение температуры поверхности. Связь между пространственными и временными координатами при распространении теплового поля устанавливается дифференциальным уравнением Фурье, имеющим вид:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = -\lambda \left( \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right), \quad (1)$$

где  $\theta$  - температура поверхности;  $\lambda$  - коэффициент теплопроводности;  $\tau$  - временная координата;  $x, y, z$  - пространственные координаты.

Если принять, что температура при шлифовании является результатом воздействия на металл теплового мгновенного плоского источника, интенсивность которого равна  $Q' = \frac{Q}{F}$ , где  $Q$  - мощность источника, Вт;  $F$  - площадь контакта круга с деталью, м<sup>2</sup>; то решение уравнения теплопроводности, согласно [8,9,10], может быть представлено:

$$\theta = \frac{b\sqrt{\pi Q}}{F\varepsilon} e^{-\frac{x^2}{4a\tau}}, \quad (2)$$

где  $b$  - Коэффициент теплораспределения между источником и поверхностью;

$\varepsilon$  - Коэффициент тепловой активности, Дж/м<sup>2</sup>°С с<sup>0,5</sup>;

$a$  - Коэффициент температуропроводности, м/с.

Если источник тепла принять за некоторую материальную среду с температурой  $\theta_{cp}$ , то мощность такого источника, согласно [9,10] может быть записана:

$$Q = \frac{-\lambda(\theta_0 - \theta_c)}{\sqrt{\pi a \tau}} = \frac{\lambda \theta_c}{\sqrt{\pi a \tau}}, \quad (3)$$

где  $\theta_0$  - начальная температура детали, для удобства расчета принятая за 0.

Подставив данное выражение в выражение (2), получим:

$$\theta = \frac{b\theta_c}{\sqrt{\pi c \gamma} \cdot F} e^{-\frac{x^2}{4a\tau}}, \quad (4)$$

Если учесть что  $X = v_q \tau$ ,

то выражение (4) приводится к виду;

$$\frac{\theta}{\theta_c} = \frac{b}{F\sqrt{\pi c \gamma}} e^{-\frac{v_q^2 \tau}{4a}} = K e^{-\frac{v_q^2 \tau}{4a}}, \quad (5)$$

Следует учесть, что полученные выражения справедливы после окончания действия источника и описывают практически процесс охлаждения. Для того чтобы данная формула описывала процесс нагрева, необходимо, согласно [7,9] выражение, стоящее в правой части, вычесть из единицы. Процесс нагревания опишется, таким образом, следующим уравнением:

$$\frac{\theta}{\theta_c K} = 1 - e^{-\frac{v_q^2 \tau}{4a}}, \quad (6)$$

или

$$\theta = K\theta_c \left( 1 - e^{-\frac{v_q^2 \tau}{4a}} \right), \quad (7)$$

Полагая  $\frac{4a}{v_q^2} = T$  постоянной времени процесса повышения температуры, получим:

$$\theta = K\theta_c \left( 1 - e^{-\frac{\tau}{T}} \right), \quad (8)$$

Если данное выражение представить в операторной форме записи как отношение изображения входной величины к изображению выходной [2], то получим передаточную функцию процесса повышения температуры:

$$\omega_{(p)} = \frac{\theta_{(p)}}{\theta_{c(p)}} = \frac{K}{T_p + 1}; K = \frac{b}{F\sqrt{\pi c \gamma}} \quad (9)$$

Полученный результат показывает, что температура поверхности при шлифовании описывается как объект управления, имеющий характеристику апериодического звена.

Если учесть, что температура среды, которой является тепловой источник, непосредственно связана с режимами обработки, т.е. что имеет место равенство  $\theta_c = K_1 v_q$ , при достаточно малых

отклонениях от заданного значения [2] то в качестве входной величины можно принять, например, скорость детали. В этой случае переходная характеристика запишется в следующем виде:

$$\omega_{(p)} = \frac{\theta_{(p)}}{v_{q(p)}} = \frac{K \cdot K_1}{T_p + 1} \quad (10)$$

Частотная характеристика соответственно будет [2]

$$\omega_{(j\omega)} = \frac{K \cdot K_1}{T e^{-j\omega T} + 1}, \quad (11)$$

где  $K_1$  - коэффициент пропорциональности между температурой поверхности и скоростью детали, при достаточно малых отклонениях последней от заданного значения,

$\omega$  - частота 1/с.

Передаточную функцию температуры поверхности можно получить также методом электротепловой аналогии [2].

Пусть имеется некоторый источник тепла с температурой  $\theta$ . Тепловой поток направляется от источника к поверхности через некоторое тепловое сопротивление  $R_\theta$ .

Величина теплового потока может быть описана выражением:

$$Q = \frac{\theta_c - \theta}{R_\theta} \quad (12)$$

С другой стороны,  $Q = \frac{\partial \theta}{\partial \tau}$  и  $\partial \theta = C_\theta \partial \theta_c$ , (13)

где  $C_\theta$  – теплоемкость.

Решая совместно эти выражения, получаем:

$$\theta_c = \theta + \frac{C_\theta R_\theta}{F} \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \quad (14)$$

или

$$\theta_c = \theta + T \frac{\partial \theta}{\partial \tau} \quad (15)$$

Данное выражение, записанное в операторной форме, имеет вид

$$\theta_{c(p)} = \theta_{(p)} + T_{p\theta} \quad (16)$$

Передаточная функция соответственно выразится уравнением

$$\omega_{(p)} = \frac{1}{T_p + 1} \quad (17)$$

Или в общем случае

$$\omega_{(p)} = \frac{K}{T_p + 1} \quad (18)$$

Заменяя входную величину - температуру среды на скорость детали, как было показано выше, получаем:

$$\omega_{(p)} = \frac{\theta_{(p)}}{v_{q(p)}} = \frac{K \cdot K_1}{T_p + 1} \quad (19)$$

Постоянная времени имеет вид:

$$T = \frac{C_{\theta} R_{\theta}}{F} \quad (20)$$

Площадь пятна контакта круга с деталью, в процессе врезания круга, когда за единицу времени пройдено расстояние  $v_q$ , определится произведением длины пути на ширину шлифования, т.е.

$$F = v_q \cdot B \quad (21)$$

где  $B$  - ширина шлифования.

Если представить  $B$  как  $B = K_2 v_q$ , то  $F = K_2 v_q^2$ .

Таким образом, постоянная времени будет равна:

$$T = \frac{C_{\theta} R_{\theta}}{K_2 v_q} \quad (22)$$

Постоянная времени, подсчитанная методом электротепловой аналогии, является величиной того же порядка, что и постоянная времени, выведенная теоретически.

Время теплового насыщения можно определить, если принять во внимание то, что температура шлифования рассматривается как аperiodическая звено.

Процесс нагрева определенной точки поверхности полубесконечного тела, при известных геометрических размерах источника тепла, можно свести к действию плоского мгновенного источника. Время тепловой действия этого источника на данную точку поверхности будет равно линейной длине источника делимой на скорость его движения.

Схема нагрева показана на рисунке 1.

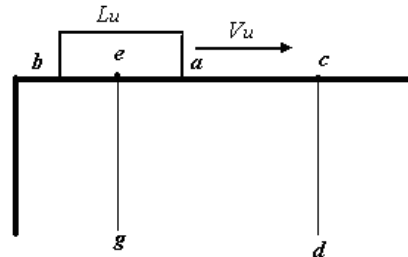


Рис. 1. Схема нагрева произвольной точки  $c$  поверхности полубесконечного тела движущимся плоским источником и приведение его к схеме мгновенного плоского источника

Пусть по поверхности полубесконечного тела движется плоский источник  $A$ , линейный размер которого  $Lu$  и скорость движения  $Vu$ . Нагрев точки пересечения  $c$  начнется, когда точка  $a$  соединится с точкой  $c$  и закончится, когда точка  $b$  соединится с точкой  $c$ . Время тепловой действия  $t$  будет

$$t = Lu/Vu$$

Очевидно, что эквивалентной схеме нагрева будет схема, когда холодный источник  $A$  находится на точке  $c$  пересечения  $c$   $g$  и вдруг “вспыхивает” на “миг”  $t = Lu/Vu$ .

В этом случае, температура на поверхности полубесконечного тела будет:

$$T = \frac{112 \eta \cdot q \cdot \sqrt{\tau}}{F \cdot \varepsilon} \cdot \left[ e^{\frac{-z^2}{4a\tau}} + Z \cdot \Phi \left[ \frac{z}{2 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}} \right] \right] \quad (23)$$

где  $\eta$  - к.п.д. источника тепла, другими словами - сколько тепла передается металлу,  $q$  - мощность теплового источника Вт,  $\tau$  - время действия источника - с,  $F$  - площадь источника  $m^2$ ,  $\varepsilon$  - коэффициент тепловой активности источника  $Дж/м^2 \cdot град \cdot c^{0.5}$ .

Время теплового насыщения можно определить, если принять во внимание то, что в теории автоматического управления температура рассматривается как аperiodическое звено. В этом

случае закономерность теплового насыщения определенной точки в определенном сечении полубесконечного тела будет:

$$T_{\tau} = T_{\max} \cdot \left[ 1 - \exp \left( -\frac{v_u^2 \cdot \tau}{4 \cdot a} \right) \right] \quad (24)$$

Закономерность охлаждения, после окончания действия источника будет

$$T_{\tau} = T_{\max} \cdot \left[ \exp \left( -\frac{v_u^2 \cdot \tau}{4 \cdot a} \right) \right] \quad (25)$$

Скорость охлаждения произвольной точки поверхности в произвольном сечении можно принять по источнику [9]. Знание этой скорости необходимо для оценки фазово-структурных преобразований в наплавленном слое. По зависимостям, полученным в данной работе, построены кривые теплового насыщения, кривые охлаждения и кривые изменения скорости охлаждения.

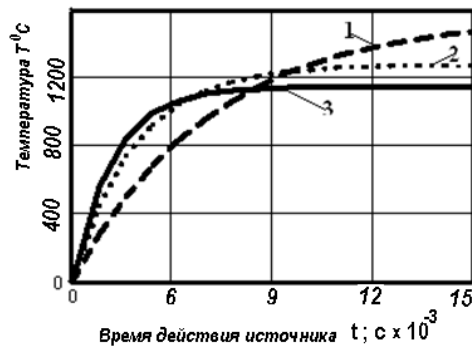
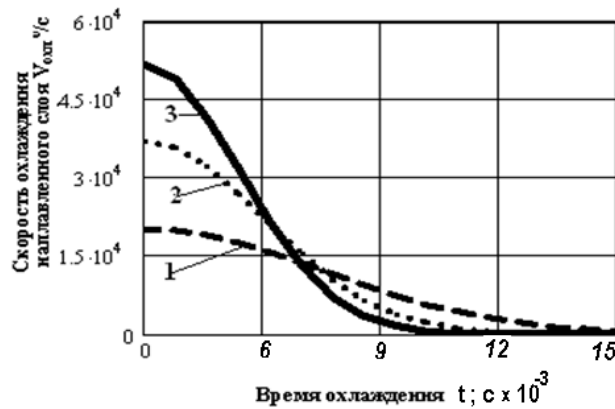


Рис. 2. Время теплового насыщения произвольной точки произвольного сечения на поверхности полубесконечного тела в зависимости от скорости перемещения источника тепла. Материал сталь X15H6; 1 -  $V_{II} = 10$  м / мин; 2 -  $V_{II} = 20$  м / мин; 3 -  $V_{II} = 30$  м / мин. Круг Э9А16СМ1К5.  $v_{кр} = 30$  м / с;  $t = 0,03$  мм



Рис. 3. Закономерность охлаждения произвольной точки произвольного сечения на поверхности полубесконечного тела после прекращения действия источника тепла. Материал сталь X15H6; 1 -  $V_{II} = 10$  м / мин; 2 -  $V_{II} = 20$  м / мин; 3 -  $V_{II} = 30$  м / мин. Круг Э9А16СМ1К5.  $v_{кр} = 30$  м / с;  $t = 0,03$  мм



**Рис. 4. Скорость охлаждения произвольной точки произвольного сечения на поверхности полубесконечного тела после прекращения действия источника тепла. Материал сталь X15H6; 1 -  $V_n = 10$  м / мин; 2 -  $V_n = 20$  м / мин; 3 -  $V_n = 30$  м / мин. Круг Э9А16СМ1К5.  $v_{кр} = 30$  м / с;  $t = 0,03$  мм**

### Выводы.

1. Время теплового насыщения поверхности при шлифовании (время установления максимальной температуры) находится в диапазоне сотых долей секунды, что позволяет утверждать, что поверхность подвергается ударному тепловому воздействию. Время это, однако, достаточно для фазовых и структурных превращений в металле [1].

2. Время охлаждения поверхности после окончания действия теплового источника также измеряется сотыми долями секунды. Резкие и мгновенные изменения температуры создают благоприятные условия для образования тепловых дефектов на шлифуемой поверхности.

3. Скорости охлаждения поверхности после окончания действия теплового источника измеряются десятками тысяч градусов в секунду, что намного выше критических скоростей закалки, что является причиной образования прижогов при шлифовании закаленных сталей

1. Кидин И. Н. Фазовые превращения при ускоренном нагреве стали. – М.: Металлургия, 1957. – 312 с.
2. Клюев А. С. Автоматическое регулирование. – М.: Энергия, 1973. – 392 с.
3. Корчак С. Н. Теория обрабатываемости сталей и сплавов при абразивной обработке // Вестник южно-уральского государственного университета. Сер. Машиностроение. – 2003, № 9, Вып. 4. – С. 82-90.
4. Лебедев В. Г., Клименко Н. Н., Аль-Аджелат С. А. Механизм образования прижогов при шлифовании деталей из закаленных сталей // Наукові нотатки. Науковий збірник ЛНТУ. – Луцьк, 2013, Випуск 40. – С. 141-144.
5. Лебедев В. Г., Клименко Н. Н. Улучшение качества поверхности при шлифовании напыленного слоя армированного карбидом // Вісник національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2007, №1. – 144 с.
6. Лебедев В. Г., Клименко Н. Н., Аль-Аджелат С. А. Фазово-структурные превращения при шлифовании стальных деталей, поверхностный слой которых упрочнен закалкой // Сб. Мат. Международной научно-технической конференции. Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении. Одесса – Киев: АТМ Украины. – 2011. – С. 130-133.
7. Лыков А. В. Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967. – 392 с.
8. Редько С. Г. Процессы теплообразования при шлифовании металлов. - Саратов: изд. Саратовского университета, 1962. – 231 с.
9. Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. – М.: Машгиз, 1951. – 296 с.
10. Якимов А. В. и др. Основы тепловых явлений при шлифовании деталей машин. – Одесса.: ОГПУ, 1997. – 272 с.

Стаття надійшла до редакції 27.06.2014.

О. В. Марчук<sup>1</sup>, Л. Д. Гулай<sup>1</sup>, В. Я. Шемет<sup>2</sup>

<sup>1</sup> – Східноєвропейський національний університет імені Лесі Українки

<sup>2</sup> – Луцький національний технічний університет

### ФАЗОВІ РІВНОВАГИ У СИСТЕМІ PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> ЗА ТЕМПЕРАТУРИ 770 К

Методами порошкової дифрактометрії вивчено взаємодію компонентів у системі PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> за температури 770 К.

Ключові слова: ізотермічний переріз, порошкова дифрактометрія, кристалічна ґратка.

Рис. 1. Табл. 3. Літ. 22.

О. В. Марчук, Л. Д. Гулай, В. Я. Шемет

### ФАЗОВЫЕ РАВНОВЕСИЯ В СИСТЕМЕ PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> ЗА ТЕМПЕРАТУРЫ 770 К

Методами порошкової дифрактометрії вивчено взаємодію компонентів у системі PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> за температури 770 К.

Ключевые слова: изотермическое сечение, порошковая дифрактометрия, кристаллическая решетка.

O. V. Marchuk, L. D. Gulay, V. Ya. Shemet

### PHASE EQUILIBRIA IN THE PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> SYSTEMS AT TEMPERATURES 770 K

The interaction of components in the PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> system at 770 K has been determined using X-Ray powder diffraction.

Keywords: isothermal section, powder diffraction, crystal lattice.

**Постановка проблеми.** Сполуки та сплави на основі рідкісноземельних металів в останні десятиліття є одними із об'єктів напівпровідникового матеріалознавства. Завдяки своїм унікальним властивостям, зокрема магнітним характеристикам, інтерметалічні сполуки рідкісноземельних елементів та сплави на основі РЗМ знаходять широке застосування в електроніці, радіо- та електротехніці.

Вивчення закономірностей взаємодії компонентів у системі PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> є одним із етапів систематичного дослідження взаємодії халькогенідів рідкісноземельних металів, свинцю та елементів IV А групи Періодичної системи а також кристалічної структури і магнітних властивостей тетрарних сполук, що в них утворюються [1], [2], [3], [4], [5], [6] і ін. Компонентами досліджуваної системи є квазібінарні сполуки, кристалічна структура яких є детально вивченою та описаною у літературі (Таблиця 1).

Таблиця 1. Кристалографічні характеристики бінарних сполук PbS, Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> та SnS<sub>2</sub>

Сполука	Просторова група	Періоди ґратки, нм			Література
		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	
PbS	<i>Fm</i> $\bar{3}m$	0,5934	–	–	[7]
	<i>Fm</i> $\bar{3}m$	0,59297	–	–	[8]
	<i>Fm</i> $\bar{3}m$	0,5996	–	–	[9]
	<i>Pm</i> $\bar{3}m$	0,3289	–	–	[10]
Pr <sub>2</sub> S <sub>3</sub>	<i>Pnma</i>	0,749	0,410	1,569	[11]
	<i>Pnma</i>	0,7493(1)	0,40554(7)	1,5616(2)	[12]
SnS <sub>2</sub>	<i>P</i> $\bar{3}m1$	0,3640	–	0,5896	[13]
	<i>P</i> $\bar{3}m1$	0,3646	–	0,5879	[14]
	<i>P6</i> <sub>3</sub> <i>mc</i>	0,3645	–	1,1802	[15]

Таблиця 2. Кристалографічні характеристики потрійних сполук

Сполука	Просторова група	Періоди ґратки, нм			Література
		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	
Pr <sub>2</sub> PbS <sub>4</sub>	<i>I</i> 43 <i>d</i>	0,8675	–	0,576	[16]
Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub>	<i>Pbam</i>	1,117(5)	0,783(3)	0,393(1)	[17]
	<i>Pbam</i>	0,78195(9)	1,12145(14)	0,39462(5)	[18]
PbSnS <sub>3</sub>	<i>Pnma</i>	0,8738(3)	0,3792(3)	1,4052(5)	[19]



Згідно з літературними джерелами (Таблиця 2) в обмежуючих системах PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub>, Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> і PbS – SnS<sub>2</sub> утворюються тернарні сполуки Pr<sub>2</sub>PbS<sub>4</sub>, Pr<sub>2</sub>SnS<sub>5</sub> і PbSnS<sub>3</sub> відповідно.

**Метою даного дослідження** є встановлення фазових рівноваг у квазіпотрійній системі PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> за температури 770 К.

**Матеріали і методи дослідження.** Синтез сплавів досліджуваної системи проводили з простих речовин із вмістом основного компонента не менше 99,99 ваг. % в електричній муфельній печі з програмним управлінням технологічними процесами МП-30. Максимальна температура синтезу становила 1370 К. Гомогенізуючий відпал за температури 770 К проводили протягом 500 годин.

Рентгенофазовий аналіз здійснювали за дифрактограмами, які були зняті на дифрактометрі ДРОН 4-13 у межах 2 $\Theta$  = 10 - 80° (CuK $\alpha$ -випромінювання, крок сканування – 0,05°, експозиція у кожній точці – 5 с).

Обробку масиву даних здійснювали за допомогою пакету програм CSD [20].

**Основні результати дослідження.** В обмежуючих бінарних системах дослідженої квазіпотрійної системи нами підтверджено існування трьох тернарних сполук: Pr<sub>2</sub>PbS<sub>4</sub> (пр. гр. *I43d*, кубічна сингонія), Pr<sub>2</sub>SnS<sub>5</sub> (пр. гр. *Pbam*, орторомбічна сингонія) і PbSnS<sub>3</sub> (пр. гр. *Pnma*, орторомбічна сингонія).

Комплекс проведених нами досліджень дав змогу побудувати ізотермічний переріз квазіпотрійної системи PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> за температури 770 К (рис. 1). У цій системі за температури відпалу сплавів (770 К) нами підтверджено існування тетрарної сполуки Pr<sub>2</sub>Pb<sub>3</sub>SnS<sub>12</sub> (просторова група *Pmc2<sub>1</sub>*  $a = 0,39448(5)$  нм,  $b = 2,0071(3)$  нм,  $c = 1,1702(2)$  нм). Ця сполука кристалізується у структурному типі La<sub>2</sub>Pb<sub>3</sub>SnS<sub>12</sub>, який є похідним від структурного типу Eu<sub>5</sub>Sn<sub>3</sub>S<sub>12</sub> (3Eu<sup>2+</sup> → Pb, 2Eu<sup>3+</sup> → PЗМ), [21].

Розчинність на основі вихідних компонентів квазіпотрійної системи PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> є незначною ( $\approx 1 - 2$  мол. % відповідного компонента). Найбільша розчинність спостерігається на основі тернарної сполуки Pr<sub>2</sub>PbS<sub>4</sub> і сягає граничного складу 72 мол. % Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> [22].

За температури відпалу сплавів у дослідженій системі існує сім однофазних, дванадцять двофазних та шість трифазних полів (Таблиця 3).

Таблиця 3. Фазовий склад полів на ізотермічному перерізі квазіпотрійної системи PbS – Pr<sub>2</sub>S<sub>3</sub> – SnS<sub>2</sub> за температури 770 К

Номер поля	Кількість фаз	Фази
1.	дві фази	Pr <sub>2</sub> S <sub>3</sub> + Pr <sub>2+2/3x</sub> Pb <sub>1-x</sub> S <sub>4</sub> ( $x = 0 - 0,54$ )
2.	- / / -	PbS + Pr <sub>2</sub> PbS <sub>4</sub>
3.	- / / -	PbS + PbSnS <sub>3</sub>
4.	- / / -	SnS <sub>2</sub> + PbSnS <sub>3</sub>
5.	- / / -	SnS <sub>2</sub> + Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub>
6.	- / / -	Pr <sub>2</sub> S <sub>3</sub> + Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub>
7.	- / / -	Pr <sub>2+2/3x</sub> Pb <sub>1-x</sub> S <sub>4</sub> + Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub>
8.	- / / -	PbS + Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub>
9.	- / / -	Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub> + Pr <sub>2</sub> Pb <sub>3</sub> Sn <sub>3</sub> S <sub>12</sub>
10.	- / / -	PbSnS <sub>3</sub> + Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub>
11.	- / / -	PbS + Pr <sub>2</sub> Pb <sub>3</sub> Sn <sub>3</sub> S <sub>12</sub>
12.	- / / -	PbSnS <sub>3</sub> + Pr <sub>2</sub> Pb <sub>3</sub> Sn <sub>3</sub> S <sub>12</sub>
13.	три фази	Pr <sub>2</sub> S <sub>3</sub> + Pr <sub>2+2/3x</sub> Pb <sub>1-x</sub> S <sub>4</sub> + Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub>
14.	- / / -	PbS + Pr <sub>2</sub> PbS <sub>4</sub> + Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub>
15.	- / / -	PbS + Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub> + Pr <sub>2</sub> Pb <sub>3</sub> Sn <sub>3</sub> S <sub>12</sub>
16.	- / / -	PbSnS <sub>3</sub> + Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub> + Pr <sub>2</sub> Pb <sub>3</sub> Sn <sub>3</sub> S <sub>12</sub>
17.	- / / -	PbS + PbSnS <sub>3</sub> + Pr <sub>2</sub> Pb <sub>3</sub> Sn <sub>3</sub> S <sub>12</sub>
18.	- / / -	SnS <sub>2</sub> + PbSnS <sub>3</sub> + Pr <sub>2</sub> SnS <sub>5</sub>

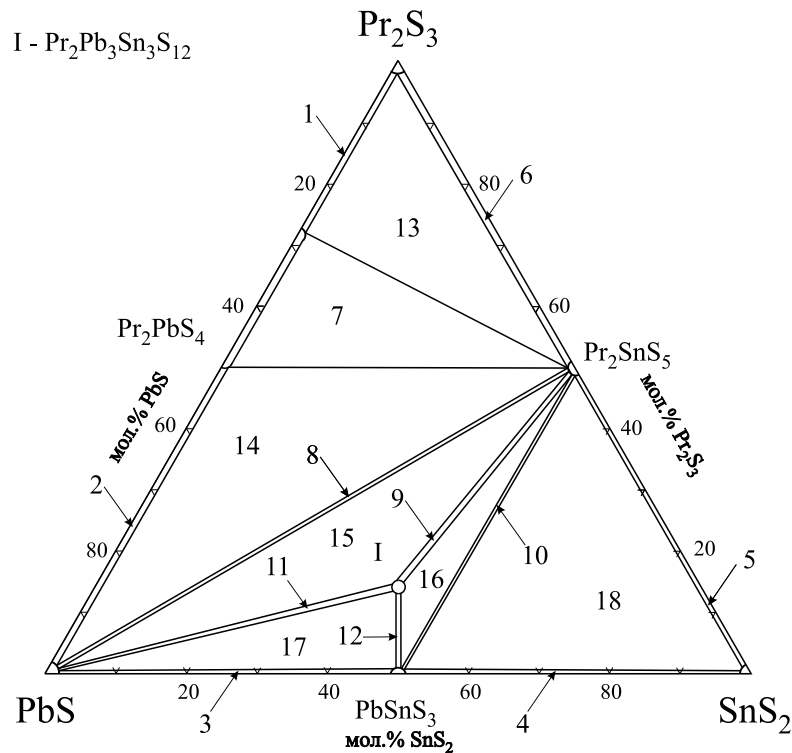


Рис. 1. Ізотермічний переріз системи  $\text{PbS} - \text{Pr}_2\text{S}_3 - \text{SnS}_2$  за температури 770 К

**Висновки.** У роботі досліджено взаємодію між компонентами квазіпотрійної системи  $\text{PbS} - \text{Pr}_2\text{S}_3 - \text{SnS}_2$ . Шляхом побудови ізотермічного перерізу встановлено фазові рівноваги у цій системі за температури 770 К.

Також встановлено, що за температури відпалу сплавів (при співвідношенні вихідних компонентів 3 : 1 : 3) у дослідженій системі утворюється нова тетрарна сполука  $\text{Pr}_2\text{Pb}_3\text{Sn}_3\text{S}_{12}$  (просторова група  $Pmc2_1$ ).

1. Marchuk O. V. Investigation of the  $\text{Y}_2\text{S}_3 - \text{PbS} - \text{SnS}_2$  system at 770 K / O. V. Marchuk, I. P. Ruda, L. D. Gulay, I. D. Olekseyuk // Polish journal of the chemistry. – 2007. – V. 81. – P. 425-432.
2. Марчук О. В. Фазові рівноваги у системах  $\text{La}_2\text{X}_3 - \text{PbX} - \text{SiX}_2$  (X – S, Se) за температури 770 К / О. В. Марчук, Л. Д. Гулай // Наук. вісн. ВНУ, серія "Хімічні науки". – № 17(242). – 2012. – С. 93-97.
3. Gulay L. D.  $\text{La}_2\text{Pb}(\text{SiS}_4)_2$  / L. D. Gulay, M. Daszkiewicz, I. P. Ruda, O. V. Marchuk // Acta Cryst. Section C. – 2010. – V. 66, №12. – P. 19-21.
4. Marchuk O. V. Crystal structure and magnetic properties of the  $\text{R}_6\text{Si}_4\text{Se}_{17}$  (R = La and Ce) compounds / O. V. Marchuk, M. Daszkiewicz, L. D. Gulay, D. Kaczorowski // J. Alloys and compounds. – 2012. – V. 528 – P. 99-109.
5. Daszkiewicz M. Crystal structures and magnetic properties of  $\text{R}_2\text{PbSi}_2\text{S}_8$  (R = Y, Ce, Pr, Nd, Sm, Gd, Tb, Dy, Ho),  $\text{R}_2\text{PbSi}_2\text{Se}_8$  (R = La, Ce, Pr, Nd, Sm, Gd) and  $\text{R}_2\text{PbGe}_2\text{S}_8$  (R = Ce, Pr) compounds / M. Daszkiewicz, O. V. Marchuk, L. D. Gulay, D. Kaczorowski // J. Alloys and compounds. – 2012. – V. 519 – P.85-91.
6. Marchuk O. V. Crystal structure and magnetic properties of the  $\text{R}_6\text{Si}_4\text{Se}_{17}$  (R = La and Ce) compounds / O. V. Marchuk, M. Daszkiewicz, L. D. Gulay, D. Kaczorowski // J. Alloys and compounds. – 2012. – V. 528 – P.99-109.
7. Noda Y. Charge distribution and atomic thermal vibration in lead chalcogenide crystals / Y. Noda, S. Ohba, S. Sato, Y. Saito // Acta Crystallographica B. – 1983. –V.39. – P. 312-317.
8. Noda Y. Temperature dependence of atomic thermal parameters of lead chalcogenides,  $\text{PbS}$ ,  $\text{PbSe}$  and  $\text{PbTe}$  / Y. Noda, K. Matsumoto, S. Ohba // Acta Crystallographica C – 1987. – V.43. – P. 1443-1445.
9. Abe S. Lead sulfide / S. Abe, K. Mochizuki, K. Masumoto // Journal of the Japan Institut of Metals – 1992. – V. 56(12). – P. 1479-1484.
10. Chattopadhyay T. K. High-pressure X-ray diffraction study of the structural phase transition in  $\text{PbS}$ ,  $\text{PbSe}$  and  $\text{PbTe}$  with synchrotron radiation / T. K. Chattopadhyay, H. G. von Schnering, W. A. Grosshans, W. B. Holzapfel // Physica B and C (Netherland) – 1986. – V. 139. – P. 356-360.
11. Basancon P. Sur les varietes alpha et beta des sulfures  $\text{L}_2\text{S}_3$  des terres rares / P. Basancon, C. Adolphe, J. Flahaut, P. Laruelle // Materials Research Bulletin. – 1969. –V. 4. – P. 227-238.
12. Schleid T. A- $\text{Pr}_2\text{S}_3$ , D- $\text{Ho}_2\text{S}_3$  and E- $\text{Yb}_2\text{S}_3$ : Synthese und Einkristalluntersuchungen / T. Schleid, F. Lissner // Zeitschrift fuer Naturforschung, Teil B. Anorganische Chemie, Organische Chemie. – 1996. – V. 51. – P. 733-738.
13. Huifang L. Phase relations in systems of tin chalcogenides / Liu Huifang, L. Y. Chang // Journal of Alloys Compd. – 1992. – V. 185. – P. 183-190.

14. Arora S. K. Microtopographical Characterization of Vapour-grown  $\text{SnS}_2$  Single Crystals / S. K. Arora, D. H. Patel, M. K. Agarwal // *Crystal Research and Technology*. – 1993. – V. 28. – P. 623-627.
15. Guenter J. R. Neue polytype Form von Zinn(IV)-sulfid / J. R. Guenter, H. R. Oswald // *Journal of Applied Crystallography*. – 1989. – V. 22. – P. 622-623.
16. Patrie M. Systemes  $\text{L}_2\text{X}_3 - \text{PbX}$  (L = lanthanides, X = S, Se, Te) / M. Patrie, M. Guittard, M. P. Pardo // *Bulletin de la Societe Chimique de France* – 1969. – V. 11. – P. 3832-3834.
17. Guittard M. Systemes  $\text{Ln}_2\text{X}_3 - \text{SnX}_2$  (Ln = terres rares et X = S ou Se) Composés  $\text{Ln}_2\text{SnS}_5$ , definition et etude structurale / M. Guittard, M. Julien-Pouzol, S. Jaulmes, C. Lavenant // *Materials Research Bulletin* – 1976. – V. 11. – P. 1073-1080.
18. Daszkiewicz M. Crystal architecture of  $\text{R}_2\text{SnS}_3$  (R = Pr, Nd, Gd and Tb): crystal relationships in chalcogenides / M. Daszkiewicz, L. D. Gulay, V. Ya. Shemet // *Acta Crystallographica B* – 2008. – V. 64(2). – P. 172-176.
19. Jumas J. C. Sur le systeme  $\text{SnS}_2 - \text{PbS}$ . Structure cristalline de  $\text{PbSnS}_3$  / J. C. Jumas, M. Ribes, E. Philippot, M. Maurin // *Comptes Rendus Hebdomadaires des Seances de l'Academie des Sciences, Serie C, Sciences Chimiques* – 1972. – V. 275. – P. 269-272.
20. CSD-Universal program package for single crystal and powder structure data treatment / [L. G. Aksel'rud, Yu. N. Grin', P. Yu. Zavalii and others] // *Collected Abstracts 12<sup>th</sup> European Crystallogr. Meet., Moscow, USSR, 20–28 August, – 1989. – Vol. 3. – P. 155.*
21. Gulay L. D. Crystal structures of the  $\text{R}_2\text{Pb}_3\text{Sn}_3\text{S}_{12}$  (R = La, Ce, Pr, Nd, Sm, Gd, Tb, Dy, Ho, Y, Er and Tm) compounds / L. D. Gulay, I. P. Ruda, O. V. Marchuk, I. D. Olekseyk // *J. Alloys and compounds*. – 2008. – V. 457. – P. 204-208.
22. Марчук О. В. Фазові рівноваги в системі  $\text{PbS} - \text{GeS}_2 - \text{Pr}_2\text{S}_3$  за температури 770 К / О. В. Марчук, Л. Д. Гулай, Н. М. Блашко // *Матеріали VI Міжнародної наукової конференції "Релаксаційні, нелінійні й акустооптичні процеси та матеріали"*. – Луцьк – Шацькі озера, 25-29 травня 2012 р. – Луцьк: ПФ "Смарагд", 2012. – С. 158-160.

Стаття надійшла до редакції: 05.09.2014.

УДК 620.2:62-253.5

**А. В. Маткова, С. М. Матвійчук***Луцький національний технічний університет***ДОСЛІДЖЕННЯ ПРИЧИН УТВОРЕННЯ ТА РОЗВИТКУ ТЕРМОВТОМНИХ ТРІЩИН  
ЛОПАТОК АВІАДВИГУНА**

*У статті подано відомості про дослідження можливих причин обриву лопаток турбін авіадвигуна, а також зміни мікроструктури та властивостей матеріалу лопаток в процесі їх експлуатації.*

*Ключові слова:* газотурбінний двигун, робоча лопатка, турбіна високого тиску, вхідна кромка, втомний злам, термовтомна тріщина.

*Рис. 19. Літ. 7.*

**А. В. Маткова, С. М. Матвейчук****ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИЧИН ОБРАЗОВАНИЯ И РАЗВИТИЯ ТЕРМОВТОМНЫХ  
ТРЕЩИН ЛОПАТОК АВИАДВИГАТЕЛЯ**

*В статье представлены сведения об исследовании причин разрушения лопаток турбин авиадвигателя, а также изменения микроструктуры и свойств материала лопаток в процессе их эксплуатации.*

*Ключевые слова:* газотурбинный двигатель, рабочая лопатка, турбина высокого давления, входная кромка, усталостный излом, термоусталостная трещина.

**A.V.Matkova, S.M. Matviichuk****DETERMINING THE CAUSES OF THE FORMATION AND DEVELOPMENT OF THE  
THERMO-RESISTIBLE CRACK OF THE BLADES OF AIRCRAFT ENGINE**

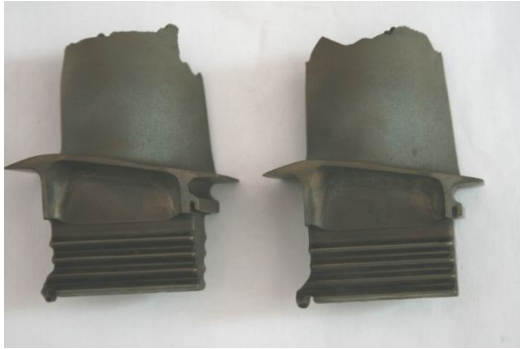
*In the article possible cause breakage of rotor blades was considered. Changes in properties and in microstructure of alloy after operation of which this details was made was analyzed.*

*Keywords:* turbo-engine, working blade, turbine of high-pressure, output edge, fatigue fracture, thermo resistible crack.

**Постановка проблеми.** В особливо складних специфічних умовах, в агресивних середовищах з підвищеною температурою працюють деталі газотурбінних двигунів (ГТД) [1]. Одними з основних і відповідальних деталей ГТД є робочі лопатки турбіни, які багато в чому визначають його ресурс і надійність. Високі напруження, температура, нестабільність режимів нагріву, можливість виникнення резонансних коливань, порівняно швидкі запуск та зупинка турбіни, нерівномірність температурного поля від камери згоряння робить робочі лопатки одними з найбільш навантажених деталей турбіни. Конструктивні і технологічні особливості робочих лопаток впливають на газодинамічні характеристики двигунів [2]. Міцнісні характеристики робочих лопаток також впливають на характеристики надійності, так як обрив робочих лопаток може призвести до нелокалізованого руйнування двигуна і катастрофи [3]. Пошкодження окремих робочих лопаток істотно впливає на характеристики надійності роботи двигунів, а значить на безпеку польотів [4]. Умови, в яких працюють робочі лопатки ГТД зумовлюють їх можливі руйнування або ж вихід із ладу, тому питанням проектування, виготовлення і експлуатації лопаток ГТД слід приділяти значну увагу, оскільки надійна робота авіаційних двигунів в умовах дії високих термомеханічних навантажень можлива лише при застосуванні матеріалів з високим рівнем експлуатаційних характеристик і використанням надійних покриттів, постійного контролю і вчасної заміни та ремонту спрацьованих деталей. Якщо врахувати, що в конструкції ГТД міститься 400-600 шт. лопаток [5], то актуальними залишаються дослідження, спрямовані на встановлення причин деформації та руйнування лопаток авіадвигунів.

**Мета дослідження.** Метою роботи є дослідити причини утворення та розвитку термовтомних тріщин, що призводять до обриву лопаток турбін авіадвигунів в процесі їх експлуатації, попередньо дослідивши структуру вихідного матеріалу.

**Результати досліджень.** Підвищений в останні роки інтерес фірм, що виробляють авіадвигуни до розробки і застосування ефективніших методів зміцнення деталей ГТД пов'язаний, головним чином, з великими матеріальними втратами внаслідок дострокового зняття двигунів з експлуатації через пошкодження лопаток від попадання сторонніх предметів [6]. Досліджувалися робочі лопатки турбіни високого тиску, що обірвалися на двигуні, який вимагав капітального ремонту. Зовнішнім оглядом було встановлено, що поверхня пера обірваних лопаток окислена до сірого кольору різних відтінків (рис. 1). Злам за місцем руйнування окислений до сіро-зелених кольорів різних відтінків (рис. 2).



**Рис. 1. Загальний вигляд лопаток (№1, №2), що обірвалися на двигуні**



**Рис. 2. Злам лопатки №2 за місцем руйнування (x25)**

Руйнування лопатки відбулося по перу на відстані близько 50 мм по вихідній кромці і 55 мм за вхідною кромкою від підшви замка у лопатки №1 і 60 мм по вихідній кромці і 55 мм за вхідною кромкою у лопатки №2. У лопатки №2 злам крихкий, у лопатки №1 спостерігаються сліди залишкової пластичної деформації пера в зоні обриву у вигляді витяжки матеріалу (рис.3). За місцем обриву спостерігаються сліди обгорання покриття вхідної кромки (рис.4). Виходячи з того, що злам у досліджуваних лопаток відрізняється, можна припустити, що початковий обрив лопатки №1 спричинив руйнування інших лопаток.

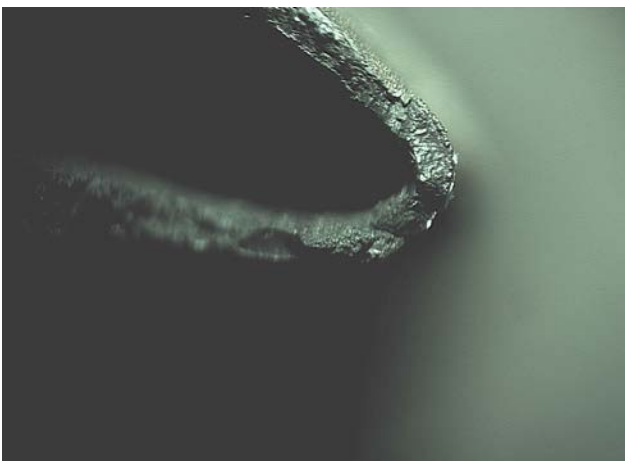


**Рис. 3. Розтріскування поверхні лопатки №1 поблизу зламу (x25)**



**Рис. 4. Сліди обгорання покриття вхідної кромки лопатки №1 (x25)**

На вхідній кромці за місцем обриву лопатки №1 є зменшення товщини стінки вхідної кромки до 0,53 мм. (рис.5). У цьому перетині товщина вхідної кромки повинна бути 0,60 - 0,65 мм. У районі вхідної кромки поблизу поверхні зламу з боку спинки видно слід від удару з пошкодженням і наступна від нього вм'ятина з виходом на злам (рис.6)



**Рис. 5. Зменшення товщини стінки вхідної кромки лопатки №1 (x25)**



**Рис. 6. Слід від удару з пошкодженням покриття (x25)**



При огляді зламу під мікроскопом при збільшенні в 25 раз встановлено, що поверхня руйнування являє собою втомний злам з центром зародження на вхідній кромці і вектором розвитку в бік вихідної кромки по стінці спинки по перемичці на корито (рис.7). Ділянка первісного зародження тріщини має згладжений рельєф, руйнування відбувалося прямолінійно, що характерно для термовтомних тріщин в литих жароміцних сплавах (рис.8).



Рис. 7. Втомний злам лопатки №1 (x25)

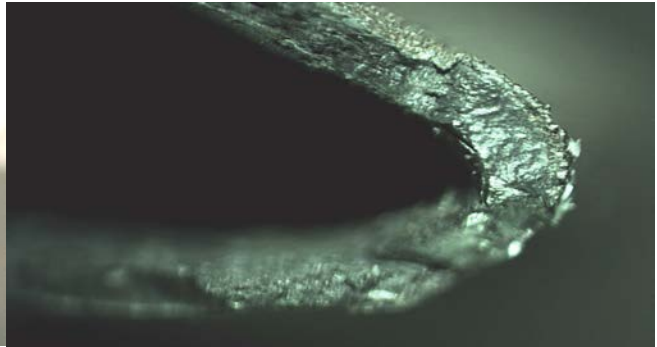


Рис. 8. Загальний вигляд руйнування лопатки №1 (x25)

Окислення поверхні зламу до блакитно-зелених відтінків під дією високих температур свідчить про збіднення матеріалу легуючими елементами.

При дослідженні мікроструктури нікелевих сплавів лопаток на оптичному мікроскопі (рис.9) встановлено, що мікроструктура лопатки задовільна і після експлуатації відповідає вихідному сплаву ЖС26-ВИ. Істотних змін у вигляді коагуляції, утворення вторинної  $\gamma'$ -фази не було виявлено (рис. 10).

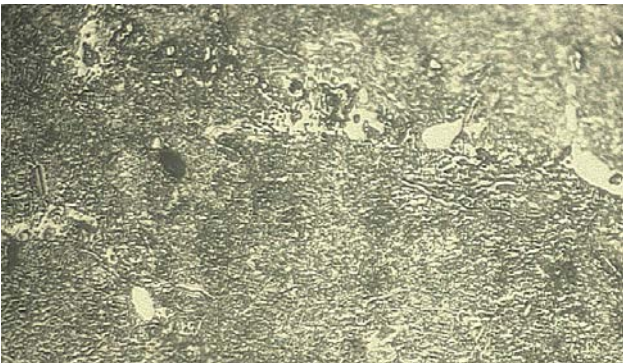


Рис. 9. Мікроструктура сплаву ЖС26-ВИ (x640)



Рис. 10. Мікроструктура сплаву ЖС26-ВИ (x1600)

Для порівняння характеру зміни складу та характеристики зміни його властивостей сплаву досліджувалася вихідна структура нікелевого сплаву ЖС26-ВИ. З цією метою досліджували інші чотири лопатки (№3, №4, №5, №6) турбіни високого тиску. Вибір лопаток зумовлений можливими наступними факторами: лопатка №3 - обрив внаслідок деформації; лопатки №4, №5, №6 – обрив внаслідок руйнування лопатки №3.

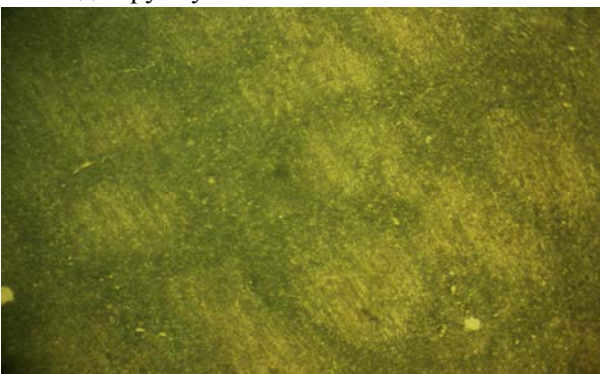


Рис. 11. Мікроструктура замка лопатки №4 (X600)

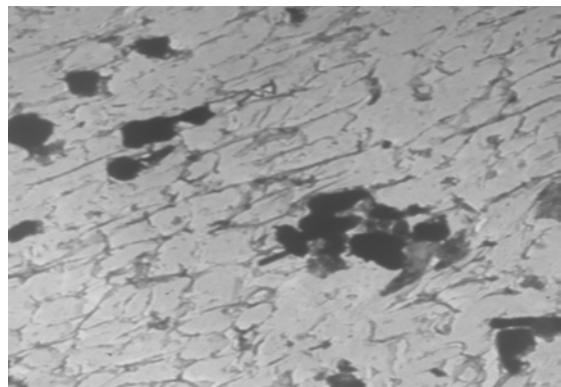


Рис. 12. Мікроструктура замка лопатки №4 (X8000)

Для визначення якості матеріалу були підготовлені зразки матеріалу замка і матеріалу пера лопаток. Проводилися дослідження мікроструктури матеріалу на оптичному і електронному мікроскопах. В результаті було встановлено наступне:

- лопатка №4: замок має стандартну мікроструктуру і тонку структуру без ознак перегріву (рис. 11, 12).

Матеріал пера лопатки зазнав значних змін. Відбулося зрощення і витягування кристалів  $\gamma'$  - фази у великі пластини, коагуляція, часткове розчинення  $\gamma'$  - фази і вторинне виділення її в високодисперсному вигляді (рис. 13, 14).

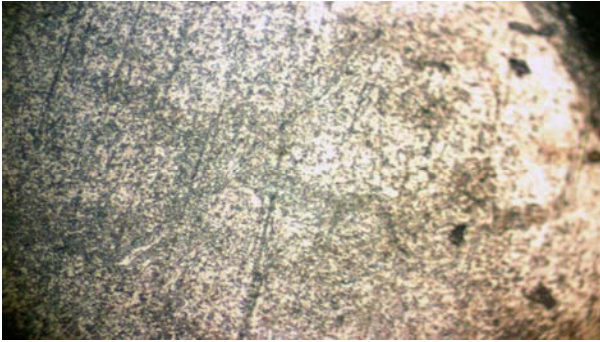


Рис. 13. Мікроструктура пера лопатки №4 (Х600)

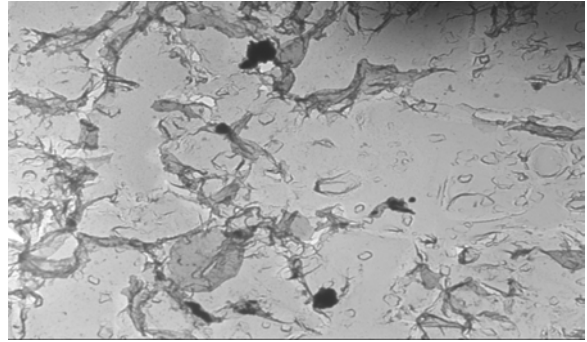


Рис. 14. Мікроструктура пера лопатки №4 (х8000)

- лопатка № 5 має тонку структуру і мікроструктуру аналогічну лопатці №4: матеріал замку зі стандартним станом структури і матеріал пера з ознаками перегріву (рис. 15, 16).

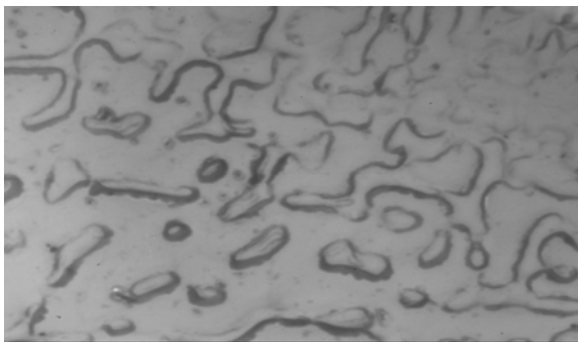


Рис. 15. Мікроструктура замка лопатки №5 (х600)

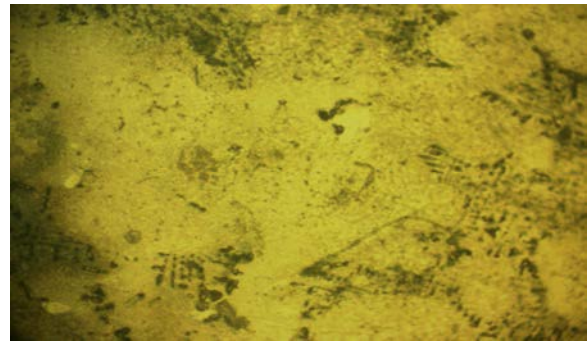


Рис. 16. Мікроструктура пера лопатки №5 (х600)

- лопатка №6, поряд з температурним впливом отримала значне механічне пошкодження. Внаслідок цього і в структурі матеріалу поряд з ознаками перегріву у вигляді коагуляції  $\gamma'$  -фази, часткового її розчинення і виділення в високодисперсному вигляді відбулося ще й хаотичне розорієнтування пластин  $\gamma'$  -фази (рис. 17, 18).

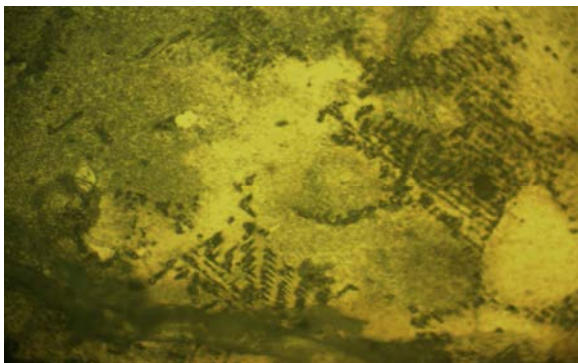


Рис. 17. Мікроструктура пера лопатки №6 (х600)

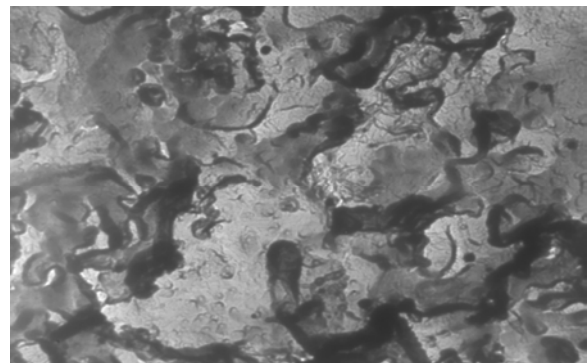


Рис. 18. Мікроструктура пера лопатки №6 (х8000)



Матеріал замка лопатки №6 істотних змін не зазнав. Таким чином, виходячи з того, що на лопатках №4, №5, №6, виявлено ознаки перегріву, можна стверджувати, що і на лопатці №3 мав місце перегрів матеріалу [7].

**Висновки.** За результатами досліджень можна зробити висновок, що руйнування лопатки №1 та №2 відбулося в результаті утворення та розвитку термовтомної тріщини на вхідній кромці. Причиною виникнення термовтомної тріщини могла послужити наявність механічного пошкодження (вм'ятини) в районі вхідної кромки (рис.19), а також вигорання покриття на вхідній кромці і окислення основного матеріалу. Можливою причиною обриву інших досліджуваних лопаток №3, №4, №5, №6 є утворення і розвиток термовтомних тріщин, які викликані загальною зміною механічних властивостей матеріалу лопаток в процесі експлуатації. Тобто комплект досліджуваних лопаток №3, №4, №5, №6 під впливом високої температури втратив свої міцнісні характеристики.



Рис. 19. Вмятина з наступним виходом на злам

Це можна пояснити зміною матеріалу зміцнюючої  $\gamma'$ -фази - у вигляді часткового її розчинення, утворення рафтструктури, виділення подвійних карбідів, таким чином із збідненням матричної основи.

1. Пашинський Л. М., Зайчук Н. П. Вплив експлуатаційних факторів на жароміцність сплавів і на довговічність робочих лопаток ГТД // Наукові нотатки (випуск 9). – Луцьк: ЛДТУ, 2001. – С. 264-269.
2. Казанджан П. К., Тихонов Н. Д. Теория авиационных двигателей: Теория лопаточных машин. – М.: Машиностроение, 1995. – 320 с.
3. Лозицкий Л. П. и др. Конструкция и прочность авиационных газотурбинных двигателей. – М.: Воздушный транспорт, 1992. – 535 с.
4. Смирнов Н. Н. и др. Техническая эксплуатация летательных аппаратов. – М.: Транспорт, 1989. – 423 с.
5. Ножницкий Ю. А. Разработка и применение новых методов упрочнения деталей ГТД, основанных на пластическом деформировании поверхностных слоев / Ю. А. Ножницкий, А. В. Фишгойт, Р. И. Ткаченко, С. В. Теплова // Вестник двигателестроения. Запорожье, 2006. – №2. – С. 8-16.
6. Богуслаев В. А., Муравченко Ф. М. и др. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. – Запорожье, 2003. – 234 с.
7. Матвійчук С. М. Визначення причини руйнування (обриву) робочих лопаток авіадвигуна під час експлуатації // Наукові нотатки (випуск 35). – Луцьк: ЛНТУ, 2011. – С. 128-130.

Стаття надійшла до редакції 24.09.2014.



УДК 539.3

О. А. Мікуліч

### НАПРУЖЕНИЙ СТАН НЕСКІНЧЕННОЇ ПЛАСТИНКИ З ДВОМА КОЛІНЕАРНИМИ РОЗРІЗАМИ ЗА ДІЇ ОСЦИЛЮЮЧИХ СИЛ

*Шляхом сумісного використання методу граничних інтегральних рівнянь, теорії функції комплексної змінної та методу механічних квадратур розроблено методика дослідження напруженого стану багатозв'язних нескінченних пластинок за дії осцилюючого зосередженого навантаження. На основі запропонованого алгоритму чисельно розраховано динамічні напруження на границі двох колінеарних розрізів при різних відстанях між ними.*

*Ключові слова:* пластинка, розріз, напруження.

*Форм. 11. Рис. 4. Літ. 6.*

Е. А. Микулич

### НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ БЕСКОНЕЧНОЙ ПЛАСТИНКИ С ДВУМЯ КОЛЛИНЕАРНЫМИ РАЗРЕЗАМИ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ПУЛЬСИРУЮЩИХ СИЛ

*Совместно используя метод граничных интегральных уравнений, теорию функции комплексной переменной и метод механических квадратур разработана методика исследования напряженного состояния многосвязных бесконечных пластинок при действии осциллирующей сосредоточенной нагрузки. На основе предложенного алгоритма рассчитано напряженное состояние на границе двух коллинеарных разрезов при различных расстояниях между ними.*

*Ключевые слова:* пластинка, разрез, напряжения.

O. A. Mikulich

### STRESS STATE OF INFINITE PLATE WITH TWO COLLINEAR INCISION BY ACTION OSCILLATING FORCES

*Using the method of boundary integral equations, the theory of functions of a complex variable and the method of mechanical quadratures method of calculation of the stress state multiply infinite plate by action concentrated oscillating forces is developed. Based on the proposed methodology stress state on the border of two collinear incisions in an infinite plate with different distances between them is calculated.*

*Keywords:* plate, incision, stress.

**Мета роботи.** Розробка методики дослідження динамічного напруженого стану нескінченних пластинок з системою розрізів та дослідження розподілу напружень на границі розрізів при дії зосереджених пульсуючих сил.

**Вступ.** У сучасному авіа-, , судно-, машинобудуванні та будівництві для зменшення металомісткості та вартості широко використовують пластинчасті елементи конструкцій, що містять системи розрізів, отворів та інших дефектів. Вони експлуатуються при змінних у часі навантаженнях, і це зумовлює виникнення у них динамічних напружень. Моделями таких елементів конструкцій та деталей машин є пластинки. Оцінка їх міцності проводиться на основі розрахунку динамічного напруженого стану біля дефектів у пластинчастих елементах. У зв'язку з відбиттям хвиль від границь дефектів у пластинці відбувається ускладнення характеру напруженого стану. На відміну від статичного навантаження, при дії динамічних сил міцність елементів конструкцій істотно залежить від частоти прикладеного навантаження.

**Постановка проблеми.** Для випадку кругового отвору розв'язок задачі про розподіл динамічних напружень на границі нескінченної пластинки можна отримати у замкненому вигляді методом рядів [1]. Проте для отворів іншої форми та вирізів дослідження напруженого стану при усталених коливаннях проводиться наближено сумісним застосуванням методу рядів та методу збурення форми границі [1]. Це зумовлює істотні труднощі при числовому розрахунку напружень на границі отворів для високих частот осцилюючої сили, а також при визначенні напруженого стану для випадку витягнутих еліпсів чи прямокутників.

**Аналіз основних досліджень.** Розв'язки задач дифракції пружних хвиль у нескінченних пластинках, послаблених одним або системою кругових отворів за дії падаючої хвилі стиску чи пульсуючого тиску, прикладеного до границі отвору, отримані у вигляді рядів у працях О.М. Гузя [1], У.Н. Рао, С.С. Мов, Л.Д. Менте та ін. У роботах В.Д. Кубенка [1] для дослідження концентрації динамічних напружень біля отворів неканонічної форми використовувалися сумісно метод рядів та збурення форми границі.

В останні роки у працях В.В. Божидарніка, С.О. Калоєрова, О.С. Космодам'янського, І.К. Ліфанова, М.І. Мухелішвілі, М.М. Николишина, В.В. Панасюка, Г.Я. Попова, М.П. Саврука, Л.А. Фільштинського та ін. розвинуті ефективні методики дослідження напруженого стану

багатозв'язних пластин при статичних навантаженнях, що ґрунтуються на основі методу граничних інтегральних рівнянь та апарату теорії функцій комплексної змінної. Основна перевага такого підходу полягає в його універсальності та високій точності для випадку пластинок складної форми, нескінчених пластинок з отворами, у тому числі при дії локалізованих сил.

На основі методу граничних інтегральних рівнянь у працях В.Д. Купрадзе, Д.І. Шермана та ін. отримано системи інтегральних рівнянь для дослідження напружено-деформівного стану пластинок довільної форми за дії динамічного навантаження. Числові розрахунки напруженого стану проведено у роботах П. Бенерджі, К. Бреббія, С. Уокер [2] та ін. методом граничних елементів. Тут виходили з представлення типу Сомільяно та отримували інтегральні рівняння безпосередньо відносно переміщень. Для визначення напружень на границі застосовували чисельне диференціювання.

Проте при швидкозмінному напруженому стані, який має місце при високих частотах, а також для випадку вирізів — отворів у вигляді витягнутих еліпсів, застосування такого підходу може призвести до значних складнощів при числовому розрахунку та похибок.

**Викладення основного матеріалу дослідження.** У дослідженні запропонований підхід до вивчення динамічної концентрації напружень у нескінченних двозв'язних пластинках на основі методу граничних інтегральних рівнянь, апарату теорії функцій комплексної змінної, методу механічних квадратур, що є ефективним для розрахунку напруженого стану пластинок при усталених коливаннях.

Розглянемо нескінченну ізотропну пружну пластинку, що послаблена системою колінеарних розрізів (рис. 1). Вирізи у пластинці змодельємо з допомогою еліптичних отворів з відношенням півосей 10. Область, яку займає пластинка, позначимо через  $D$ . Прийmemo, що вона обмежена граничними контурами  $L_1$  (границя лівого розрізу),  $L_2$  (границя правого розрізу),  $L_3$  (границя пластинки), причому контур  $L$  охоплює усі контури:  $L=L_1+L_2+L_3$ .

Віднесемо пружну пластинку до декартової системи координат  $Ox_1x_2$ , яку розмістимо у центрі ваги пластинки. Дослідимо розподіл напружень на границі вирізів у нескінченній пластинці, а також визначимо залежність концентрації напружень від частоти зосередженого пульсуючого навантаження  $(Q_1 e^{i\omega\tau}, Q_2 e^{i\omega\tau})$ .

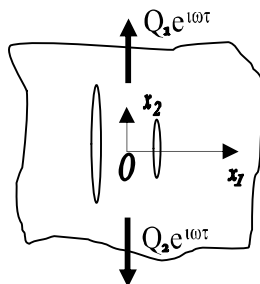


Рис. 1. Схема навантаження пластинки

Граничні умови задачі записуються у вигляді:

$$\sigma_n^{(k)}|_{\Gamma} = -\Phi e^{i\omega\tau}, \quad \tau_{sn}^{(k)}|_{\Gamma} = 0, \quad k = 1, 2. \quad (1)$$

де  $\Phi$  — відомі на границі розрізів функції.

Потенціальне зображення загального розв'язку для переміщень запишемо у вигляді [3]:

$$u_j = \int_L p_i U_{ij}^* ds + \int_D Q_i U_{ij}^* dD, \quad (2)$$

де  $p_1, p_2$  — невідомі потенціальні функції, представлення для функцій  $U_{kj}^*$  вибрані з врахуванням умов випромінення на нескінченності [2]:

$$U_{ij}^* = \frac{1}{2\pi r c_2^2} (\psi \delta_{ij} - \chi r_i r_j),$$

де

$$\psi = \frac{i\pi}{2} \left( -H_0^2 \left( \frac{\omega r}{c_2} \right) + \frac{c_2}{\omega r} \left( H_1^2 \left( \frac{\omega r}{c_2} \right) - \frac{c_2}{c_1} H_1^2 \left( \frac{\omega r}{c_1} \right) \right) \right), \quad \chi = \frac{i\pi}{2} \left( H_2^2 \left( \frac{\omega r}{c_2} \right) - \frac{c_2^2}{c_1^2} H_2^2 \left( \frac{\omega r}{c_1} \right) \right),$$

$r_i = \frac{\partial r}{\partial x_i}$ ,  $i=1, 2$ ,  $r = \sqrt{(x_1 - x_1^0)^2 + (x_2 - x_2^0)^2}$ ,  $\omega$  – частота,  $c_1, c_2$  – швидкість хвиль розширення та

зсуву (для випадку плоского напруженого стану:  $c_1^2 = \frac{E}{\rho(1-\nu^2)}$ ,  $c_2^2 = \frac{E}{2\rho(1+\nu)}$ ),  $E$  – модуль пружності I роду,  $\rho$  – густина матеріалу,  $\nu$  – коефіцієнт Пуассона,  $H_k^2(z)$  – функції Ганкеля другого роду. Інтегрування по області та вздовж границі проводиться за змінними  $x_1^0, x_2^0$ . Тут і далі біля переміщень та напружень опущений часовий множник  $e^{i\omega\tau}$ ,  $\tau$  — час.

Для визначення напружень у довільній точці пластинки для випадку плоского напруженого стану застосовувалися формули [4]:

$$2(\sigma_n - i\tau_{sn}) = \frac{2E}{1-\nu} \operatorname{Re} \left( \frac{\partial}{\partial \bar{z}} (u_1 - iu_2) \right) + e^{2i\alpha} \frac{2E}{1+\nu} \left( \frac{\partial}{\partial z} (u_1 - iu_2) \right), \quad (3)$$

де  $\alpha$  — кут між нормаллю до площинки і віссю  $Ox_1$ ,  $z = x_1 + ix_2$ .

Задовольняючи граничні умови (1) з врахуванням представлень для напружень (3) та виразів для переміщень (2), застосовуючи формули Племеля-Сохоцького [4] в граничних переходах для інтегралів типу Коші, отримано інтегральні рівняння виду:

$$\begin{aligned} \bar{q}^R + \frac{1}{2\pi i} \frac{1+\nu}{2} \int_L \left( \left( \frac{dz}{d\bar{z}} \frac{\bar{z}-\bar{t}}{z-t} - 1 \right) \frac{1}{z-t} \right) q^R dt - \frac{1}{2\pi i} \int_L \left( -\frac{1+\nu}{2} \frac{1}{\bar{z}-\bar{t}} + \frac{dz}{d\bar{z}} \frac{3-\nu}{2} \frac{1}{z-t} \right) \times \\ \times \bar{q}^R d\bar{t} + \int_L G_1^R q^R dt + \int_L G_2^R \bar{q}^R d\bar{t} - \int_L f_1^I q^I dt - \int_L f_2^I \bar{q}^I d\bar{t} = 2\Phi^R; \\ \bar{q}^I + \frac{1}{2\pi i} \frac{1+\nu}{2} \int_L \left( \left( \frac{dz}{d\bar{z}} \frac{\bar{z}-\bar{t}}{z-t} - 1 \right) \frac{1}{z-t} \right) q^I dt - \frac{1}{2\pi i} \int_L \left( -\frac{1+\nu}{2} \frac{1}{\bar{z}-\bar{t}} + \frac{dz}{d\bar{z}} \frac{3-\nu}{2} \frac{1}{z-t} \right) \times \\ \times \bar{q}^I d\bar{t} + \int_L G_1^I q^I dt + \int_L G_2^I \bar{q}^I d\bar{t} + \int_L f_1^I q^R dt + \int_L f_2^I \bar{q}^R d\bar{t} = 2\Phi^I, \end{aligned}$$

де  $f_i^R = f_i^R(x_1, x_2, x_1^0, x_2^0)$ ,  $f_i^I = f_i^I(x_1, x_2, x_1^0, x_2^0)$ ,  $i=1, 2$  є відомими функціями дійсного аргументу, що містять функції Бесселя II та I роду відповідно та мають вигляд, аналогічний до [6];  $q^R = i \cdot p^R \cdot ds/dt$ ,  $q^I = i \cdot p^I \cdot ds/dt$  – невідомі функції,  $G_i^R = G_i^R(x_1, x_2, x_1^0, x_2^0)$ ,  $i=1, 2$  є обмеженими і неперервними скрізь в області  $D$  функціями дійсного аргументу,  $\Phi^R, \Phi^I$  – відомі функції. Тут перші два інтеграли є у розумінні головного значення.

Для числового розрахунку значень невідомих функцій використано метод колокації та механічних квадратур. При розрахунках враховувалася відсутність контакту границь вирізів. Для зменшення кількості вузлових точок при числовому розрахунку застосовано сигмоїдне нелінійне перетворення Сіді [5]:

$$\xi = G(\tau) = \tau - \frac{\sin(2\pi\tau)}{2\pi}, \quad 0 \leq \tau \leq 2\pi.$$

Задачу зведено до розв'язання системи лінійних рівнянь для визначення невідомих на границі функцій виду [6]:

$$\begin{aligned} \bar{q}_v^{R(i)} / h + \sum_{n=1}^K \left( f_{1vn}^{R(i,1)} q_n^{R(1)} - f_{1vn}^{I(i,1)} q_n^{I(1)} \right) g'_{1n} + \sum_{n=1}^K \left( f_{2vn}^{R(i,1)} \bar{q}_n^{R(1)} - f_{2vn}^{I(i,1)} \bar{q}_n^{I(1)} \right) \bar{g}'_{1n} + \\ + \sum_{n=1}^K \left( f_{1vn}^{R(i,2)} q_n^{R(2)} - f_{1vn}^{I(i,2)} q_n^{I(2)} \right) g'_{2n} + \sum_{n=1}^K \left( f_{2vn}^{R(i,2)} \bar{q}_n^{R(2)} - f_{2vn}^{I(i,2)} \bar{q}_n^{I(2)} \right) \bar{g}'_{2n} = \Phi_v^{R(i)} / h, \\ \bar{q}_v^{I(i)} / h + \sum_{n=1}^K \left( f_{1vn}^{R(i,1)} q_n^{I(1)} + f_{1vn}^{I(i,1)} q_n^{R(1)} \right) g'_{1n} + \sum_{n=1}^K \left( f_{2vn}^{R(i,1)} \bar{q}_n^{I(1)} + f_{2vn}^{I(i,1)} \bar{q}_n^{R(1)} \right) \bar{g}'_{1n} + \\ + \sum_{n=1}^K \left( f_{1vn}^{R(i,2)} q_n^{I(2)} + f_{1vn}^{I(i,2)} q_n^{R(2)} \right) g'_{2n} + \sum_{n=1}^K \left( f_{2vn}^{R(i,2)} \bar{q}_n^{I(2)} + f_{2vn}^{I(i,2)} \bar{q}_n^{R(2)} \right) \bar{g}'_{2n} = \Phi_v^{I(i)} / h, \end{aligned}$$

де  $\bar{q}_v^R = \bar{q}^R(z_v)$ ,  $q_n^R = q^R(t_n)$ ,  $q_v^I = q^I(t_v)$ ,  $q_n^I = q^I(t_n)$ , є дійсними та уявними частинами невідомих на границі функцій,  $f_{ivn}^R = f_i^R(z_v, t_n)$ ,  $f_{ivn}^I = f_i^I(z_v, t_n)$ ,  $i=1, 2$ ,  $\Phi_v^R = \Phi^R(z_v)$ ,  $\Phi_v^I = \Phi^I(z_v)$  — відомі функції,  $h=2\pi/n$ ,  $n$  — кількість точок розбиття границі.

Після визначення невідомих функцій напруги на границі пластинки визначаються чисельно згідно формул (3) при повороті  $\alpha$  на  $90^\circ$ .

На основі запропонованої методики дослідимо розподіл максимальних динамічних напружень у пластинці, що послаблена двома однаковими вертикальними розрізами з півосями  $a$  та  $\theta, 1a$  при різних відстанях  $\delta$  між їх центрами. Числові розрахунки проводилися для випадку, коли пульсуючі сили прикладалися у точках  $Q_1(0; 2a)$ ,  $Q_2(0; -2a)$ . При обчисленнях приймалося значення коефіцієнту Пуассона 0,3 та було вибрано 300 вузлових точок розбиття границі.

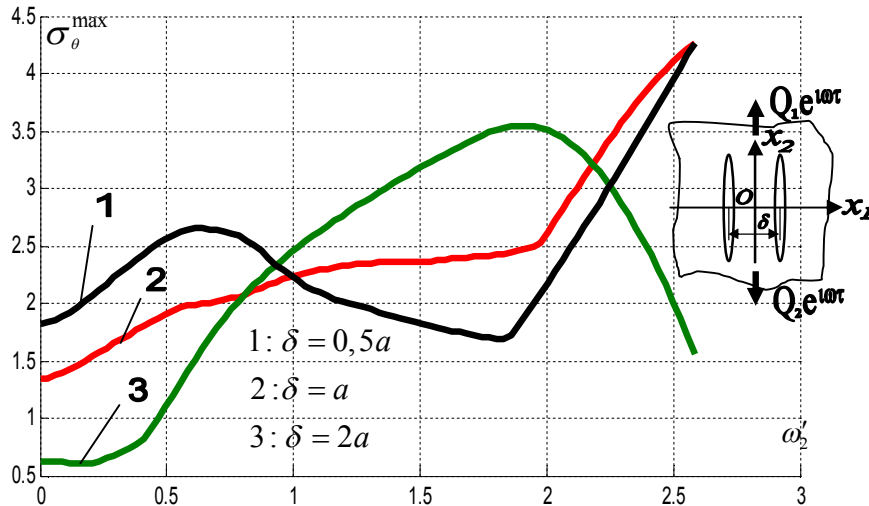


Рис. 2. Концентрація максимальних напружень у пластинці з двома розрізами однакових розмірів

З рис. 2 видно, що розподіл максимальних динамічних напружень має коливний характер. У випадку, коли у пластинці розрізи розміщені близько один біля одного істотне зростання напружень спостерігається при високих значеннях зведеної частоти  $\omega'_2 = \omega \cdot a / c_2$  пульсуючого навантаження. Максимальні динамічні напруження перевищують статичні у 1,5 рази. При збільшенні відстані між розрізами динамічні напруження істотно зростають і досягають максимальних значень у середньому частотному діапазоні  $\omega'_2 \in (1,7; 2)$ . При цьому максимальні їх значення перевищують статичні у 6 раз. Це пояснюється відбиттям хвиль від границь вирізів та їх накладанням, що і підсилює динамічний ефект у пластинці.

Дослідимо характер розподілу напружень на границі вертикальних вирізів для випадку  $\delta=0,5a$  та визначимо їх максимальні значення при характерних значеннях зведеної частоти при дії осцилюючих масових сил  $Q_1$  та  $Q_2$ , прикладених у точках  $(0; 2a)$  та  $(0; -2a)$ . Результати розрахунку показано на рис. 3.

З рис. 3 видно, що при статичному навантаженні та малих значеннях частоти пульсуючих сил максимальні значення напружень виникають у великих півосях. При зростанні частоти динамічні напруження досягають максимальних значень в околі великих півосей, що пояснюється відбиттям хвиль від границь вирізів та їх накладанням. Це істотно впливає на напружений стан пластинки.

Вивчимо вплив розмірів вирізів на динамічний напружений стан у пластинках. Числові результати дослідження залежності максимальних динамічних напружень у пластинці, що послаблена двома колінеарними вертикальними розрізами з півосями  $a$  і  $\theta, 1a$  та  $0,5a$  і  $0,05a$  при різних відстанях  $\delta$  між їх центрами наведені на рис. 4. Тут суцільними кривими показано напруження на границі більшого розрізу, а пунктирними — меншого. При числових розрахунках приймалося: значення коефіцієнту Пуассона 0,3, кількість точок розбиття — 300, пульсуючі сили зосереджені у точках  $Q_1(0; 2a)$ ,  $Q_2(0; -2a)$ .

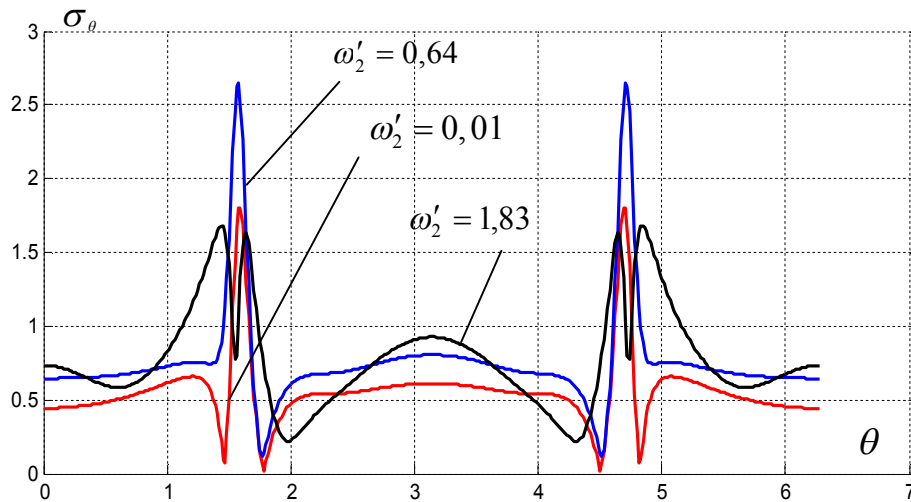


Рис. 3. Розподіл динамічних напружень у пластинці з двома розрізами однакових розмірів

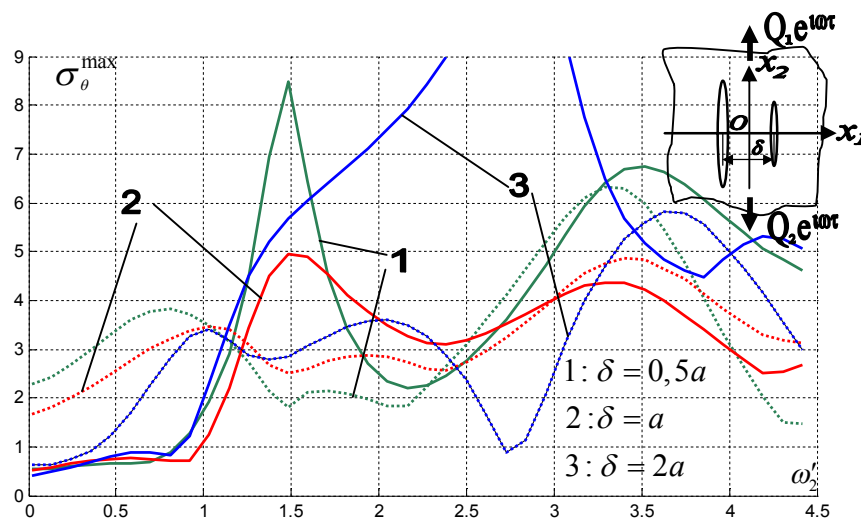


Рис. 4. Залежність максимальних динамічних напружень від зведеної частоти у пластинці, послабленій колінеарними розрізами різних розмірів

З рисунку видно, що коливний характер розподілу максимальних динамічних напружень посилюється у порівнянні з результатами, що наведені на рис. 2. При статичних навантаженнях максимальні напруження на границі більшого розрізу практично однакові при різних відстанях між розрізами. Проте максимальні статичні напруження відрізняються на границі меншого з розрізів. Найбільші вони для випадку, коли відстані між розмірами найменша.

На границі більшого розрізу для значення зведеної частоти  $\omega'_2 = 1,5$  максимальні динамічні напруження перевищують відповідні статичні значення у 15,4 та 9,7 раз відповідно для  $\delta = 0,5a$  та  $\delta = a$ . При зростанні відстані між розрізами максимальні динамічні напруження також збільшуються (у 27, 8 раз порівняно зі статичними) разом із збільшенням значення частоти, при яких вони досягаються ( $\omega'_2 = 2,84$ ).

На границі меншого з розрізів максимальні динамічні напруження значно перевищують статичні для випадку великої відстані між розрізами у пластинці (у 5,67 рази). Для решти досліджуваних випадків збільшення напружень не є значними: у 1,65 та 1,48 при  $\delta = 0,5a$  та  $\delta = a$  відповідно. Істотне збільшення динамічних напружень відбувається при високих частотах:  $\omega'_2 \in (3,2; 3,7)$  у 2,75; 2,85 та 9,7 рази відповідно.

Результати досліджень характеру розподілу напружень на границі вертикальних вирізів для різних відстаней між їх центрами аналогічні до випадку однакових розрізів. Числові розрахунки показали, що при збільшенні відстані між розрізами спостерігається зростання динамічних напружень у середньому частотному діапазоні, що зумовлено відбиттям та накладанням хвиль.

**Висновок.** На основі запропонованої методики, що ґрунтується на методі граничних інтегральних рівнянь та апараті теорії функції комплексної змінної, досліджено розподіл динамічних напружень на границі вирізів у пластинках при дії зосереджених пульсуючих сил. Встановлено, що значне зростання напружень відбувається через відбиття хвиль від границь пластинки. Досліджено вплив відстані між вирізами на розподіл напружень.

1. Гузь А. Н., Кубенко В. Д., Черевко М. А. Дифракція упругих волн. – К.: Наук. думка, 1978. – 308 с.
2. Бреббиа К., Уокер С. Применение метода граничных элементов в технике. Пер. с англ. / Под. ред. Григолюка Э. И. – М.: Мир, 1982. – 248 с.
3. Marc Bonnet. Équations intégrales et éléments de frontière. Application en mécanique des solides et des fluides. — Paris, CNRS Éditions / Éditions EYROLLES, 1995. – 316 p.
4. Савин Н. Г. Распределение напряжений около отверстий. – К.: Наукова думка, 1968. – 888 с.
5. Sidi A. A new variable transformation for numerical integration / Eds. H. Brass, G. Hammerlin // Numerical Integration IV. – Basel: Birkhauser, 1993. – P. 359-373.
6. Мікуліч О. А. Дифракція пружних хвиль у нескінченних двозв'язних пластинках. // Вісник Донецького університету: Науковий журнал. Серія А «Природничі науки» – Донецьк: ДонНТУ, 2008. – № 2/2008. – С. 114-120.

Стаття надійшла до редакції 03.10.2014.

УДК 541.182

І. А. Мороз

Луцький національний технічний університет

### ОЦІНКА ВПЛИВУ РЕДИСПЕРГУВАННЯ ПОРОШКІВ НА ТЕРМІЧНИЙ РОЗКЛАД КАРБОНАТІВ МЕТАЛІВ

*Досліджено вплив процесів редиспергування порошків основних карбонатів карбонатів купруму та ніколу та карбонатів мангану і кобальту на їхній термічний розклад. Колоїдно-хімічні дослідження процесів редиспергування та формування топологічної структури досліджуваних високодисперсних порошків засвідчили вплив дисперсійного середовища на їхню щільність та однорідність у седиментаційних осадах, а дериватографічний аналіз підтвердив зниження температури розкладу окремих карбонатів порівняно з повітрям у випадку наявності щільнішої та одноріднішої пористої структури між різномірними частинками.*

*Ключові слова:* редиспергування, суспензії, карбонати металів, топологічна структура.

*Рис. 4. Форм. 3. Табл. 2. Літ. 10.*

И. А. Мороз

### ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ РЕДИСПЕРГИРОВАНИЯ ПОРОШКОВ НА ТЕРМИЧЕСКОЕ РАЗЛОЖЕНИЕ КАРБОНАТОВ МЕТАЛЛОВ

*Исследовано влияние процессов редиспергирования порошков основных карбонатов карбонатов меди и никеля и карбонатов марганца и кобальта на их термическое разложение. Коллоидно-химические исследования процессов редиспергування и формирования топологической структуры исследуемых высокодисперсных порошков показали влияние дисперсионной среды на их плотность и однородность в седиментационных осадках, а дериватографический анализ подтвердил снижение температуры разложения отдельных карбонатов по сравнению с воздухом в случае наличия плотной и однородной пористой структуры между разнородными частицами.*

*Ключевые слова:* редиспергирование, суспензии, карбонаты металлов, топологическая структура.

I. A. Moroz

### EVALUATION OF REDYSPERHUVANNYA POWDERS ON THERMAL DECOMPOSITION OF CARBONATES OF METALS

*The effect of re-dispersion processes of the powders of basic copper and nickel carbonates and manganese and cobalt carbonates on their thermal decomposition was investigated. Colloid chemical investigations of the re-dispersion processes and of the formation of the topological structure of the studied highly-disperse powders indicated the influence of the dispersion medium on their density and uniformity in the sediments, and the derivatographic analysis confirmed the decrease of the decomposition temperature of some carbonates compared to air in the case of the existence of denser and more uniform porous structure between the heterogeneous particles.*

*Keywords:* re-dispersion, suspensions, metal carbonates, topological structure.

Один із способів одержання функціональної кераміки передбачає спікання дисперсних систем, утворених насипаними чи спресованими порошками [1, 2]. Таке спікання супроводжується утворенням якомога більшого числа контактів між структурними елементами дисперсної системи, переважно, за рахунок їхнього переміщення, що загалом спричиняє локальні ущільнення та посилює неоднорідність кераміки [3]. Синтез кераміки із карбонатів металів окрім цього супроводжується їхнім термічним розкладом. Топологічна структура утворена сумішшю порошків, очевидно, впливає як на процеси розкладу карбонатів, так і на твердофазний синтез нового матеріалу. Оскільки високодисперсні порошки на повітрі перебувають в агрегованому стані, то для формування щільної однорідної структури порошкових тіл, збільшення міжфазної поверхні та активації об'ємного ущільнення необхідною умовою на стадії змішування порошків виступає редиспергування агрегатів порошків до первинних частинок і забезпечення подальшої їхньої агрегативної стабільності [4, 5]. Очевидно, що такі процеси редиспергування, зумовлюючи повніше руйнування агрегатів первинних частинок та формування щільнішої просторової структури, повинні сприяти твердофазному синтезу – спіканню кераміки.

Суспензії порошків основних карбонатів ніколу  $(\text{NiOH})_2\text{CO}_3$ , купруму  $(\text{CuOH})_2\text{CO}_3$  та карбонатів мангану  $\text{MnCO}_3$ , кобальту  $\text{CoCO}_3$  готували шляхом внесення наважки порошків ( $5 \text{ г/дм}^3$ ) у дисперсійне середовище різної хімічної природи (дистильована вода, ізопропіловий спирт, 1,4-діоксан, ізобутиловий спирт) з наступним механічним перемішуванням суспензій протягом 2 годин. Розміри первинних частинок порошків визначали електронномікроскопічно (прилад "Gemini DSM 289", Zeiss, Німеччина). Радіус первинних частинок порошку  $(\text{CuOH})_2\text{CO}_3$  дорівнював  $2,6 \pm 0,2 \text{ мкм}$ , порошку  $\text{MnCO}_3$  –  $1,6 \pm 0,1 \text{ мкм}$ , порошку  $(\text{NiOH})_2\text{CO}_3$  –  $0,2 \pm 0,04 \text{ мкм}$  і порошку  $\text{CoCO}_3$  –  $0,1 \pm 0,02 \text{ мкм}$ .

Щільність укладки високодисперсних частинок карбонатів металів у седиментаційних осадах, сформованих у дисперсійних середовищах різної хімічної природи, визначали методом седиментаційних об'ємів. Суспензії готували шляхом змішування 2 г порошку з 10 см<sup>3</sup> дисперсійного середовища різної хімічної природи з подальшим механічним перемішуванням протягом 2 годин. Седиментаційні об'єми формували у стандартних седиментаційних трубках. Заміри об'єму твердої фази робили після повного осідання частинок.

Термограми знімали на дериватографі OD-103 системи Паулік-Паулік-Ердей в атмосфері повітря.

Для визначення розмірів частинок седиментаційним методом використовували оптичний метод дослідження. Оптичну густину суспензій вимірювали спектрофлюориметром СМ-2203 з довжиною хвилі 530 нм. Похибка експериментальних вимірів складала біля 1%. Дослідження проводили для температури 298±1 К.

За результатами седиментаційного аналізу суспензій із вмістом твердої фази 5 г/дм<sup>3</sup> у різних дисперсійних середовищах знайдені радіуси агрегатів частинок (табл. 1).

**Таблиця 1. Радіуси частинок карбонатів металів у дисперсійних середовищах різної хімічної природи**

Порошок	Радіуси агрегатів частинок (мкм) у рідких дисперсійних середовищах				Електронно-мікроскопічний радіус первинних частинок (мкм)
	вода	1,4-діоксан	ізопропіловий спирт	ізобутиловий спирт	
(CuOH) <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>	5,6	6,3	6,2	5,1	2,6
MnCO <sub>3</sub>	4,2	4,4	3,6	3,1	1,6
(NiOH) <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>	0,7	1,3	0,5	0,4	0,2
CoCO <sub>3</sub>	0,4	1,2	0,4	0,2	0,1

Для порівняння у цій же таблиці також наведені результати електронномікроскопічного визначення розмірів первинних частинок, які є значно меншими від радіусів частинок у всіх дисперсійних середовищах. Це вказує на те, що знайдені седиментаційним методом радіуси частинок характеризують розміри агрегатів із первинних частинок. Радіуси агрегатів частинок для порошку однієї хімічної природи залежать від природи дисперсійного середовища, а саме: від ступеня редиспергування порошку та розвитку агрегативних процесів у досліджуваному дисперсійному середовищі [6]. Найменші розміри агрегатів частинок спостерігали для суспензій, у яких дисперсійним середовищем був ізобутиловий спирт, а найбільші – для суспензій, де дисперсійним середовищем був 1,4-діоксан.

Щільність укладки частинок у седиментаційних осадах, які сформовані на повітрі та у досліджуваних дисперсійних середовищах, коливається у широких межах від 0,082 для CoCO<sub>3</sub> у 1,4-діоксані до 0,50 для (CuOH)<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> на повітрі (табл. 2.)

**Таблиця 2. Щільність укладки частинок порошоків карбонатів металів на повітрі та у дисперсійних середовищах різної хімічної природи**

Порошок	Щільність укладки частинок у різних дисперсійних середовищах:				
	повітря	вода	1,4-діоксан	ізопропіловий спирт	ізобутиловий спирт
(CuOH) <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>	0,50	0,47	0,40	0,42	0,46
MnCO <sub>3</sub>	0,40	0,38	0,36	0,42	0,42
(NiOH) <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>	0,23	0,18	0,12	0,23	0,23
CoCO <sub>3</sub>	0,19	0,094	0,082	0,094	0,098

Далекосяжні поверхневі сили між частинками сприяють утворенню агрегатів, тому редиспергування частинок у різних дисперсійних середовищах відбувається не повністю, а до



рівноважних агрегатів, розміри яких подано у табл. 1. Ступінь агрегації частинок краще описувати не радіусом агрегатів частинок, а кількістю первинних частинок у них [3, 7].

Кількість первинних частинок у агрегатах  $n$  можна підрахувати за формулою [8]

$$n = 0,617 \left( \frac{r_a}{r} \right)^3 \quad (1)$$

де  $r_a$  – радіус агрегатів частинок,

$r$  – радіус первинних частинок,

0,617 – коефіцієнт, що враховує щільність укладки первинних частинок в агрегатах.

Одержані результати подані на рис. 1. Як видно із цього рисунку, в 1,4-діоксані порівняно з іншими досліджуваними середовищами (вода, ізопропіловий спирт, ізобутиловий спирт) агрегативні процеси є найінтенсивнішими й, відповідно, просторові коагуляційні структури мають найменшу щільність.

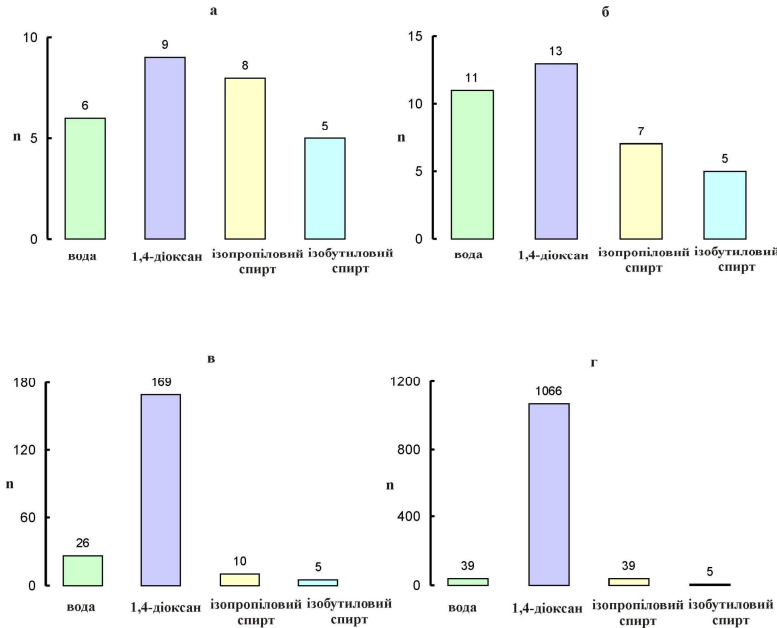


Рис. 1. Залежність кількості первинних частинок в агрегатах від природи дисперсійного середовища для порошоків: (CuOH)<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> (а); MnCO<sub>3</sub> (б); (NiOH)<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> (в); CoCO<sub>3</sub> (г)

З метою перевірки впливу редиспергування порошоків у різних дисперсійних середовищах на формування топологічної структури та дослідження процесів розкладу основних карбонатів купруму і ніколу та карбонатів мангану і кобальту були зняті дериватограми як для окремих порошоків карбонатів металів, так і для суміші порошоків, з якої синтезують сполуку складу  $\text{Cu}_{0,1}\text{Ni}_{0,8}\text{Co}_{0,2}\text{Mn}_{1,9}\text{O}_4$ . Термогравіметричний аналіз суміші порошоків вищевказаного складу проводили для трьох випадків:

- сухе перемішування порошоків на повітрі;
- вологе перемішування порошоків у ізопропіловому спирті;
- вологе перемішування порошоків у ізобутиловому спирті.

Одержані результати подані на рис. 2–4. Дериватограми для окремих порошоків карбонатів металів засвідчують наявність у порошках атмосферної вологи, яка видаляється із них у температурному інтервалі 125–170°C (рис. 2). Мінімуми на диференціальних кривих втрати маси, що засвідчують розклад окремих карбонатів металів, відповідають температурам: 290°C для  $\text{CoCO}_3$ ; 310°C для  $(\text{CuOH})_2\text{CO}_3$ ; 350°C для  $(\text{NiOH})_2\text{CO}_3$ ; 555°C для  $\text{MnCO}_3$ .

Дериватограми для сумішей порошоків, які отримані трьома різними способами, вказують на зниження температури розкладу окремих карбонатів. Чітко це відслідковується для розкладу  $\text{MnCO}_3$ , якого у суміші є найбільше, а саме мінімум на диференціальній кривій втрати маси зміщується до температури 530°C для сухої суміші, – 520°C для ізобутилового спирту та – 505°C для ізопропілового спирту (рис. 3–4).

Таке зниження температури розкладу карбонатів можна пояснити формуванням в ізопропіловому та ізобутиловому спиртах щільнішої та одноріднішої пористої структури між різнорідними частинками порівняно з повітрям. Для ізопропілового та ізобутилового спиртів кількість первинних частинок у агрегатах є найменшою (рис. 1), а щільність седиментаційних

осадів сумішей карбонатів металів відповідно більшою, а саме: для ізопропілового спирту вона дорівнює 0,45, ізобутилового спирту – 0,43 в той час як для суміші, що сформована на повітрі вона дорівнює 0,40 (табл. 2).

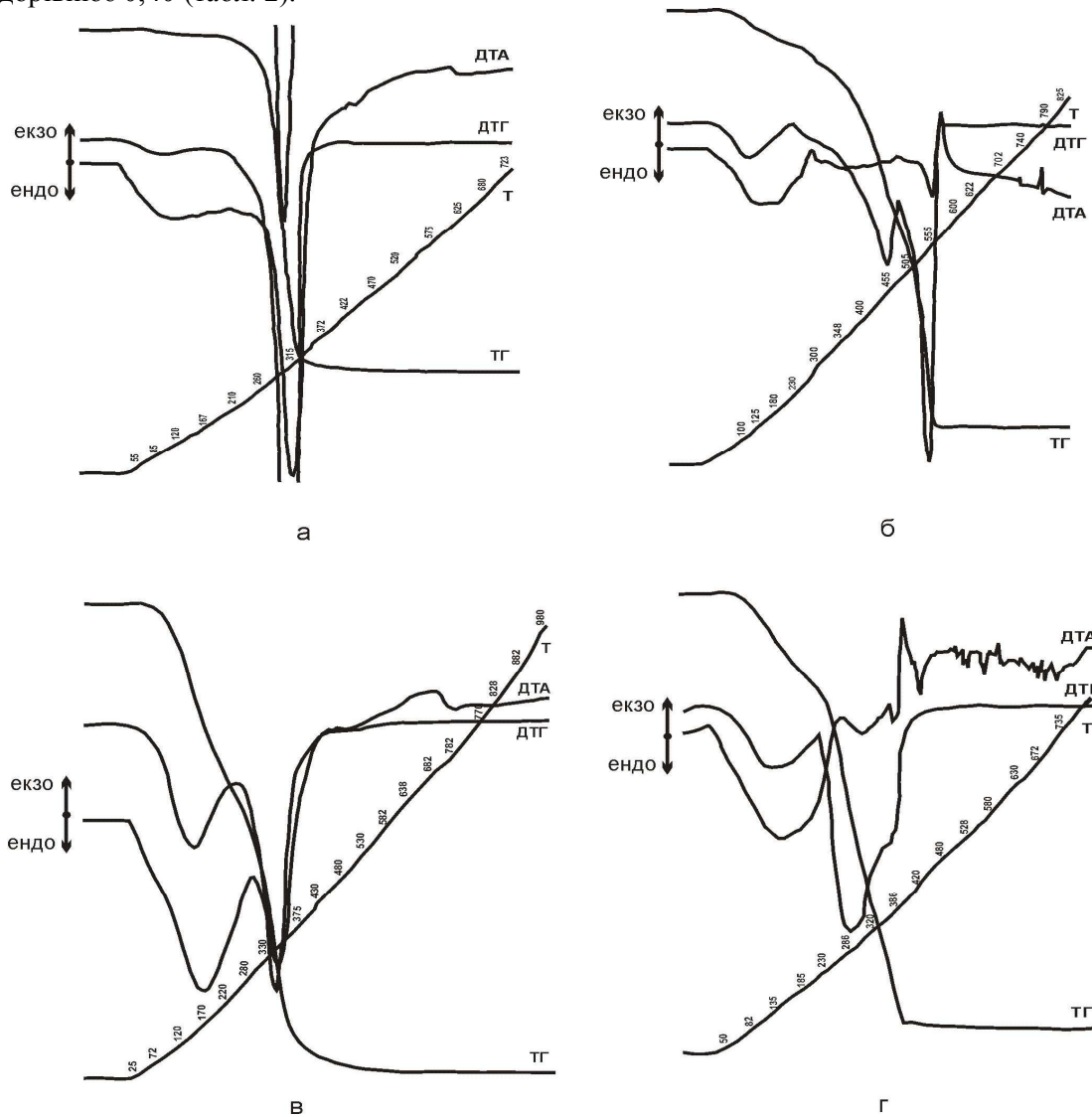


Рис. 2. Дериваторами для окремих порошоків  $(\text{CuOH})_2\text{CO}_3$  (а),  $\text{MnCO}_3$  (б),  $(\text{NiOH})_2\text{CO}_3$  (в) та  $\text{CoCO}_3$  (г)

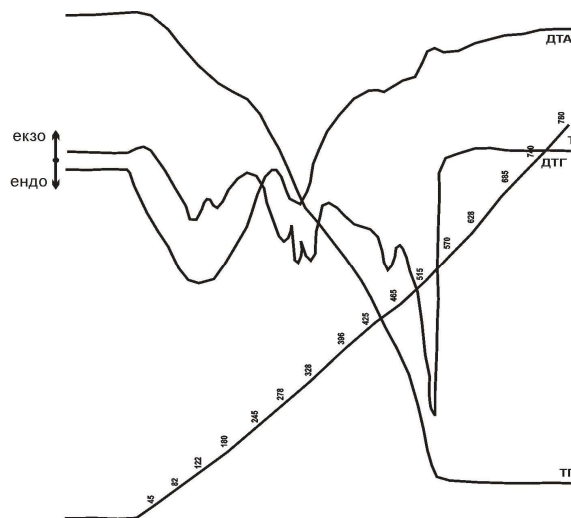


Рис. 3. Дериватограма для суміші порошоків, одержаної шляхом сухого змішування у співвідношеннях для синтезу сполуки  $\text{Cu}_{0,1}\text{Ni}_{0,8}\text{Co}_{0,2}\text{Mn}_{1,9}\text{O}_4$

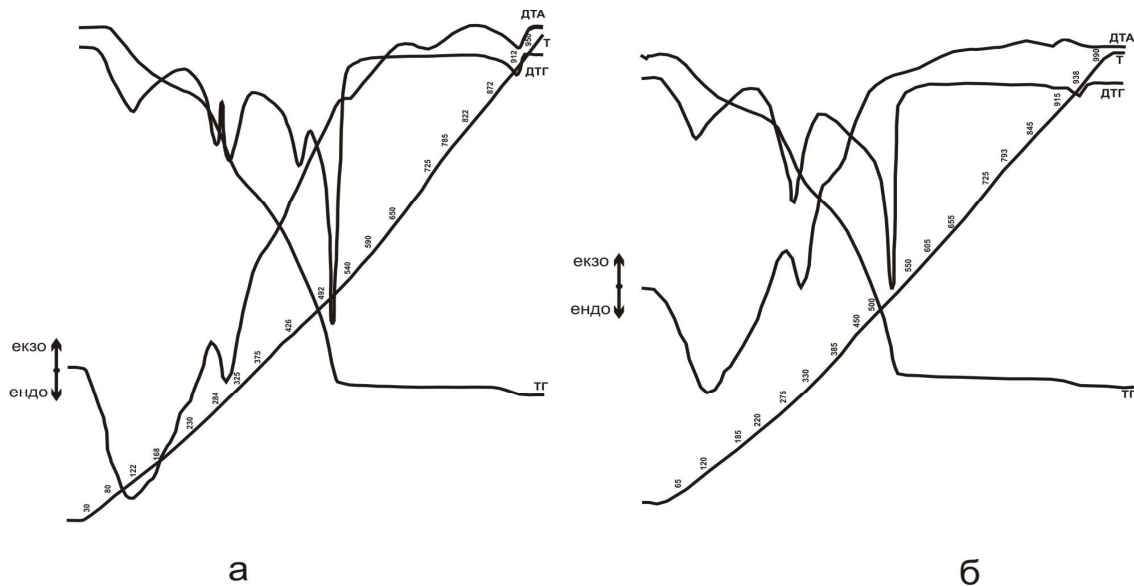
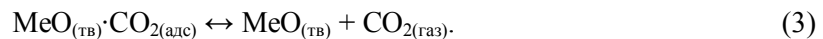


Рис. 4. Дериватограми для суміші порошків, одержаних шляхом змішування в ізопропіловому спирті (а) та ізобутиловому спирті (б) у співвідношеннях для синтезу сполуки  $\text{Cu}_{0,1}\text{Ni}_{0,8}\text{Co}_{0,2}\text{Mn}_{1,9}\text{O}_4$

Таким чином, внаслідок збільшення контактів між різнорідними частинками керамічної суміші відбувається зміщення хімічної рівноваги реакцій розкладу карбонатів у сторону кінцевих продуктів твердофазної взаємодії [9, 10]:



Збільшення швидкості твердофазної взаємодії підтверджує також поява значного екзотермічного ефекту, величина якого збільшується у ряду способів підготовки сумішей порошків: сухе змішування  $\rightarrow$  змішування в ізобутиловому спирті  $\rightarrow$  змішування в ізопропіловому спирті. Наявність цього екзотермічного ефекту пов'язана з твердофазною взаємодією утворених оксидів між собою та утворенням сполуки  $\text{Cu}_{0,1}\text{Ni}_{0,8}\text{Co}_{0,2}\text{Mn}_{1,9}\text{O}_4$ .

Таким чином, дериватографічні дослідження показали, що найкращі умови розкладу суміші карбонатів та синтезу сполуки  $\text{Cu}_{0,1}\text{Ni}_{0,8}\text{Co}_{0,2}\text{Mn}_{1,9}\text{O}_4$  виникають у разі підготовки суміші вихідних порошків у ізопропіловому та ізобутиловому спиртах внаслідок утворення одноріднішої та щільнішої пористої структури.

1. Поляков А. А. Технология керамических радиоэлектронных материалов. / Поляков А. А. – М.: Радио и связь, 1989. – 200 с.
2. Скороход В. В. Химические, диффузионные и реологические процессы в технологии порошковых материалов. / Скороход В. В., Солонин Ю. М., Уварова И. В. – К.: Наукова думка, 1990. – 280 с.
3. Redispergation of  $\text{TiO}_2$  particles in aqueous solutions / Z. M.Yaremko, N. H.Tkachenko, C. Bellmann, A. Pich // J. Colloid and Interface Sci. – Vol. 296. – № 2. – P. 565-571.
4. Rahaman N. N. Ceramic Processing. / Rahaman N. N. – New York: CRC Press, 2006. – 480 p.
5. Powder technology. Fundamentals of Particles, Powder Beds and Particle Generation / Ed-s H.Masuda, K. Higashitani, H. Yoshida. – New York CRC Press, 2006. – 521 p.
6. Редиспергирование высокодисперсного порошка диоксида титана в водной среде / З. М. Яремко, Д. М. Никипанчук, Л. Б. Федущинская [и др.] // Коллоидн. журн. – 2001. – Т. 63, № 2. – С. 280–285.
7. Урьев Н. Ю. Высококонцентрированные дисперсные системы. / Урьев Н.Ю. – М.: Химия, 1980. – 320 с.
8. Дерягин Б. В. Поверхностные силы. / Дерягин Б. В., Чураев Н. В., Муллер В. М. – М.: Наука, 1985. – 318 с.
9. Russel W. B. Colloidal Dispersions. / Russel W. B., Saville D. A., Showalter W. R. – London: Cambridge Univ. Press, 1989. – 148 p.
10. Скороход В. В. Фізико-хімічна кінетика в наноструктурованих системах / Скороход В. В., Уварова І. В., Рагуля А.В. – К.: Академперіодика, 2001. – 180 с.

Стаття надійшла до редакції 25.06.2014.

УДК 621.822.2

С. А. Мороз

Луцький національний технічний університет

### ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ПАРАМЕТРІВ ДИНАМІЧНОЇ БЕЗЦЕНТРОВО-ШЛІФОВАЛЬНОЇ СИСТЕМИ НА ФОРМУВАННЯ ХВИЛЯСТОСТІ РОБОЧИХ ПОВЕРХОНЬ РОЛИКОПІДШИПНИКІВ

*В статті досліджено утворення хвилястості робочих поверхонь кілець роликотидшипників, яка є однією з причин виникнення шуму та вібрації в підшипникових вузлах машин і механізмів. Для встановлення закономірностей виникнення хвилястості застосовано ряд положень теорії систем. З метою аналізу, безцентрово-шліфувальну систему, з деякими спрощеннями, розглянуто як лінійну неперервну замкнуту динамічну систему. Виведено передаточну функцію системи. Розв'язок характеристичного рівняння системи дозволить виявити вплив початкової хвилястості та впливу регенерації хвилястості на годограф вектора переміщення центру деталі. В результаті встановлено закономірність зміни гармонік хвилястості в залежності від геометрії налагодження жорстких опор.*

*Ключові слова:* роликотидшипник, хвилястість, жорсткі опори, кути налагодження.

*Рис. 5. Форм. 15. Літ. 5.*

С. А. Мороз

### ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ ДИНАМИЧЕСКОЙ БЕСЦЕНТРОВО-ШЛИФОВАЛЬНОЙ СИСТЕМЫ НА ФОРМИРОВАНИЕ ВОЛНИСТОСТИ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ РОЛИКОПОДШИПНИКОВ

*В статье исследовано образование волнистости рабочих поверхностей колец роликотидшипников, которая является одной из причин возникновения шума и вибрации в подшипниковых узлах машин и механизмов. Для установления закономерностей возникновения волнистости применен ряд положений теории систем. С целью анализа, бесцентрово-шлифовальную систему, с некоторыми упрощениями, рассмотрено как линейную непрерывную замкнутую динамическую систему. Выведены передаточную функцию системы. Решение характеристического уравнения системы позволило выявить влияние начальной волнистости и влияния регенерации волнистости на годограф вектора перемещения центра детали. В результате установлено закономерность изменения гармоник волнистости в зависимости от геометрии налаживания жестких опор.*

*Ключевые слова:* роликотидшипник, волнистость, жесткие опоры, углы отладки.

S. A. Moroz

### THE INFLUENCE OF DYNAMIC PARAMETERS CENTRELESS GRINDING SYSTEM, THE FORMATION OF WAVINESS WORKING SURFACES OF ROLLER BEARINGS

*The paper investigates the formation of waviness work surfaces roller rings, which is one of the causes of noise and vibration in the bearing assembly machines and mechanisms. To elucidate the origin of waviness applied the theory of series. For the purpose of analysis, centreless grinding system, with some simplifications, considered as a closed linear continuous dynamic system. Displaying transfer function of the system. Solution of the characteristic equation of the system revealed the influence of the initial waviness and influence the regeneration of waviness on the hodograph of the vector displacement of the center part. The result set harmonic waviness pattern changes depending on the geometry of establishing rigid supports.*

*Keywords:* roller, waviness, rigid supports, angles adjustment.

**Постановка задачі.** При шліфуванні доріжок кочення кілець роликотидшипників формуються кінцеві макро- та мікрогеометричні параметри обробленої поверхні. Одним з таких параметрів, який впливає на експлуатаційні характеристики роликотидшипника є хвилястість робочих поверхонь [1, 3, 4]. Утворення хвилястості деталі, під час шліфування, викликане, зокрема, відхиленнями величини зрізаного шару або змінами в силі шліфування, при цьому величина зрізаного шару при шліфуванні пропорційна нормальній силі шліфування. Хвилястість поверхні залежить від матеріалів деталі та шліфувального круга, продуктивності знімання припуску та відносної швидкості між деталлю та кругом. Основною змінною для аналізу шліфування у більшості випадків є шліфувальна сила (рис. 1) [2, 5].

На миттєву силу шліфування впливає початкове відхилення від круглості деталі, подача шліфувального круга, геометричні умови налагодження (кути опор) та вібрації верстата. Відомо, що не існує ідеально круглої деталі, а шліфування може збільшувати або зменшувати кінцеве значення відхилення від круглості. Протягом усього цього аналізу, кільце роликотидшипника буде розглядатися з точки зору хвилястості його доріжки кочення, тобто ступеня відхилення від круглості [5].

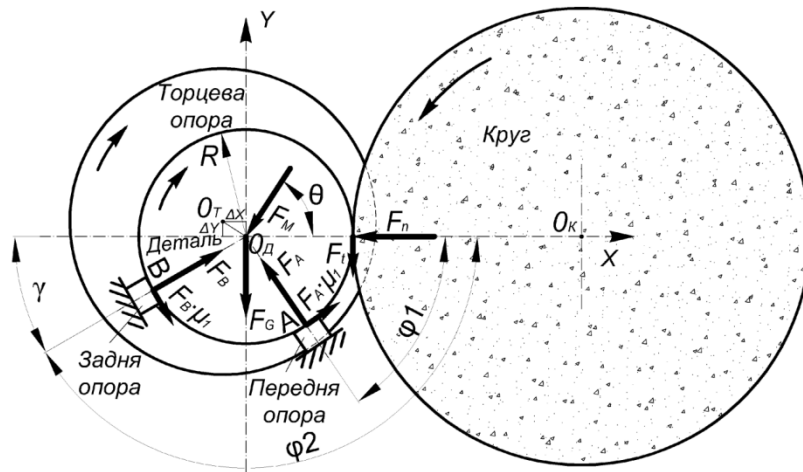


Рис. 1. Схема діючих сил при безцентровому врізному шліфуванні на жорстких опорах

**Формулювання цілей.** В даній роботі запропонована динамічна модель, яка пояснює миттєві сили, що задіяні в безцентровому шліфуванні включаючи: зміну в часі хвилястості деталі, розповсюдження тимчасових нерівностей, шліфувальну силу та вібрацію верстата. На рисунку 2 зображено блок-схему моделі безцентрового шліфування. Команда подачі поєднується з вібрацією верстата й хвилястістю шліфувального круга для формування фактичного переміщення подачі шліфувального круга. Подача шліфувального круга та геометрія налагодження двох жорстких опор в поєднанні з хвилястістю деталі дають глибину різання для шліфувального круга. Глибина різання в поєднанні з жорсткістю різання дають миттєву нормальну шліфувальну силу. В свою чергу шліфувальна сила впливає на верстат та шліфувальний круг, які по чергово впливають на фактичну подачу як вже зазначалось вище. Новоутворена хвилястість є результатом зміни фактичної глибини різання.

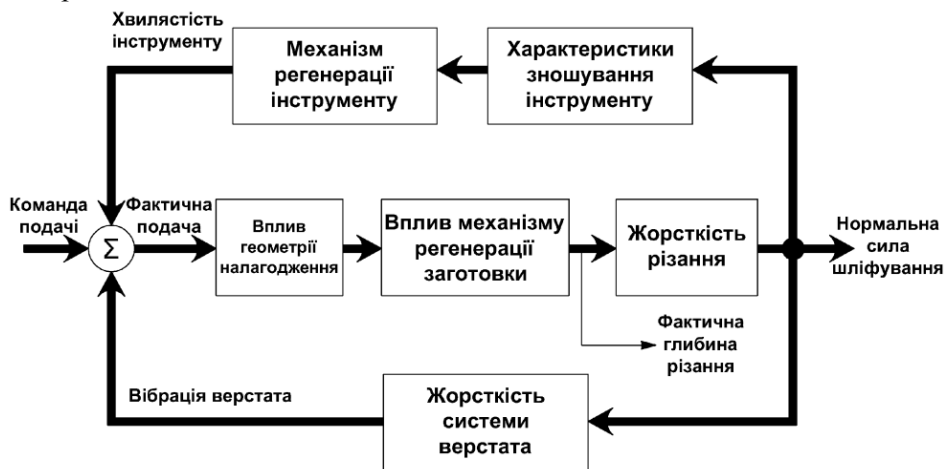


Рис. 2. Блок-схема моделі безцентрового врізного шліфування на жорстких опорах

**Основні результати дослідження.** Для аналізу безцентрово-шліфувальної системи необхідно знайти її передаточну функцію (рис. 3). Дослідження властивостей системи здійснимо використовуючи перетворення Лапласа.

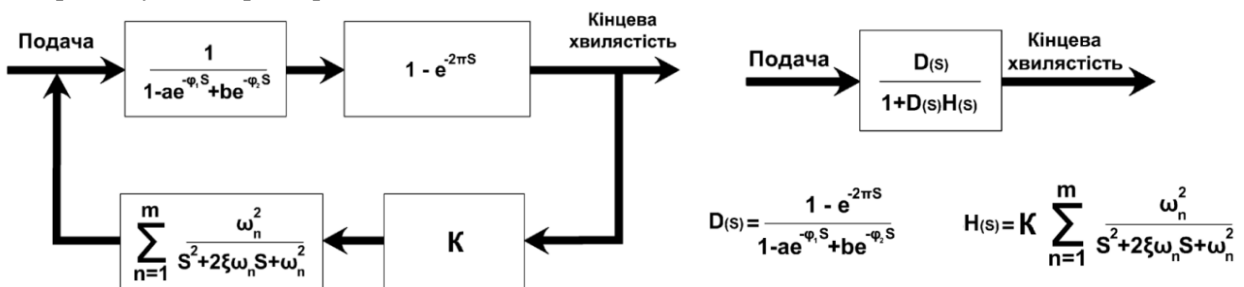


Рис. 3. Блок-схеми спрощення динамічної моделі

Щоб розв'язати характеристичне рівняння системи,

$$1 + D(s) \cdot H(s) = 0 \quad (1)$$

і знайти стійкі та нестійкі розв'язки, для відокремлення вплив геометрії та верстата, перетворимо рівняння (1), до вигляду:

$$H(s) = -1/D(s). \quad (2)$$

Для геометричного аналізу, верстат вважається нескінченно жорстким. У рівнянні (2), це виражається рівнянням

$$-1/D(s) = 0. \quad (3)$$

Хоча рівняння представлені на рисунку 3 можна вирішити за допомогою числових методів, знайдене буде графічне рішення, так як воно є більш зрозумілим і наглядним.

В області Лапласа, час затримки представлений експоненціальною функцією,  $e^{-\Omega s}$ , де  $\Omega$  - фазовий кут,  $s$  - оператор Лапласа,  $s = \sigma + j\omega$ . Досліджуючи частину рівняння (3) представляючи вплив хвилястості годографом вектора переміщення центру деталі (надалі годограф переміщення) у вигляді  $1/D(s)$ , експонентний зсув фази кутів опор  $\varphi_1$  та  $\varphi_2$ :

$$1 - a \cdot e^{-\varphi_1 s} + b \cdot e^{-\varphi_2 s} = 0. \quad (4)$$

Оскільки оператор Лапласа,  $s = \sigma + j\omega$ , має як дійсну так і уявну частини, експоненціали в рівнянні (4) є комплексними функціями.

Для спрощення аналізу або графічного представлення на комплексній площині функція показана в рівнянні (4) може бути розділена на її дійсну та уявну частини:

$$\text{Re} = 1 - a \cdot e^{-\sigma\varphi_1} \cos(\omega\varphi_1) + b \cdot e^{-\sigma\varphi_2} \cos(\omega\varphi_2). \quad (5)$$

$$\text{Im} = a \cdot e^{-\sigma\varphi_1} \sin(\omega\varphi_1) + b \cdot e^{-\sigma\varphi_2} \sin(\omega\varphi_2). \quad (6)$$

Аналіз стійкості є простішим, коли система знаходиться на межі стійкості, тобто при умові  $\sigma=0$ . Таким чином після перетворення рівнянь (5) та (6) маємо:

$$\text{Re} = 1 - a \cdot \cos(\omega\varphi_1) + b \cdot \cos(\omega\varphi_2). \quad (7)$$

$$\text{Im} = a \cdot \sin(\omega\varphi_1) + b \cdot \sin(\omega\varphi_2). \quad (8)$$

Для будь-якої заданої умови налагодження, кути  $\varphi_1$  та  $\varphi_2$  будуть не змінними, тому рівняння (7) та (8) нанесені на комплексній площині, як прості функції частоти  $\omega$  (рис. 4).

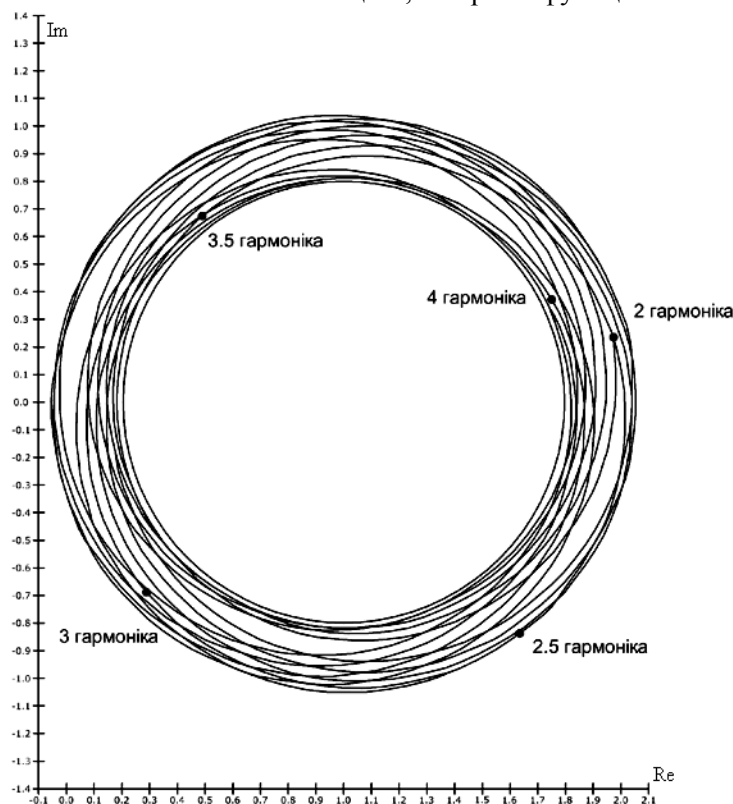


Рис. 4. Вплив хвилястості (2-4 гармоніка) на годограф вектора переміщення при заданій умові налагодження

Для різних умов налагодження, кругові тенденції показані на рисунку 3 залишилися без змін, хоча їх орієнтація змінюється незначно.

Оскільки рівняння (3) описує тільки механізм хвилястості, то він повинен бути об'єднаний з механізмом регенерації для змістовного всебічного аналізу динамічної системи.

Подальші дослідження рівнянь (5) та (6) показали, що незначні зміни в  $\sigma$  від межі стабільності  $\sigma=0$  викликають зміну величини діаметру годографа переміщення центру деталі. Зазначена особливість використана для оцінки стабільності геометрії налагодження жорстких опор.

Окрім того, встановлено важливість і тенденції факторів  $a$  та  $b$ . Зокрема,  $a$  (9) й  $b$  (10) в рівнянні 4 представляють вплив виступу на глибину різання при його проходженні через передню та задню опори, відповідно. Завдяки чому, визначено, як  $\varphi_1$  або  $\varphi_2$  впливають на нормальну складову сили шліфування, глибину різання, стабільність в зоні різання та, як наслідок, на гармоніки новоутвореної хвилястості.

$$a = \frac{\sin(\varphi_2)}{\sin(\varphi_2 - \varphi_1)} \quad (9)$$

$$b = \frac{\sin(\varphi_1)}{\sin(\varphi_2 - \varphi_1)} \quad (10)$$

Обертання деталі на  $360^\circ$  зумовлює механізм регенерації, що є дуже важливий, оскільки миттєва глибина різання буде залежати від величини припуску на деталі для шліфувального круга, який буде обумовлений передчасним обертовим різанням:

$$\frac{-1}{1 - e^{-2\pi s}} = 0 \quad (11)$$

Оскільки комплексний оператор Лапласа  $s$  знаходиться в знаменнику, то рівняння (11) варто помножити на величину комплексно-спряжену до знаменника для поділу на дійсну та уявну частини. Виділо дійсну та уявну частини рівняння (11):

$$\text{Re} = \frac{-1 + e^{-2\pi\sigma} \cos(2\pi\omega)}{1 + e^{-4\pi\sigma} - 2e^{-2\pi\sigma} \cos(2\pi\omega)} \quad (12)$$

$$\text{Im} = \frac{e^{-2\pi\sigma} \sin(2\pi\omega)}{1 + e^{-4\pi\sigma} - 2e^{-2\pi\sigma} \cos(2\pi\omega)} \quad (13)$$

Для геометричного аналізу на межі стійкості  $\sigma=0$ , рівняння (12) та (13) зводяться до простішого:

$$\text{Re} = \frac{-1}{2} \quad (14)$$

$$\text{Im} = \frac{\sin(2\pi n)}{2 - 2\cos(2\pi n)} \quad (15)$$

Значення рівняння (15) коливається від  $+\infty$  при цілих числах  $\omega$  (5.000, 6.000, і т.д.) та до  $-\infty$  при  $\omega$  лише трохи менших ніж цілі (5.999, 6.999 і т.д.). Як  $\sigma$  змінюється від межі стійкості  $\sigma=0$ , механізм регенерації загинається в себе та формує кола. Невеликі відхилення в  $\sigma$  істотно впливають на розмір цих кіл, які стануть важливими, коли жорсткість верстата буде вказана.

В області Лапласа, для об'єднання механізму впливу хвилястості та механізму регенерації необхідно здійснити між ними дію множення. Для графічного аналізу, механізм комбінованого впливу знайдений за допомогою множення вектора на відповідний  $s=\sigma+j\omega$ . Для цього методу, вектор від початку координат для обох механізмів хвилястості та регенерації знаходиться на тій самій частоті та  $\sigma$  (тут,  $\sigma=0$ ). У векторному множенні, значення кожного вектора множиться та кути із позитивної дійсної осі додаються.

Рисунок 5 показує елементи вибірки комбінованої роботи механізму годографа з 2 по 10 гармоніку при конкретній умові налагодження. Ці форми гіперболи годографів зосереджені навколо точки  $(-0,5;0)$  в комплексній площині та мають нескінченні асимптоти охоплюючи діапазон від  $0^\circ$  до  $360^\circ$ . Асимптоти мають уявні компоненти, починаючи з позитивної нескінченності для цілих пронумерованих гармонік (5.000, 6.000 тощо) і закінчується в негативній нескінченності для чисел трохи менших цілих (5.999, 6.999 тощо). Характерно, що найбільш змінювана для цих годографів є кутова орієнтація асимптот. Це буде підтверджувати, що асимптоти близько  $0^\circ$  означають геометричну нестабільність.

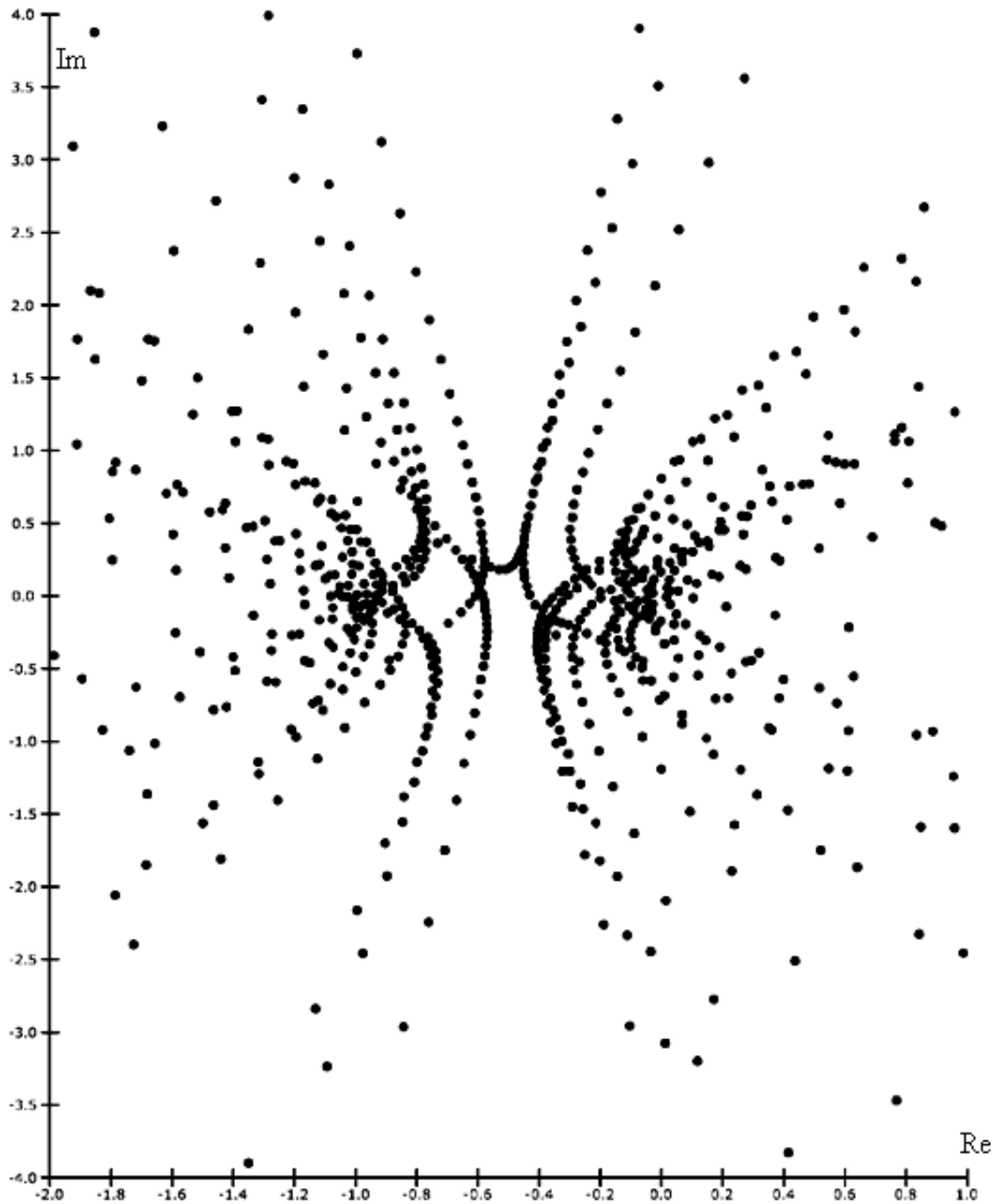


Рис. 5. Точки від об'єднаних годографів векторів для цілого ряду гармонік при заданих умовах налагодження. Кути асимптот відрізняються один від одного

**Висновки.** Використання результатів наведених досліджень дозволить забезпечити необхідні параметри хвилястості на робочих поверхнях доріжок кочення роликотішлифувальників.

Взявши за основу поданий алгоритм дослідження можна знайти загальну картину геометричної нестійкості хвилястості за звичайних умов геометрії налагодження безцентрового шліфування.

Дані, представлені в статті, базуються на аналізі динамічної безцентрово-шліфувальної системи в області Лапласа та дають можливість з високою ймовірністю прогнозування геометричної нестійкості в зоні різання при шліфуванні, діаграми на рис 4, 5 дозволяють вибрати таку геометрію налагодження шліфування на жорстких опорах, яка прогнозовано збільшує або зменшує параметри певної гармоніки хвилястості. На основі досліджень встановлено, що 14-а гармоніка є теоретично нестійкою біля  $\varphi_1=52^\circ, 78^\circ$  та  $\varphi_2=143^\circ, 168^\circ$ .



Керування хвилястістю поверхонь тіл обертання таких як доріжки кочення кілець роликотидшипників безпосередньо на операціях безцентрового шліфування є важливою умовою в забезпеченні заданих параметрів стосовно шумності та віброактивності роликотидшипника, що безпосередньо відбивається на його довговічності та надійності.

1. Дунин-Барковский И. В., Каргашова А. Н. Измерения и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 232 с.
2. Крылов И. В., Каинов Д. А. Синтез динамической модели операции шлифования // Процессы абразивной обработки, абразивные инструменты и материалы: Сб. тр. Межд. конф. – Волжский, 1999. – С. 230-233.
3. Пальчевський Б. О. Дослідження технологічних систем: моделювання, проектування, оптимізація: навч. посіб. для студ. вищ. навч. закл. – Львів: СВПТ, 2001. – 231 с.
4. Струтинський В. Б. Математичне моделювання процесів та систем механіки: Підручник. – Житомир: ТІТІ, 2001. – 612 с.
5. Чалий В. Д. Забезпечення якості робочих поверхонь кілець роликотидшипників при безцентровому врізному шліфуванні за допомогою синтезу оптимальних динамічних властивостей верстата // "Наукові нотатки" Міжвузівський збірник (за галузями знань "Машинобудування та металообробка", "Інженерна механіка", "Металургія та матеріалознавство"). Випуск 29 (жовтень, 2010), Луцьк, 2010. – С.235-239.

Стаття надійшла до редакції 24.04.2014.

Рецензенти:

Заблоцький В. Ю. – к.т.н., доцент кафедри приладобудування Луцького національного технічного університету

Чалий В. Д. – к.т.н., інженер-технолог АТ «СКФ Україна» (публічне)

УДК 621.923

**Б. В. Новоселецький, Р. Г. Редько, О. І. Редько**  
*Луцький національний технічний університет*  
**ОСОБЛИВОСТІ ТЕХНОЛОГІЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ ТИПУ ТІЛ**  
**ОБЕРТАННЯ НА ГНУЧКИХ АВТОМАТИЧНИХ ЛІНІЯХ**

*У статті розглядаються особливості технології обробки деталей типу тіл обертання на гнучких автоматичних лініях. Зокрема описується технологічна підготовка виробництва. До неї входить обґрунтування номенклатури оброблюваних деталей, розробка загальної маршрутно-технології, вибір обладнання і визначення оптимального групового маршруту, розробка операційної технології, а також розгляд питань, пов'язаних із забезпеченням функціонування ГАЛ в другу і третю зміни при мінімальній участі оператора.*

*Ключові слова:* приведені затрати, циліндричні зубчасті колеса, групова технологія, гнучка автоматична лінія (ГАЛ).

*Табл. 1. Рис. 2. Літ. 5.*

**Б. В. Новоселецкий, Р. Г. Редько, О. И. Редько**  
**ОСОБЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ТИПА ТЕЛ**  
**ВРАЩЕНИЯ НА ГИБКИХ АВТОМАТИЧЕСКИХ ЛИНИЯХ**

*В статье рассматриваются особенности технологии обработки деталей типа тел вращения на гибких автоматических линиях. В частности описывается технологическая подготовка производства. В нее входят обоснование номенклатуры обрабатываемых деталей, разработка общей маршрутной технологии, выбор оборудования и определение оптимального группового маршрута, разработка операционной технологии, а также рассмотрение вопросов, связанных с обеспечением функционирования ГАЛ во вторую и третью смены при минимальном участии оператора.*

*Ключевые слова:* приведенные затраты, цилиндрические зубчатые колеса, групповая технология, гибкая автоматическая линия (ГАЛ).

**B. Novoseletskyi, R. Redko, O. Redko**  
**FEATURES TECHNOLOGY OF PROCESSING OF PARTS SUCH**  
**AS ROTATION BODIES WITH FLEXIBLE AUTOMATIC LINES**

*The article discusses the features technology of processing of parts such as rotation bodies with flexible automatic lines. In particular, describes technological preparation of manufacturing. It includes the justification of nomenclature of machined parts, the working of general routing technology, equipment selection and determination of optimal group route, the working of operational technology and consideration of issues related with ensuring the functioning of FAL in the second and third shift with minimal operator intervention.*

*Keywords:* the given costs; cylindrical gear wheels; group technology; flexible automatic line (FAL)/

**Постанова проблеми.** Необхідність застосування гнучких автоматичних ліній (ГАЛ) в багатосерійному і масовому виробництві обумовлена тим, що традиційні автоматичні лінії не завжди відповідають сучасним умовам, для яких характерне часте оновлення продукції і зменшення серійності її випуску в результаті появи модифікації виробів та їх деталей.

ГАЛ багатосерійного і масового виробництв містять набір обладнання для обробки визначеної номенклатури деталей (іноді невідомих на стадії проектування ГАЛ, але характеризованих конструктивно-технологічною спільністю), а також транспортно-складську систему, систему управління, систему інструментозабезпечення та ін. ГАЛ повинна забезпечувати задану продуктивність, автоматизоване переналагодження основного і допоміжного обладнання на обробку будь-якої деталі із закріплених за даною ГАЛ, високу надійність обробки і можливість роботи при мінімальній чисельності обслуговуючого персоналу в другу і третю зміни.

Можливість обробки різних модифікацій деталі забезпечується вибором технологічного маршруту і складу обладнання. Можливість автоматизованого переналагодження ГАЛ на обробку іншої деталі забезпечується відповідною кінематикою верстатів, а також наявністю повного набору ріжучих і допоміжних інструментів, необхідних для обробки всіх вказаних деталей, програм управління, операційних карт і всього оснащення, необхідного для базування і закріплення деталей.

Проектуванню ГАЛ передують технологічна підготовка виробництва, яка включає в себе наступні етапи: 1) обґрунтування номенклатури оброблюваних деталей та їх конструктивно-технологічний аналіз; 2) формування загального для всіх оброблюваних деталей набору переходів, групових операцій і варіантів групового маршруту обробки; 3) вибір обладнання для кожної групової операції і визначення оптимально групового маршруту; 4) розробка операційної технології; 5) аналіз можливості роботи ГАЛ в другу і третю зміни без обслуговуючого персоналу.

Зміст перерахованих етапів являє собою техніко-економічні багатоваріантні задачі. Оптимальний варіант при їх вирішенні вибирають за прийнятим у верстатобудуванні загальним критерієм мінімальних приведених витрат на обробку деталі або окремим критеріям.

При технологічній підготовці виробництва з використанням ГАЛ необхідно враховувати, що розміри або розміщення деяких поверхонь деталей можуть бути невідомими одразу, але обов'язково повинні бути обговорені границі їх допустимих конструктивних і технологічних змін. При визначенні цих границь необхідно мати на увазі, що розширення номенклатури деталей потребує збільшення ступеня гнучкості ГАЛ, але тоді при обробці окремих деталей частина обладнання може не використовуватися, що призведе до росту собівартості.

Вітчизняний і зарубіжний досвід показує, що ГАЛ доцільно проектувати для виготовлення групи деталей, які належать до одного класу і які мають незначні відмінності в технологічному маршруті і сумарній верстатоемності операцій. Таку групу деталей прийнято називати сімейством (рис. 1). При цьому транспортна система ГАЛ, накопичувачі і схеми базування деталей повинні залишатися незмінними.



Рис. 1. Приклад сімейства деталей (циліндричних зубчастих коліс), які обробляються на ГАЛ

Остаточно номенклатуру деталей вибирають (перший етап) на основі техніко-економічних розрахунків, порівнюючи приведені витрати на обробку кожної деталі передбачуваної номенклатури на ГАЛ (із врахуванням неминучого простою частини обладнання) з витратами на виготовлення цієї деталі в існуючому виробництві.

Конструктивно-технологічний аналіз деталей і їх можливих змін має наступну особливість: конструктивні елементи і поверхні всіх деталей підрозділяють на постійні (загальні по розмірам і розміщенню для всіх деталей сімейства) і змінні (різні для всіх деталей сімейства).

Кожну деталь розділяють на оброблювані поверхні (ОП), які можуть бути отримані за декілька проходів, переходів або операцій. ОП можуть бути повністю або частково постійними (в останньому випадку окремі переходи обробки конкретної ОП постійні для всіх або частини деталей сімейства, а інші змінюються). В результаті аналізу потрібно сформулювати набори ОП, загальні для всього сімейства деталей. В ці набори входять як кінцево оброблені поверхні, так і поверхні, які отримують на проміжних стадіях технологічного процесу.

Таблиця 1. Схема конструктивно-технологічного аналізу сімейства зубчастих коліс

Оброблювана поверхня (ОП)	Змінювані (у межах сімейства) параметри	Число переходів при обробці	
		Постійних	Змінних
Зубчаста поверхня А вінця	Розміри $D$ та $L$ ; модуль $m$ і число зубів $z$ ; форма зуба (наприклад, закруглений)	7	-
Торець В вінця	Розміри торця; наявність, число і розміщення отворів	5	1
Поверхня С маточини	Форма і розміри	3	-
Торець Е маточини	Розміри торця; наявність і розміри канавок, лисок	5	1
Отвір	Розміри $d$ та $L$ ; вид і розміри з'єднання колеса з валом; наявність і розміри канавок	3	5

**Розробка загальної маршрутної технології** (другий етап) включає в себе: формування схеми обробки кожної ОП; визначення послідовності їх обробки для кожної деталі сімейства; об'єднання переходів обробки ОП в групові операції.

Методика формування схем обробки ОП має наступні особливості.

1. Для ОП, постійних для більшості деталей сімейства, використовують однакові технологічні рішення, ріжучий інструмент, схему базування, режим обробки, обладнання, які рекомендуються типовими технологічними процесами масового виробництва.

2. Для змінних ОП перевагу дають більш універсальним методам обробки. Бажано, щоб зміна розмірів або розташування ОП не викликало необхідності в новому обладнанні та інструменті, а потребувало лише зміни налагоджувальних параметрів технологічної системи і режиму обробки.

Послідовність обробки ОП вибирають на основі рекомендацій з врахуванням наступних особливостей: 1) необхідно задати єдину послідовність обробки для всього сімейства, щоб напрям руху деталей вздовж ГАЛ оставався постійним; 2) потрібно задати всі технологічно допустимі послідовності обробки деталей (з врахуванням п. 1) з вказанням їх пріоритету (послідовності з нижчим пріоритетом повинні виконуватися автоматично при неможливості реалізації послідовності з вищим пріоритетом (наприклад, через відмову обладнання, інструменту, системи управління та ін.).

З врахуванням викладених особливостей попередньо формують переходи обробки кожної деталі сімейства і загальний перелік переходів для всіх деталей. В цей перелік повинні входити також переходи, які будуть необхідні при виготовленні перспективних модифікацій деталей.

Переходи об'єднують в групові операції за ознакою можливості їх виконання на обладнанні одного типу і за один устанав при визначеній схемі базування і закріплення. При цьому бажано, щоб значення часу виконання операції були близькі або кратні один одному.

Методика об'єднання переходів зводиться до наступного. Кожен постійний перехід (тобто перехід, який відноситься до всіх модифікацій деталі) може бути виділений в окрему операцію, якщо для всіх деталей він може бути виконаний на верстаті одної моделі; причому коефіцієнт  $K_3$  навантаження останнього повинен бути не менше деякого значення, визначеного на основі техніко-економічного розрахунку. Так, при обробці сімейства зубчастих коліс (див. рис. 1)  $K_3 \geq 0,7$  для змінних переходів і  $K_3 \geq 0,55$  для постійних переходів.

Кожне поєднання із двох-трьох переходів можна об'єднати в групову операцію, якщо ці переходи можуть бути виконані на верстаті одної моделі,  $K_3$  якого не менше 0,8 для змінних переходів і 0,65 для постійних (ці дані також відносяться до сімейства зубчастих коліс).

Перший варіант маршруту обробки формують виходячи з умови максимальної концентрації переходів в груповій операції. Наступні варіанти отримують шляхом від'єднання переходів у самостійні операції з врахуванням викладених вище правил. В результаті отримають декілька можливих варіантів групового маршруту обробки.

При **виборі обладнання і визначенні оптимального групового маршруту** (третій етап) необхідно мати на увазі, що знову проєктоване обладнання для ГАЛ повинне мати одночасно високу продуктивність, гнучкість, надійність і допускати автоматизоване переналагодження на обробку іншої деталі. Для управління обладнанням ГАЛ необхідно рекомендувати системи ЧПУ типу CNC, які забезпечують зручний перехід на обробку деталей інших найменувань, можливість контролю за станом інструменту, підналадку і виконання інших функцій, які сприяють скороченню ступеня участі оператора в процесі обробки.

Методика вибору обладнання для операцій кожного варіанту групового маршруту має наступні особливості: для постійних переходів (або груп переходів) використовують спеціальне обладнання, яке застосовується в умовах масового виробництва; для змінних переходів (чи груп переходів) використовують універсальне обладнання з автоматичним циклом обробки. Обладнання ГАЛ повинне забезпечувати обробку заданих ОП з виконанням всіх технічних вимог, автоматизацію допоміжних переміщень, автоматичне досягнення заданої точності, допускати переналагодження та ін.

Транспортна система ГАЛ повинна бути загальною для сімейства деталей. Технічні засоби, що використовуються промислові роботи, конвеєри та інші елементи, повинні переналагоджуватися з мінімальними затратами праці або взагалі не потребувати переналагодження.

Оптимальну модель обладнання для кожної групової операції вибирають шляхом визначення приведених витрат на обробку всієї номенклатури деталей на протязі року.

Цільова функція має вигляд:

$$\theta_{jg} = \sum_1^K M_j N_{ek} [E_p t_{pk} + E_e t_{xk} + (t_{n-3} / N_{rk}) E_e + \\ + Z_{e,i} + (B/H) E_e t_{pk} + E_n \zeta (t_{pk} + t_{xk}) / \Phi_{um}]_{jg} \quad (1)$$

де  $\theta_{jg}$  – сумарні затрати на  $j$ -ту операцію, виконувану на  $g$ -му верстаті (варіанті обладнання);  $K$  – номенклатура деталей (число найменувань в сімействі);  $M_j$  – число однакових верстатів на операції ( $M_j = t_{pkmax} / \tau$ ;  $\tau$  – такт випуску);  $N_{ek}$  – річна програма випуску  $k$ -тої деталі;  $E_p$  і  $E_e$  – собівартість верстато-години відповідно робочих ходів і допоміжних переміщень;  $t_{pk}$  і  $t_{xk}$  – відповідно час робочих і холостих ходів при обробці  $k$ -тої деталі на  $j$ -тій операції, виконуваний на  $g$ -му верстаті;  $t_{n-3}$  – підготовчо-заклучний час;  $Z_{e,i}$  – затрати на експлуатацію інструменту;  $B$  – час відновлення роботоздатності верстата;  $H$  – напрацювання на відмову верстату;  $E_n = 0,15$  – нормативний коефіцієнт ефективності капітальних вкладень;  $\zeta$  – вартість верстату;  $\Phi_{um}$  – річний фонд штучного часу роботи верстату.

Формула (1) дозволяє визначити приведені витрати на обробку при використанні верстатів різних моделей. Вибирають обладнання, яке забезпечує мінімум  $\theta$ .

Залежності від відношення штучного часу і заданого такту верстат може мати резерв фонду часу і завантажуватися іншою продукцією або (у випадку відсутності міжопераційного заділу) працювати на знижених режимах. У першому випадку вартість додатково обробленої продукції вираховується із сумарних витрат  $\theta_{jg}$ , у другому – збільшується стійкість інструмента.

При визначенні оптимального маршруту обробки цільова функція аналогічна виразу (1), але поширюється на весь маршрут:  $\theta_m = \sum_1^J \theta_j$ , де  $J$  – число операція в  $m$ -му маршруті обробки.

Маршрут обробки, який відповідає мінімуму  $\theta_m$ , вважають оптимальним. Якщо при розробці операційної технології прийняті в оптимальному маршруті періоди обробки значно змінюються, то цей маршрут повторно уточнюють. Загальна схема оптимізації маршруту обробки сімейства деталей наведена на рис. 2, а.

При **розробці операційної технології** (четвертий етап) визначають структуру операції (послідовність переходів, можливість їх суміщення), вибирають ріжучий інструмент і систему його обслуговування, назначають режими різання.

Особливістю операційної технології є необхідність забезпечення високої продуктивності операцій при високій надійності обробки. Це досягається, зокрема, застосуванням багатолезового інструменту, а також багатоінструментальних налагоджень послідовної або паралельної дії.

Багатолезовий інструмент, наприклад для токарної обробки, являє собою набір різцевих вставок, багатогранних твердосплавних пластин, різців. Такі інструменти встановлюють в частини позицій револьверних головок і магазинів верстатів; інші позиції використовуються для однолезового інструменту.

При розробці операційної технології необхідно об'єднати проходи і переходи, які можуть бути виконані одним інструментом. При цьому керуються наступними міркуваннями.

Послідовне виконання групи переходів одним однолезовим інструментом завжди доцільне, якщо це не призводить до зниження продуктивності групової операції. Паралельне і послідовне виконання декількох переходів багатолезовим інструментом завжди є доцільним при постійних переходах при дотриманні правил сумісності останніх [3]. Такі переходи повинні бути спроектовані як групові. Паралельне і послідовне виконання декількох змінних переходів доцільне, якщо це необхідно для зменшення часу виконання операції з метою його доведення до значення такту випуску.

Оптимальний варіант операційної технології вибирають за економічним критерієм (сумарним приведеним витратам на групову операцію) після вибору ріжучого інструменту або одночасно з ним.

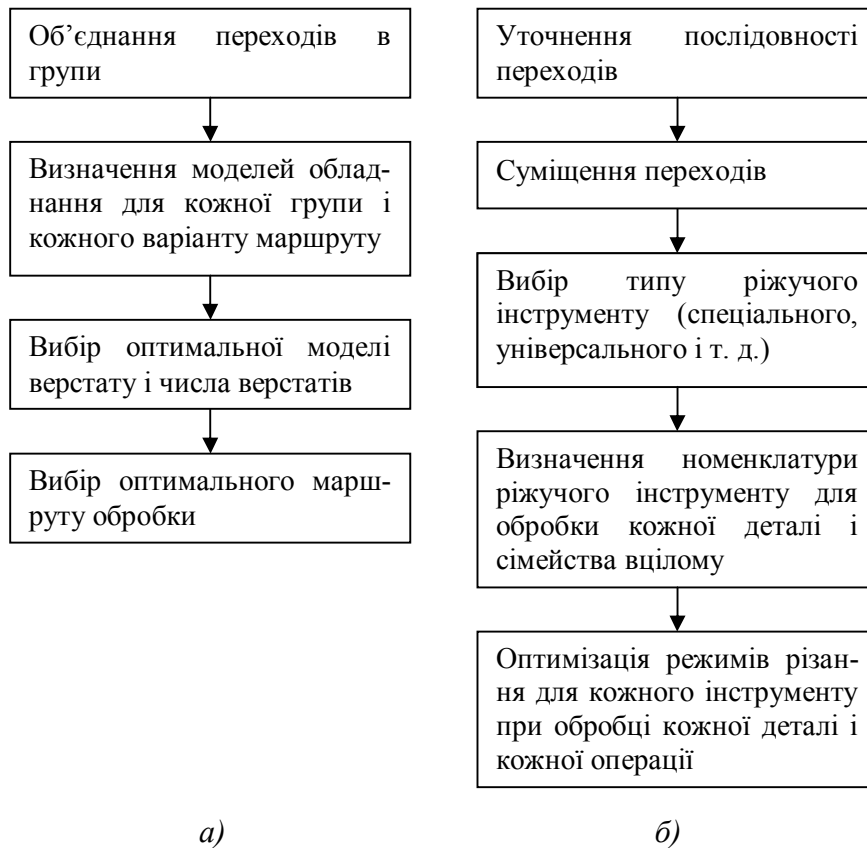


Рис. 2. Загальна схема оптимізації маршруту обробки сімейства деталей (а) і загальна схема проектування групової операційної технології (б)

Операційна технологія для ГАЛ повинна забезпечити суттєве підвищення надійності обробки в порівнянні з цим показником в умовах серійного виробництва. У зв'язку зі сказаним доцільно передбачити ряд мір, які запобігають технологічному перевантаженню інструменту [4], зокрема, використовувати спеціальні інструменти для зняття нерівномірного припуску, кірки, заусенець; зменшувати подачу, особливо при врізанні та ін. Режими різання варто призначати на основі нормативів, які діють в масовому виробництві.

Методика вибору ріжучого інструменту має наступні особливості. Для постійного сумісного групового переходу доцільно використовувати багатолезовий інструмент або декілька таких інструментів, якщо перехід є постійним не для всіх деталей сімейства. Для постійного несумісного групового переходу доцільно використовувати фасонний та мірний інструмент. Для перемінних переходів вибирають широкоуніверсальний (зазвичай однолезовий) інструмент.

Після вибору типу інструментів для обробки кожної деталі їх уніфікують за всіма деталями сімейства для кожного групового переходу. Перевагу віддають найбільш універсальним інструментам, якщо це не призводить до збільшення такту випуску деталі. В загальну номенклатуру входять всі комплекти інструментів, призначених для обробки кожної деталі на кожній операції з врахуванням необхідних для отримання перспективних модифікацій деталей. Загальна схема проектування групової операційної технології показана на рис. 2, б.

Система обслуговування інструменту забезпечує заміну ріжучого інструменту (профілактичну і після відмови); заміну ріжучого і допоміжного інструменту при переналагодженні ГАЛ на обробку нової деталі. Методика вибору такої системи викладена в праці [5].

Питання, пов'язані з забезпеченням функціонування ГАЛ в другу і третю зміни при мінімальній участі оператора (п'ятий етап), розглянуті в праці [4], при застосуванні до токарних верстатів з ЧПУ, вбудованими в ГАЛ.

#### Висновки.

1. Особливості технології обробки на ГАЛ обумовлені необхідністю виготовлення різноманітних, в тому числі заздалегідь невідомих модифікацій деталі, забезпечення заданого такту випуску деталі й автоматизованого переналагодження обладнання.

2. Модифікації оброблюваної деталі мають спільні і відмінні поверхні; обробка перших повинна виконуватися методами масового виробництва, других – методами серійного виробництва.

3. При створенні групової маршрутної технології необхідно забезпечити єдину послідовність обробки поверхонь для деталей сімейства; враховувати переходи, які можуть бути необхідні для отримання перспективних модифікацій деталей; прагнути до максимальної концентрації операцій.

4. При розробці групової операційної технології слід широко використовувати багатолезовий ріжучий інструмент, а також спеціальні технологічні прийоми, які підвищують надійність обробки.

1. Митрофанов С. П. Научные основы групповой технологии. Л.: Лениздат, 1979. – 435 с.
2. Основы технологии машиностроения/Под ред. В. С. Корсакова. М.: Машиностроение, 1987. – 416 с.
3. Особенности технологии обработки деталей крупными сериями на токарных станках с ЧПУ. М.: ЭНИМС, 1982. – 18 с.
4. Эстерзон М. А. и др. Обработка деталей на токарных станках с ЧПУ при минимальном участии оператора. – Станки и инструмент, 1984, № 8. – С. 20-22.
5. Эстерзон М. А., Рыжова В. Д. Рациональная эксплуатация режущего инструмента на многоинструментных станках с ЧПУ. – Станки и инструмент, 1980, № 8. – С. 24-25.

Стаття надійшла до редакції 25.06.2014.

УДК 536.2

**Б. С. Окрепкий, В. М. Неміш***Тернопільський національний економічний університет***ОСЕСИМЕТРИЧНА ТЕМПЕРАТУРНА ЗАДАЧА ДЛЯ СИСТЕМИ ДВОХ  
КОНТАКТУЮЩИХ ШАРІВ З УРАХУВАННЯМ НЕІДЕАЛЬНОГО ТЕПЛООВОГО  
КОНТАКТУ**

*Побудовано розв'язок осесиметричної температурної задачі для системи двох контактуючих шарів з урахуванням неідеального теплового контакту. У випадку ізотропних матеріалів одержано формули для визначення температурних полів в будь-якій точці системи двох тіл. Досліджено вплив контактної провідності, коефіцієнтів теплопровідності і теплообміну на розподіл температури.*

*Ключові слова:* теплопровідність, теплообмін, осесиметрична температурна задача, ізотропні матеріали, шар, неідеальний тепловий контакт, контактна провідність.

*Рис. 4. Форм. 19. Літ. 6.***Б. С. Окрепкий, В. Н. Немиш****ОСЕСИМЕТРИЧЕСКАЯ ТЕМПЕРАТУРНАЯ ЗАДАЧА ДЛЯ СИСТЕМЫ ДВУХ  
КОНТАКТИРУЮЩИХ СЛОЕВ С УЧЕТОМ НЕИДЕАЛЬНОГО ТЕПЛООВОГО КОНТАКТА**

*Построено решение осесимметрической температурной задачи для системы двух контактирующих слоев с учетом неидеального теплового контакта. В случае изотропных материалов получены формулы для определения температурных полей в произвольной точке системы двух тел. Исследовано влияние контактной проводимости, коэффициентов теплопроводности и теплообмена на распределение температуры.*

*Ключевые слова:* теплопроводность, теплообмен, осесимметричная температурная задача, изотропные материалы, слой, неидеальный контакт, контактная проводимость.

**B. S. Okrepkiy, V. M. Nemish****AXES-SYMMETRIC TEMPERATURE PROBLEM FOR A SYSTEM OF TWO LAYERS  
IN NON-IDEAL THERMAL CONTACT**

*A solution to axes-symmetric temperature problem of a system of two layers that are in non-ideal thermal contact has been found. Materials imply isotropic bodies. Formulas for determining the temperature in each point of the system two bodies have been received. The influence of contact conductivity, the coefficients of thermal conductivity and of heat exchange on the temperature distribution has been investigated.*

*Keywords:* heat conductivity, heat exchange, axes-symmetric temperature problem, isotropic materials, layer, non-ideal heat contact, contact conductivity.

**Постановка проблеми.** Проблема визначення контактних деформацій і напружень з урахуванням температурних полів є важливою задачею для дослідження міцності деталей машин і конструкцій у місцях їхньої взаємодії, при розрахунку конструкцій на пружній основі з метою раціонального використання матеріалу і несучої здатності основи.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** В працях [1,2] досліджено вплив температурних факторів на характер контактної взаємодії тіл. В роботах [3,4] розв'язані задачі теплопровідності для системи двох контактуючих циліндрів. Зокрема, в роботі [5] розв'язана осесиметрична температурна задача для системи двох контактуючих шарів з урахуванням ідеального теплового контакту. Проте недостатньо вивченими є задачі теплопровідності для системи двох контактуючих шарів з урахуванням неідеального теплового контакту.

**Мета роботи.** Побудувати розв'язок осесиметричної температурної задачі для системи двох контактуючих ізотропних шарів скінченої товщини з урахуванням неідеального теплового контакту. Дослідити вплив контактної провідності, коефіцієнтів теплопровідності і теплообміну на розподіл температурного поля в системі двох тіл.

**Постановка задачі.** Нехай задано два ізотропні шари скінченої товщини  $L$  і  $L_1$ , які знаходяться в неідеальному тепловому контакті. На вільних поверхнях шарів здійснюється теплообмін із зовнішнім середовищем по закону Ньютона. При заданих припущеннях необхідно визначити температурне поле влюбій точці системи тіл.

Введемо циліндричну систему координат  $r, \vartheta, z$  центр якої лежить на нижній основі верхнього шару, а вісь  $OZ$  спрямована вертикально вгору по його осі симетрії. Всі величини, які позначені верхнім індексом "1" відносяться до нижнього шару, без індексів – до верхнього.

Таким чином, запропонована задача розв'язується при наступних граничних умовах:



$$\frac{\partial T}{\partial z} + H(T - T_c) = 0 \quad (z = L; 0 \leq r < \infty); \quad (1)$$

$$\frac{\partial T^1}{\partial z} + H_1(T_c^1 - T^1) = 0 \quad (z = -L_1; 0 \leq r < \infty); \quad (2)$$

$$\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} = \lambda_z^1 \frac{\partial T^1}{\partial z} \quad (z = 0; 0 \leq r < \infty); \quad (3)$$

$$\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} + \lambda_z^1 \frac{\partial T^1}{\partial z} = 2h_0(T - T^1). \quad (4)$$

Тут  $\lambda_z, \lambda_z^1$  - коефіцієнти теплопровідності;  $H, H_1$  - коефіцієнти теплообміну;  $h_0$  - контактна провідність;  $T_c, T_c^1$  - температура зовнішнього середовища.

Розв'язування крайової задачі для рівняння теплопровідності.

Відомо [2], що в осесиметричному випадку температурне поле для стаціонарного ізотропного тіла визначається із рівняння

$$\nabla^2 T = 0. \quad (5)$$

Для визначення температурного поля в шарі введемо трансформанту Ганкеля функції  $T(r, z)$  нульового порядку:

$$\bar{T}(\xi, z) = \int_0^\infty r T(r, z) J_0(\xi r) dr, \quad (6)$$

за допомогою якої, знаходиться вираз для  $T(\rho, \zeta)$  через дві довільні функції  $\varphi_1(\eta)$  і  $\varphi_2(\eta)$  для верхнього шару

$$T(\rho, \zeta) = \int_0^\infty [\varphi_1(\eta) e^{\eta \zeta} + \varphi_2(\eta) e^{-\eta \zeta}] J_0(\eta \rho) d\eta \quad (7)$$

і дві довільні функції  $\psi_1(\eta)$  і  $\psi_2(\eta)$  для нижнього шару.

$$T^1(\rho, \zeta) = \int_0^\infty [\psi_1(\eta) e^{\eta \zeta} + \psi_2(\eta) e^{-\eta \zeta}] J_0(\eta \rho) d\eta, \quad (8)$$

де  $J_0(\eta \rho)$  - функція Бесселя першого роду дійсного аргументу;  $\rho = \frac{r}{L}, \zeta = \frac{z}{L}, \eta = \xi L$ .

Задовільнивши граничні умови (1)-(4), з урахуванням (7), (8), одержимо наступну систему інтегральних рівнянь відносно функцій  $\varphi_1(\eta), \varphi_2(\eta)$  і  $\psi_1(\eta), \psi_2(\eta)$ :

$$\int_0^\infty [(k + \eta) e^\eta \varphi_1(\eta) + (k - \eta) e^{-\eta} \varphi_2(\eta)] J_0(\eta \rho) d\eta = k T_c, \quad (9)$$

$$\int_0^\infty [(k_1 - \eta) e^{-\eta l_1} \psi_1(\eta) + (k_1 + \eta) e^{\eta l_1} \psi_2(\eta)] J_0(\eta \rho) d\eta = k_1 T_c^{(1)}, \quad (10)$$

$$\lambda_z \int_0^\infty \eta [\varphi_1(\eta) - \varphi_2(\eta)] J_0(\eta \rho) d\eta = \lambda_z^1 \int_0^\infty \eta [\psi_1(\eta) - \psi_2(\eta)] J_0(\eta \rho) d\eta, \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \lambda_z \int_0^\infty \eta [\varphi_1(\eta) - \varphi_2(\eta)] J_0(\eta \rho) d\eta + \lambda_z^1 \int_0^\infty \eta [\psi_1(\eta) - \psi_2(\eta)] J_0(\eta \rho) d\eta = \\ = 2h_0 L \left\{ \int_0^\infty [\varphi_1(\eta) + \varphi_2(\eta)] J_0(\eta \rho) d\eta - \int_0^\infty [\psi_1(\eta) + \psi_2(\eta)] J_0(\eta \rho) d\eta \right\} \end{aligned} \quad (12)$$

де  $k = HL, k_1 = H_1 L, l_1 = \frac{L_1}{L}, (0 \leq \rho < \infty)$ .

Застосувавши формулу обернення інтегрального перетворення Ганкеля [6] до рівнянь 9-12, одержимо систему лінійних алгебраїчних рівнянь відносно функцій  $\varphi_i(\eta)$ ,  $\psi_i(\eta)$  ( $i=1,2$ ):

$$\begin{aligned} (k + \eta)e^\eta \varphi_1(\eta) + (k - \eta)e^{-\eta} \varphi_2(\eta) &= kT_c \lim_{\Delta \rightarrow 0} \delta(\eta - \Delta), \\ (k_1 - \eta)e^{-\eta l_1} \psi_1(\eta) + (k_1 + \eta)e^{\eta l_1} \psi_2(\eta) &= k_1 T_c^1 \lim_{\Delta \rightarrow 0} \delta(\eta - \Delta), \\ \lambda_z [\varphi_1(\eta) - \varphi_2(\eta)] &= \lambda_z^1 [\psi_1(\eta) - \psi_2(\eta)], \end{aligned} \tag{13}$$

$$\frac{\lambda_z}{L} \eta [\varphi_1(\eta) - \varphi_2(\eta)] + \frac{\lambda_z^1}{L} \eta [\psi_1(\eta) - \psi_2(\eta)] = 2h_0 [\varphi_1(\eta) + \varphi_2(\eta)] - 2h_0 [\psi_1(\eta) + \psi_2(\eta)].$$

Тут  $\delta(\alpha - \beta) = \alpha \int_0^\infty \xi J_m(\alpha \xi) J_m(\beta \xi) d\xi$  - дельта-функція Дірака.

Із системи (13) одержимо:

$$\varphi_2(\eta) = -\frac{k + \eta}{k - \eta} e^{2\eta} \varphi_1(\eta) + \frac{kT_c}{k - \eta} e^\eta \lim_{\Delta \rightarrow 0} \delta(\eta - \Delta), \tag{14}$$

$$\psi_2(\eta) = -\frac{k_1 - \eta}{k_1 + \eta} e^{-2\eta l_1} \psi_1(\eta) + \frac{k_1 T_c^1}{k_1 + \eta} e^{-\eta l_1} \lim_{\Delta \rightarrow 0} \delta(\eta - \Delta);$$

$$\lambda_z \left(1 + \frac{k + \eta}{k - \eta} e^{2\eta}\right) \varphi_1(\eta) - \lambda_z^1 \left(1 + \frac{k_1 - \eta}{k_1 + \eta} e^{-2\eta l_1}\right) \psi_1(\eta) = A_1(\eta); \tag{15}$$

$$\begin{aligned} [\lambda_z \eta - 2h_0 L + (\lambda_z \eta + 2h_0 L) \frac{k + \eta}{k - \eta} e^{2\eta}] \varphi_1(\eta) + [\lambda_z^1 \eta + 2h_0 L + (\lambda_z^1 \eta - \\ - 2h_0 L) \frac{k_1 - \eta}{k_1 + \eta} e^{-2\eta l_1}] \psi_1(\eta) = A_2(\eta), \end{aligned} \tag{16}$$

де 
$$A_1(\eta) = \frac{k(k_1 + \eta)T_c \lambda_z e^\eta - k_1(k - \eta)\lambda_z^1 T_c^1 e^{-\eta l_1}}{(k - \eta)(k_1 + \eta)} \lim_{\Delta \rightarrow 0} \delta(\eta - \Delta), \tag{17}$$

$$A_2(\eta) = \frac{(\lambda_z^1 \eta - 2h_0 L)k_1(k - \eta)T_c^1 + (\lambda_z \eta + 2h_0 L)k(k_1 + \eta)T_c e^\eta}{(k - \eta)(k_1 + \eta)} \lim_{\Delta \rightarrow 0} \delta(\eta - \Delta).$$

Розв'язок системи рівнянь (16) матиме вигляд:

$$\varphi_1(\eta) = \frac{\Delta_1(\eta)}{\Delta(\eta)}, \quad \psi_1(\eta) = \frac{\Delta_2(\eta)}{\Delta(\eta)}, \tag{18}$$

Тут 
$$\Delta(\eta) = \frac{4e^{\eta(1-l_1)} \lambda_z^1}{(k - \eta)(k_1 + \eta)} Q(\eta).$$

$$\begin{aligned} Q(\eta) &= \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} (\eta sh \eta + kch \eta) [\eta^2 sh \eta l_1 + (h_0^1 + k_1) \eta ch \eta l_1 + h_0^1 k_1 sh \eta l_1] + \\ &+ (k_1 ch \eta l_1 + \eta sh \eta l_1) [(h_0^1 + k) \eta ch \eta + \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} \eta^2 sh \eta + kh_0^1 sh \eta], \quad h_0^1 = \frac{2h_0 L}{\lambda_z^1}; \\ \Delta_1 &= \frac{2e^{-\eta l_1} \lambda_z^1}{k_1 + \eta} P(\eta), \quad \Delta_2(\eta) = \frac{2e^\eta \lambda_z^1}{k - \eta} \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} P_1(\eta); \end{aligned} \tag{19}$$

$$P(\eta) = A_1(\eta) [\eta^2 sh \eta l_1 + (h_0^1 + k_1) \eta ch \eta l_1 + h_0^1 k_1 sh \eta l_1] + A_2(\eta) (\eta sh \eta l_1 + k_1 ch \eta l_1);$$

$$P_1(\eta) = \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} (\eta sh \eta + kch \eta) A_2(\eta) - [\eta^2 sh \eta + (h_0^1 + \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1}) \eta ch \eta + kh_0^1 sh \eta] A_1(\eta).$$

Температурне поле в системі тіл, згідно (7, 8, 14, 17, 18, 19) знаходиться по формулах:  
а) температура у верхньому шарі:

$$T(\rho, \zeta) = T_c + \int_0^\infty \frac{G(\eta, \zeta)}{k - \eta} \frac{\Delta_1(\eta)}{\Delta(\eta)} J_0(\eta\rho) \lim_{\Delta \rightarrow 0} \delta(\eta - \Delta) d\eta =$$

$$= T_c + \frac{k_1 h_0^1 (T_c - T_c^1) [k(\zeta - 1) - 1]}{2kk_1 \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} + (k \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} + k_1) h_0^1 + kk_1 h_0^1 (1 + l_1 \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1})},$$

де  $G(\eta, \zeta) = e^\eta [ksh(\zeta - 1)\eta - \eta ch(\zeta - 1)\eta]$  ( $0 \leq \zeta \leq 1, 0 \leq \rho < \infty$ );

б) температура в нижньому шарі:

$$T^1(\rho, \zeta) = T_c^1 + \int_0^\infty \frac{G_1(\eta, \zeta) \Delta_2(\eta)}{(k_1 + \eta) \Delta(\eta)} J_0(\eta\rho) \lim_{\Delta \rightarrow 0} \delta(\eta - \Delta) d\eta = T_c^1 +$$

$$+ \frac{kh_0^1 \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} (T_c - T_c^1) [k_1(\zeta + l_1) + 1]}{2kk_1 \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} + (k \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} + k_1) h_0^1 + kk_1 h_0^1 (1 + l_1 \frac{\lambda_z}{\lambda_z^1})},$$

де  $G_1(\eta, \zeta) = e^{-\eta l_1} [k_1 sh(\zeta + l_1)\eta - \eta ch(\zeta + l_1)\eta]$  ( $-1 \leq \zeta \leq 0, 0 \leq \rho \leq \infty$ ).

Слід відмітити, що при  $h_0^1 \rightarrow \infty$ , одержується розв'язок задачі при ідеальному тепловому контакті [5].

Зроблено числові підрахунки і побудовано графіки для температури  $T/T_0$ ,  $T^1/T_0$  (пунктирною лінією позначено  $T^1/T_0$ ) при фіксованих значеннях:  $T_c = T_0$ ,  $T_c^1 = 0$ ,  $l_1 = \frac{1}{2}$ .

На рис. 1. показано розподіл температури при фіксованих  $\frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} = 0,5$ ,  $k = \infty$ ,  $k_1 = \infty$  по товщині шарів в залежності від контактної провідності  $h_0^1$ . На рис.2 показано розподіл температури по товщині шарів при фіксованому  $h_0^1 = 1$ ,  $k = \infty$ ,  $k_1 = \infty$  і різних значеннях  $\frac{\lambda_z}{\lambda_z^1}$ . На рис.3 показано розподіл температури в зоні контакту при фіксованому  $h_0^1 = 1$ ,  $\frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} = 0,5$ ,  $k_1 = \infty$  в залежності від коефіцієнта теплообміну  $k$ . На рис. 4 показано розподіл температури в зоні контакту при фіксованому  $h_0^1 = 1$ ,  $\frac{\lambda_z}{\lambda_z^1} = 0,5$ ,  $k = \infty$  і різних значеннях  $k_1$ .

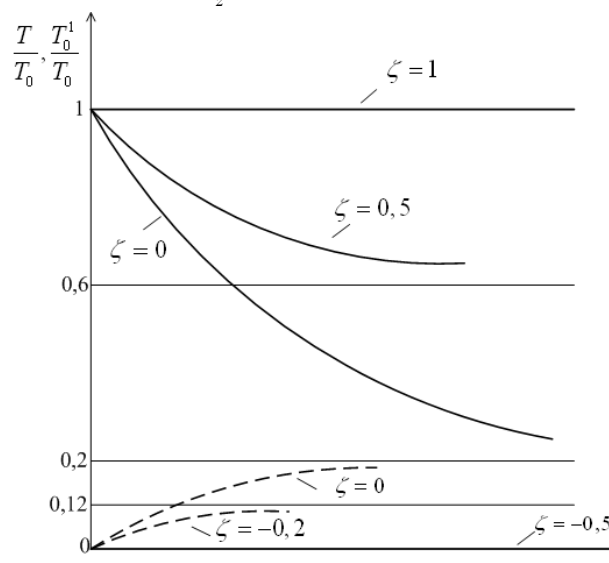


Рис. 1. Розподіл температури по товщині шарів ( $\zeta = -0,5$ ;  $-0,2$ ;  $0$ ;  $0,5$ ;  $1$ ).

© Б. С. Окрепкий, В. М. Неміш

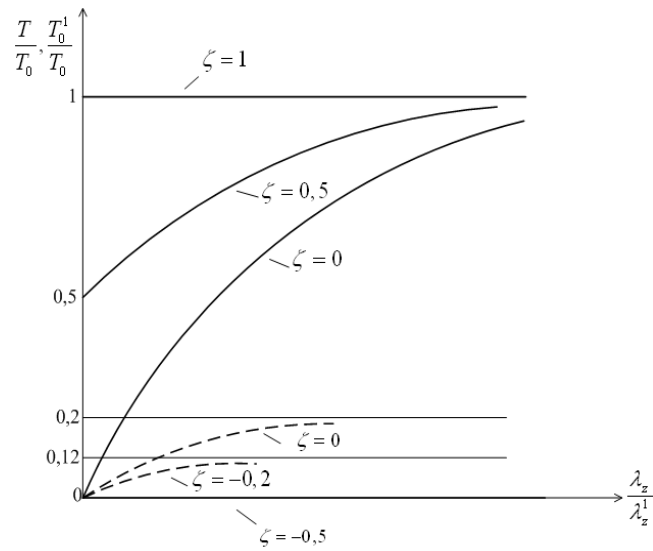


Рис. 2. Розподіл температури по товщині шарів ( $\zeta = -0,5 ; -0,2 ; 0 ; 0,5 ; 1$ ).

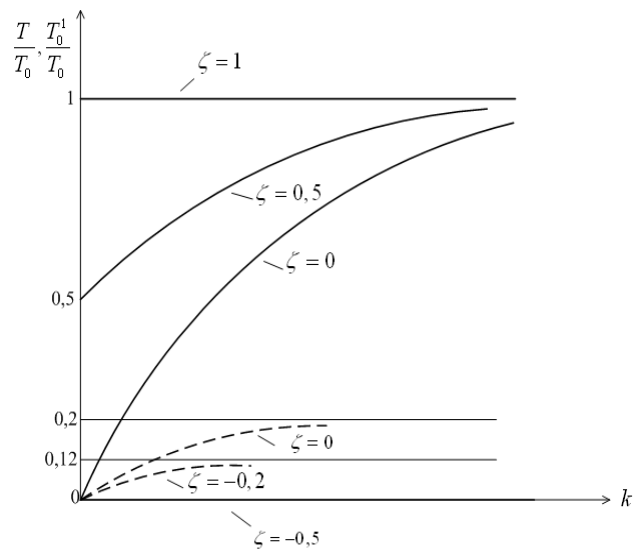


Рис. 3. Розподіл температури по товщині шарів ( $\zeta = -0,5 ; -0,2 ; 0 ; 0,5 ; 1$ ).

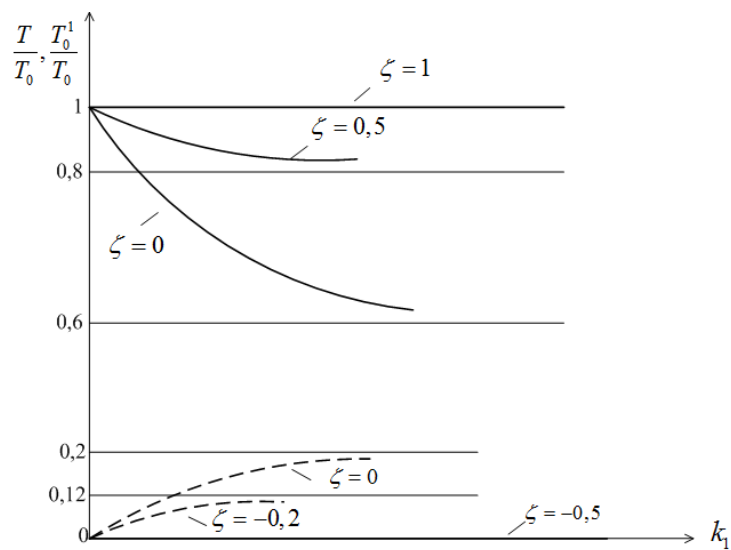


Рис. 4. Розподіл температури по товщині шарів ( $\zeta = -0,5 ; -0,2 ; 0 ; 0,5 ; 1$ )

© Б. С. Окрепкий, В. М. Неміш

**Висновок.** Застосувавши інтегральне перетворення Ганкеля температурна задача зведена до знаходження деяких функцій із системи лінійних алгебраїчних рівнянь, через які визначаються температурні поля в будь-якій точці системи двох тіл.

Результати розрахунків показують, що контактна провідність, коефіцієнти теплопровідності і теплообміну значно впливають на розподіл температури в системі двох контактуючих шарів.

1. Грилицкий Д. В. Осесимметрические контактные задачи теории упругости и термоупругости. (Дмитрий Грилицкий, Ярослав Кизыма). – Львов: Изд-во при Львов. ун.-те, 1981. – 135 с.
2. Коваленко А. Д. Основы термоупругости. – К.: Наук. думка, 1970. – 304 с.
3. Окрепкий Б. С., Новосад І. Я. Осесимметрична температурна задача для системи двох контактуючих циліндрів. // Міжвузівський збірник за напрямом «Інженерна механіка» – ЛНТУ, – Вип. №28. – Луцьк. – 2010. – С. 367-379.
4. Окрепкий Б. С., Новосад І. Я. Задача теплопровідності для системи двох контактуючих трансверсально-ізотропних циліндричних тіл. // Міжвузівський збірник «Наукові нотатки». – ЛНТУ. – Вип. №30. – Луцьк. – 2011. – С. 131-140.
5. Окрепкий Б. С., Мигович Ф. М. Задача теплопровідності для системи двох контактуючих шарів. // Міжвузівський збірник «Наукові нотатки». – ЛНТУ. – Вип. №44, – Луцьк, 2014. – С. 194-199.
6. Снеддон И. Н. Преобразование Фурье. – М: ИЛ., 1956. – 668 с.

Стаття надійшла до редакції 24.04.2014.

УДК 539.375

**В. В. Перепічка****Інститут прикладних проблем механіки і математики ім. Я.С. Підстригача НАН  
ГНУЧКЕ ОДНОСТОРОННЄ ПОКРИТТЯ НА ПІВНЕСКІНЧЕННІЙ ПЛАСТИНІ З  
НАСКРІЗНОЮ ВНУТРІШНЬОЮ ТРІЩИНОЮ**

*У двовимірному поставленні досліджено вплив гнучкого покриття на міцність півнескінченної пластини з внутрішньою тріщиною при розтягу. Тріщина в пластинці з одностороннім покриттям змодельована розрізом з шарнірно з'єднаними в лицьовій поверхні берегами. З урахуванням обмеженої міцності покриття побудовані відповідні діаграми граничної рівноваги.*

*Ключові слова:* півнескінченна пластинка, тріщина, гнучке покриття, міцність.

*Рис. 5. Форм. 19. Літ. 5.*

**В. В. Перепічка****ГИБКОЕ ОДНОСТОРОННЕЕ ПОКРЫТИЕ НА ПОЛУБЕСКОНЕЧНОЙ ПЛАСТИНЕ  
СО СКВОЗНОЙ ВНУТРЕННЕЙ ТРЕЩИНОЙ**

*В двумерной постановке исследовано влияние гибкого покрытия на прочность полубесконечной пластины с внутренней трещиной при растяжении. Трещина в пластине с односторонним покрытием смоделирована разрезом с шарнирно соединенными в лицевой поверхности кромками. При учете ограниченной прочности покрытия построены соответствующие диаграммы предельного равновесия.*

*Ключевые слова:* полубесконечная пластинка, трещина, гибкое покрытие, прочность.

**V. V. Perepichka****FLEXIBLE ONE-SIDED COVERAGE ON A SEMI-INFINITE PLATE WITH A  
THROUGH INTERNAL CRACK**

*The flexible covering influence on a strength in the tension of semi-infinite plates with crack has been investigated in twodimensional statement. Accepted, that flexible coverage of one of facial surfaces of plate becomes deformed together with founding and can maintain large enough tensions. A crack in a plate with one-side covering is considered like a cut which sides are joined along the edges with hinges. Boundary conditions of crack edges and the relationship of forces and moments on the slit corresponding to this model have been recorded. Analytical and numerical solutions of problems have been developed by singular integral equation method. The influence of boundary on the distribution of reaction in a swing joint is studied. The stress and moment intensity factors in the crack tops are calculated and the breaking load for a plate and coverage is defined too. Taking into account limited strength of covering the diagrams of limit equilibrium for plates are constructed.*

*Keywords:* semi-infinite plate, crack, flexible covering, strength.

Оцінка впливу покриття на несучу здатність тонкостінних елементів конструкцій з неоднорідностями структури є складною і водночас важливою, як в науковому так і в прикладному сенсі, задачею. Слід зауважити, що практичний підхід висуває до подібного роду поставлень вимогу цілком природньої інженерної інтерпретації результатів механіко-математичного моделювання досліджуваного об'єкта. Модель тріщини з шарнірно з'єднаними берегами дозволяє формулювати і розв'язувати задачі оцінки міцності пластин з одностороннім покриттям за наявності тріщиноподібних дефектів [1,2] у двовимірній постановці шляхом зведення поставленої задачі до одновимірного граничного інтегрального рівняння. В цій статті досліджується вплив гнучкого покриття на одній з лицьових поверхонь за наявності вільного краю на напружено-деформований стан та граничну рівновагу пластини з внутрішньою поодинокую тріщиною. Аналіз несучої здатності композиції проведений з врахуванням можливого порушення цілісності покриття.

**Постановка та інтегральне рівняння задачі.** Нехай півнескінченна ізотропна пластинка, що займає в вибраній декартовій системі координат область  $(x, y, z) \in \mathbb{R}_+ \times \mathbb{R} \times [-h, h]$ , послаблена прямолінійною наскрізною тріщиною завдовжки  $2l$ , що розміщена вздовж відрізка  $[a, b]$  осі абсцис (рис. 1). Приймаємо, що на одну із лицьових поверхонь пластинки нанесене гнучке покриття, яке деформується спільно з підкладкою і здатне витримувати досить великі навантаження. На нескінченності пластинка розтягується рівномірно розподіленими мембранними зусиллями  $p = \text{const}$ , решта поверхонь об'єкта (береги розрізу, лицеві поверхні та край пластини) вільні від напружень. Основний плоский напружений стан, що відповідає заданому зовнішньому навантаженню для бездефектної пластини, вважаємо відомим. Вимагається, зважаючи на симетрію об'єкта та навантаження, дослідити вплив покриття й вільного краю на напружено-

деформований стан і граничну рівновагу пластинки з внутрішньою наскрізною тріщиною.

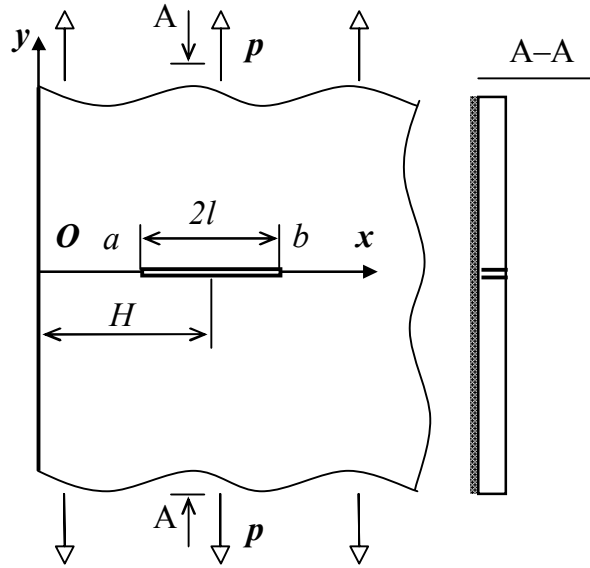


Рис. 1

Пружну рівновагу пластинки поза розрізом опишемо рівняннями узагальненого плоского напруженого стану і класичної теорії

$$\Delta\Delta\varphi = 0, \quad \Delta\Delta w = 0, \quad (x, y) \in \mathbb{R}_+ \times \mathbb{R}/[a; b]. \quad (1)$$

Для мембранних зусиль і згинальних моментів на нескінченності вимагатимемо виконання умов:

$$N_x^\infty = N_{xy}^\infty = 0, \quad N_y^\infty = p, \quad M_x^\infty = M_y^\infty = 0, \quad Q_x^{*\infty} = Q_y^{*\infty} = 0. \quad (2)$$

На краю пластини ( $x = 0, y \in \mathbb{R}$ )

$$N_x = N_{xy} = 0, \quad M_x = 0, \quad Q_y^* = 0. \quad (3)$$

Тріщину в пластині з гнучким покриттям розглядаємо як розріз, береги якого з'єднані шарнірно в одній з лицьових поверхонь  $z = sh$  ( $s = +1$  або  $s = -1$ ) [1]. Відповідні кінематичні та силові схеми представлені на рис. 2.

Запишемо крайові умови симетричної задачі на розрізі ( $x \in [a, b], y = 0$ ):

$$[v] - sh[\theta_y] = 0, \quad (4)$$

$$M_y - shN_y = 0, \quad (5)$$

$$N_{xy} = 0, \quad Q_y^* = 0. \quad (6)$$

Тут  $[v]$  – розкриття розрізу в базовій площині пластинки,  $[\theta_y]$  – стрибок кута повороту нормалі, спричинений локальним згином.

Умова (4) виражає факт неперервності переміщень на з'єднаних берегах розрізу, співвідношення (5) визначає згинальний момент, що компенсує перенесення шарнірної реакції в середину поверхню пластини.

Для побудови розв'язку задачі (1)–(6) використаємо метод сингулярних інтегральних рівнянь. Запишемо інтегральні представлення зусиль та моментів на лінії розрізу через похідні від невідомих функцій стрибка [3, 4]:

$$N_y(x, 0) = p + \frac{B}{4\pi} \int_a^b L(\xi, x) [v]'(\xi) d\xi, \quad (7)$$

$$M_y(x, 0) = -\frac{D(3 - 2\nu - \nu^2)}{4\pi} \int_a^b G(\xi, x) [\theta_y]'(\xi) d\xi.$$

$$\text{Тут } L(\xi, x) = \frac{1}{\xi-x} + \frac{1}{\xi+x} - \frac{2\xi(\xi-x)}{(\xi+x)^3}, \quad G(\xi, x) = \frac{1}{\xi-x} + \frac{1}{\xi+x} - \kappa_0^2 \frac{2\xi(\xi-x)}{(\xi+x)^3}, \quad \kappa_0 = (1-\mu)/(3+\mu).$$

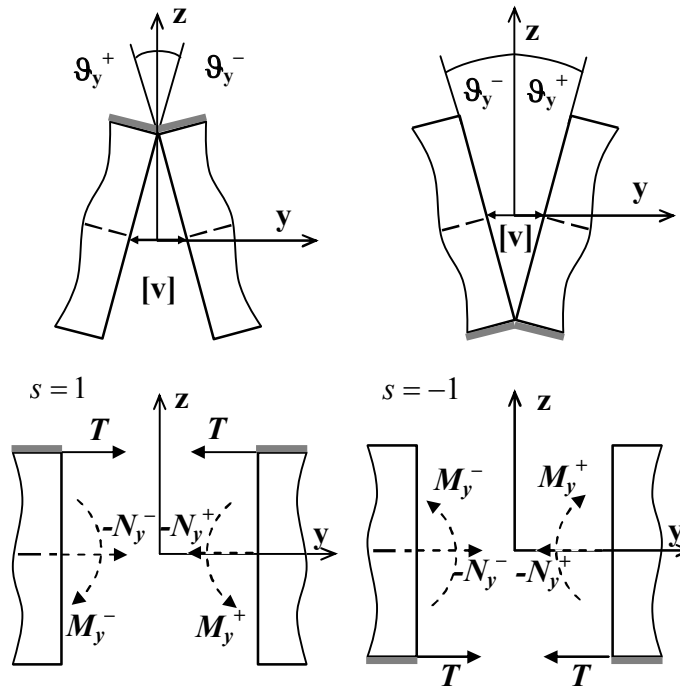


Рис. 2

Підставляючи вирази (7) у крайову умову (5) і виключаючи за допомогою формули (4) функцію  $[\theta_y]$ , приходимо до інтегродиференціального рівняння:

$$\frac{B}{4\pi} \int_a^b \{L(\xi, x) + \kappa^{-1}G(\xi, x)\} [v]'(\xi) d\xi = -p, \quad x \in (a, b), \quad (8)$$

де  $\kappa = 3(1+\mu)/(3+\mu)$ .

Крім того, на кінцях розрізу маємо умови:

$$[v(a)] = [v(b)] = 0. \quad (9)$$

В обезрозмірених зовнішніх і внутрішніх змінних  $\tau = (\xi - H)/l$ ,  $t = (x - H)/l$  (див. рис. 1), котрі задаються системою координат з початком відліку посередині розрізу, інтегральне рівняння задачі (8) – (9) набере вигляду:

$$\frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \left\{ \frac{1}{\tau-t} + \frac{1}{\tau+t+2/\lambda} - 2d \frac{(\tau-t)(\tau+1/\lambda)}{(\tau+t+2/\lambda)^3} \right\} f'(\tau) = -\frac{p}{1+\kappa}, \quad t \in (-1; 1); \quad f(\pm 1) = 0. \quad (10)$$

Тут  $f'(\tau) = B[v(\tau)]'/4$ ,  $d = (\kappa + \kappa_0^2)/(1 + \kappa)$ ,  $\lambda$  – безрозмірний параметр, що характеризує відносну віддаленість розрізу від краю пластини;  $\lambda = l/H \in [0, 1]$ .

**Аналіз результатів.** Наближений аналітичний розв'язок задачі (10), отриманий методом малого параметра [3, 4], має вигляд:

$$\begin{aligned} f'(t) = & -\frac{\kappa}{1+\kappa} \frac{p}{\sqrt{1-t^2}} \left\{ t + [1+d]t \frac{\lambda^2}{8} + [1+d](1-2t^2) \frac{\lambda^3}{16} \right. \\ & + ([5+4d+2d^2]t - 6t(1-2t^2)) \frac{\lambda^4}{128} + \\ & \left. + \{[4+8d+d^2](1-2t^2) + [1-2d](1+4t^2-8t^4)\} \frac{\lambda^5}{128} \right\} + O(\lambda^6) \end{aligned} \quad (11)$$



$$N_y(t,0) = p\Pi(\lambda,t),$$

$$\Pi(\lambda,t) = \frac{1}{(1+\kappa)} \left[ 1 + \kappa(1-d) \frac{\lambda^2}{8} \left\{ 1 - t\lambda + (1+d) \frac{\lambda^2}{8} - (7+d-8t^2)t \frac{\lambda^3}{8} \right\} + O(\lambda^6) \right] \quad (12)$$

Для коефіцієнтів інтенсивності зусиль  $K_1$  та моментів  $K_3$  в околі вершини розрізу ( $t = \pm 1$ ) одержали формули:

$$K_1^\pm = \frac{p\kappa\sqrt{l}}{1+\kappa} F^\pm(\lambda), \quad K_3^\pm = -\frac{shp\sqrt{l}}{1+\kappa} F^\pm(\lambda), \quad (13)$$

$$F^\pm(\lambda) = 1 + \frac{1+d}{8} \lambda^2 \mp \frac{1+d}{16} \lambda^3 + \frac{11+4d+2d^2}{128} \lambda^4 \mp \frac{7+2d+d^2}{128} \lambda^5 + O(\lambda^6).$$

Використовуючи енергетичний критерій руйнування [5]

$$G = 2\gamma_*, \quad G = \frac{\pi}{4h^2 E} \left\{ K_1^2 + \kappa(K_3/h)^2 \right\}, \quad (14)$$

запишемо вираз для критичного навантаження:

$$p_*^\pm = p_0 \sqrt{1+\kappa^{-1}} \Phi_1^\pm(\lambda),$$

$$\Phi_1^\pm(\lambda) = 1 - \frac{1+d}{8} \lambda^2 \pm \frac{1+d}{16} \lambda^3 - \frac{8-2d-d^2}{64} \lambda^4 \pm \frac{2-2d-d^2}{32} \lambda^5 + O(\lambda^6), \quad (15)$$

тут  $p_0 = \sqrt{8Eh^2\gamma_*/(\pi l)}$  – руйнуюче навантаження для тріщини в безмежній пластині [3].

Методом механічних квадратур [3, 4] отримано і чисельний розв'язок задачі. Для зменшення похибки обчислення контактної реакції в довільній точці розрізу використовувалось регулярне представлення:

$$N_y(t,0) = \frac{p}{1+\kappa} - \frac{2(1-d)}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{\lambda^2(\tau-t)(\lambda\tau+1)}{[2+\lambda(\tau+t)]^3} f'(\tau) d\tau,$$

котре отримано позбавленням від сингулярності у виразі мембранних зусиль (7) при допомозі співвідношення (10).

На рис. 3 показано вплив вільного краю на розподіл розтягуючих зусиль в покритті на відріжку, що співпадає з зімкнутими берегами розрізу при  $\mu = 0.25$ . Із збільшенням параметра  $\lambda$  зусилля в покритті зростають, а при значному наближенні дефекту до вільної границі ( $\lambda > 0,5$ ) розподіляються немонотонно.

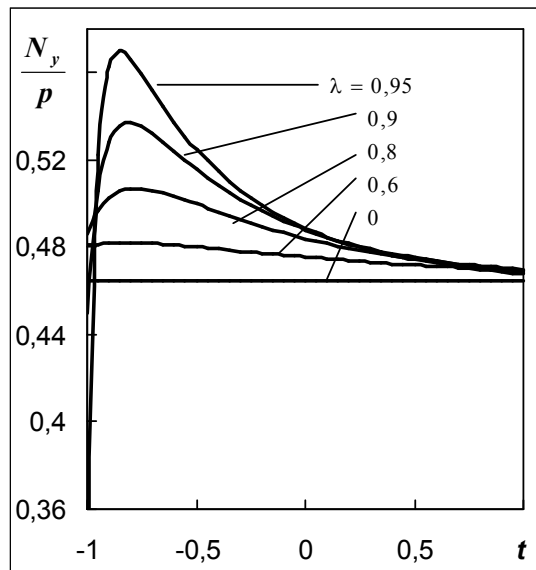


Рис. 3. Розподіл зусиль в покритті на лінії розрізу

Залежність безрозмірних значень критичного навантаження від параметра  $\lambda$ , в припущенні, що міцність покриття завжди вища за зусилля в ньому (необмежена міцність), представлені на рис. 4. При цьому суцільні лінії відповідають ближній до краю, а штрихові – дальній вершині розрізу. Кривими **1** представлені класичні результати [3] для пластинки без покриття, які одержують із рівняння (10) формальною заміною  $\kappa = \infty$ ,  $d = 1$ . Криві **2** побудовані за числовим розв'язком для розрізу з шарнірно з'єднаними берегами.

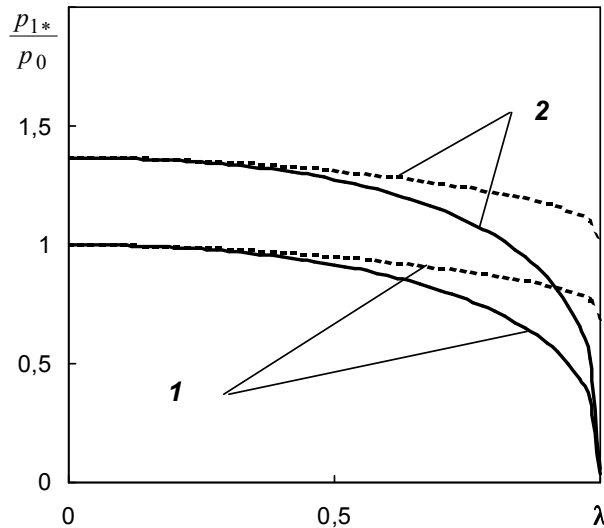


Рис. 4. Граничне навантаження для пластинки з необмежено міцним покриттям

Проаналізуємо ситуацію, коли гнучке покриття має обмежену міцність. З фізичних міркувань, враховуючи допущення прийнятої моделі, зрозуміло, що руйнування композиції може відбуватися за двома можливими механізмами, а саме: поширення тріщини без порушення цілісності покриття та втрата несучої здатності гнучкого покриття і його руйнування на лінії розрізу з подальшим розвитком уже наскрізної тріщини.

Руйнуюче навантаження, котре відповідає першому механізму, отримаємо з енергетичного критерію лінійної механіки руйнування (14) і виразу (15):

$$p_{1*} = \min \{p_*^+, p_*^-\} = p_*^- = p_0 \sqrt{1 + \kappa^{-1}} \Phi_1^-(\lambda) . \quad (16)$$

Для другого механізму руйнуюче навантаження знайдемо на основі класичної теорії міцності покриття:

$$\max_{t \in [-1,1]} N_y(t,0) \leq N_* , \quad (17)$$

де  $N_*$  – допустиме напруження в покритті.

$$\text{Позначимо } N(\lambda) = \max_{t \in [-1,1]} N_y(t,0) .$$

Границя міцності покриття досягається при такому  $p_{2*}$ , що  $N(\lambda) = N_*$ . На основі вищесказаного, отримаємо з (17) наступне представлення:

$$p_{2*} = \frac{N_*}{p_0} \frac{1}{N(\lambda)} p_0 . \quad (18)$$

У формулі (18) дріб  $\frac{N_*}{p_0}$  трактуємо як відносну міцність покриття, а вираз  $\left[ \frac{N(\lambda)}{p_{2*}} \right]^{-1}$  сприймаємо

$$\text{в розумінні (12): } \frac{N(\lambda)}{p_{2*}} = \max_{t \in [-1,1]} \Pi(\lambda, t) .$$

За реальне граничне навантаження при фіксованому значенні  $\lambda$  вибираємо менше з підрахованих за формулами (16) і (18). Коли покриття зруйноване, на основі критерію (14) при

$K_1^\pm = p\sqrt{l}F_1^\pm(\lambda)|_{d=1}$ ,  $K_3^\pm = 0$  (див.(13)), отримуємо вираз граничного навантаження для напівнескінченної пластинки з наскрізним дефектом без покриття:

$$p_{3*} = p_0 \Phi_1^-(\lambda)|_{d=1}. \quad (19)$$

Діаграми несучої здатності пластини побудовані на основі критеріальних співвідношень (16), (18) і (19) зображені на рис. 5 ( $\mu = 0,25$ ). Крива 1 відображає  $p_{1*}$ , крива 3 –  $p_{3*}$ , а  $p_{2*}$  відповідає серія ліній 2', 2'', 2''', одержана за критерієм (18) при різних значеннях  $N_*/p_0 = \{0,65, 0,5, 0,33\}$ . Як видно із поданих графіків, при відносній міцності покриття  $N_*/p_0 > 0,65$  втрата несучої здатності пластинки відбувається шляхом поширення тріщини без руйнування покриття. Для значень відносної міцності покриття в діапазоні  $0,45 \div 0,65$  при малих значеннях параметра  $\lambda$  покриття розтріскується з подальшим нестабільним розвитком тріщини, при великих  $\lambda$  тріщина поширюється без порушення цілісності півки.

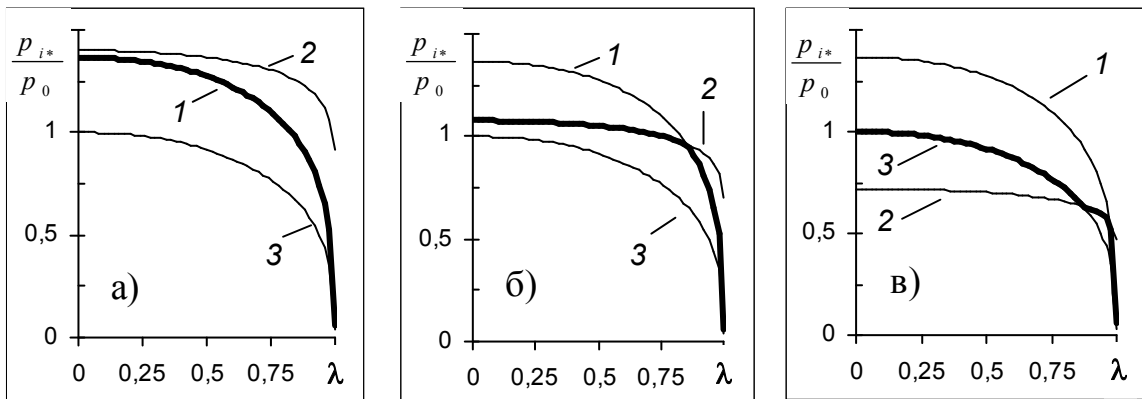


Рис. 5. Руйнівне навантаження для напівнескінченної пластинки з тріщиною, підкріпленої гнучким покриттям: а)  $N_*/p_0 = 0,65$ ; б)  $N_*/p_0 = 0,5$ ; в)  $N_*/p_0 = 0,33$ ; 1 – за критерієм (16), 2 – за критерієм (17), 3 – наскрізна тріщина (19)

**Висновки.** Як видно із представленого матеріалу, взаємодія тріщини з вільним краєм пластинки призводить до посилення підкріплюючого ефекту покриття. Особливо добре цей висновок ілюструється у випадку слабких покриттів. При відносній міцності покриття менше 0,45 його нанесення втрачає технологічний сенс в плані опірності великим розтягувальним навантаженням при малих  $\lambda$ , але для тріщин близьких до краю навіть слабе покриття суттєво посилює несучу здатність пластини.

1. Шацкий И. П. Растяжение пластины, содержащей прямолинейный разрез с шарнирно соединенными кромками // Журн. Прикл. Механики и техн. физики. – 1989. – № 5. – С. 163-165.
2. Шацкий И., Перепічка В. Влияние гнучкого покриття на міцність пластинки з крайовими тріщинами // Машинознавство. – 1999. – № 9(27). – С. 44-47.
3. Панасюк В. В., Саврук М. П., Дацьшин А. П. Распределение напряжений около трещин в пластинках и оболочках. – Киев: Наук. думка, 1976. – 444 с.
4. Саврук М. П. Двумерные задачи упругости для тел с трещинами. – Киев: Наук. думка, 1981. – 324 с.
5. Осадчук В. А. Напряженно-деформированное состояние и предельное равновесие оболочек с разрезами. – Киев: Наук. думка, 1985. – 224 с.

Стаття надійшла до редакції 20.05.2014.

УДК 539.4:620.191

**Д. Ю. Петрина***Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу***ВПЛИВ ТРИВАЛОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ НА В'ЯЗКІСТЬ СТАЛЕЙ РЕЗЕРВУАРІВ І  
НАФТОГАЗОПРОВОДІВ**

*Проведений комплекс досліджень механічних властивостей низьколегованих сталей магістральних нафто- та газопроводів і резервуарів зберігання нафти. Показано зниження характеристик опору крихкому руйнуванню всіх досліджуваних сталей, що проявилось в падінні ударної в'язкості.*

*Ключові слова: ударна в'язкість, крихке руйнування, газопроводи, резервуари.*

*Рис. 3. Літ. 7.*

**Д. Ю. Петрина****ВЛИЯНИЕ ДОЛГОСРОЧНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ НА  
ВЯЗКОСТЬ СТАЛЕЙ РЕЗЕРВУАРОВ И НЕФТЕГАЗОПРОВОДОВ**

*Проведен комплекс исследований механических свойств низколегированных сталей магистральных нефте и газопроводов и резервуаров хранения нефти. Показано снижение характеристик сопротивления хрупкому разрушению всех исследованных сталей, что проявилось в падении ударной вязкости.*

*Ключевые слова: ударная вязкость, хрупкое разрушение, газопроводы, резервуары.*

**D. Yu. Petryna****THE INFLUENCE OF LONG TERM OPERATION ON STEEL TOUGHNESS OF OIL  
STORAGE TANKS AND OIL-AND-GAS MAIN PIPELINES**

*The complex of researches of mechanical properties of low-alloyed steels of oil-and-gas main pipelines and oil storage tanks is conducted. The reduction of brittle fracture resistance of all investigated steels that was become apparent in falling of impact toughness is shown.*

*Key words: impact toughness, brittle fracture, oil-and-gas main pipelines, oil storage tanks.*

В'язкий матеріал повинен бути пластичний і міцним, щоб деформація здійснювалася за дії великих напружень. Тобто, в'язкість визначає здатність матеріалу поглинати механічну енергію при неперервному зростанні пластичної деформації аж до руйнування [1]

В'язкість матеріалу оцінюють за результатами випробувань на ударний згин. Згідно ГОСТ 9454-60 для визначення ударної в'язкості передбачено п'ять типів зразків. Однак найбільш практичне застосування мають два з них. Як основний застосовується зразок типу I з радіусом надрізу 1,00 мм та глибиною 2,0 мм (так званий зразок Менаже). В якості додаткового стандартом передбачений зразок типу IV з надрізом радіусом 0,25 мм і тією ж глибиною 2,0 мм. Цей тип зразка прийнято називати Шарпі.

При радіусі надрізу  $R=1,00$  мм робота поширення тріщинами значно менша порівняно з роботою зародження тріщини. З пониженням температури випробувань ця різниця зростає. Визначення ударної в'язкості дає можливість отримати представлення переважно про роботу зародження тріщини. Визначення ударної в'язкості дає можливість отримати представлення переважно про роботу зародження тріщини. З переходом до більш гострого надрізу робота зародження тріщини різко знижується, в той же час як робота її поширення практично залишається без змін.

З механіки руйнування відомо, що опір матеріалів поширенню тріщини є найважливішою характеристикою в'язкості, оскільки саме вона визначає здатність до переходу з в'язкого стану в крихкий. Тому для отримання більш повного представлення про опір матеріалу поширенню тріщини, необхідно випробовувати ударні зразки з можливо гострішими надрізами.

Такий підхід був втілений при розробці нормативних документів для магістральних трубопроводів з дефектами [2,3], в яких для ударних зразків використовуються у вершині надрізи радіусом 0,25 мм.

Відомо, що реальні конструкції завжди працюють з тріщинами. Проблема їх експлуатації ускладнюється тим, що більшість резервуарів нафти та нафтогазопроводів відпрацювала свій розрахунковий ресурс, що спричиняє їх деградацію, тобто погіршення низки характеристик, які визначають працездатність їх матеріалів. Тривала взаємодія напруженого металу з корозійним середовищем, коливання температури та циклічні зміни тиску інтенсифікують процес деградації [4-7].

Тому на пізній стадії експлуатації резервуарів нафти та нафтогазопроводів особливо актуальною науково-технічною проблемою стає забезпечення їх цілісності, так як непрогнозовані руйнування приводять до значних економічних втрат і важких екологічних наслідків. Оскільки для обґрунтування подальшої безпечної роботи нафтогазового обладнання необхідно врахувати вже не вихідні, а поточні характеристики експлуатованого матеріалу, то у вирішенні цієї проблеми важливу роль відіграє встановлення ступеня деградації фізико-механічних показників сталей. Дослідження проводили на сталях 17Г1С і 3 сп. Зразки з сталі 17Г1С вирізалися з труб у стані постачання та після експлуатації в межах 28...40 років на магістральних газопроводах Долина Ужгород – державний кордон, Угерско – Івано-Франківськ – Чернівці, Пасічна – Долина. Діаметри труб були 275...1420 мм, товщина стінок становила 12...21 мм. Зразки вирізали ближче до внутрішньої та зовнішньої поверхонь труби. Зразки з сталі 3 сп вирізали з дна резервуара для нафтопродуктів РВС-1000№1, встановленого на ВАТ «Нафтохімік Прикарпаття» (м. Надвірна). Вирізку виконували з металу ближче до внутрішньої поверхні, який піддавався тут найбільшій деградації через контакт за час експлуатації з підтоварною водою. Для порівняння результатів випробувань паралельно використовували зразки з неексплуатованої сталі.

Результати випробувань на ударну в'язкість сталі 17Г1С за методом Шарпі наведені на рис. 1 Світлі символи відповідають значенням KCV для сталі ближче до внутрішньої поверхні труби, а темні – ближче до зовнішньої поверхні труби. Зразки, які вирізали з металу ближче до внутрішньої чи зовнішньої поверхонь труби, виконували товщиною 5 мм, що дало можливість оцінити градієнт механічних властивостей по її товщині.

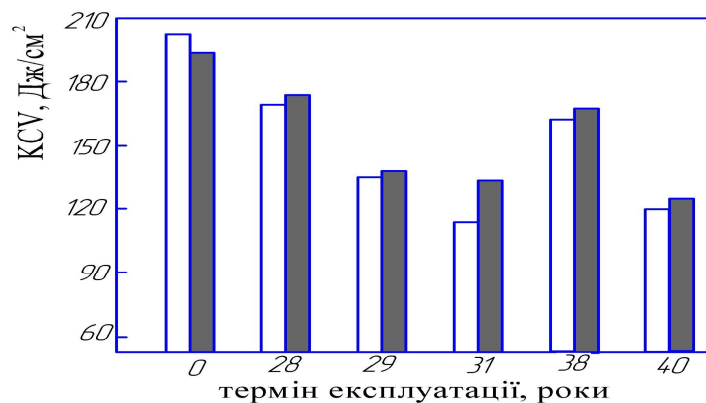


Рис. 1. Вплив терміну експлуатації магістральних газопроводів на ударну в'язкість трубної сталі 17Г1С

Відзначимо, що за ударних випробувань експлуатованих сталей величина KCV була завжди вищою для металу, розміщеного ближче до зовнішньої поверхні труби. Це свідчить про його меншу степінь деградації порівняно з металом внутрішньої поверхні, яка постійно контактувала з корозійно активним робочим середовищем.

До 31-го року експлуатації спостерігали монотонний спад значень KCV. Однак на 40-му і, особливо, на 38-му роках зафіксовано деяке зростання величини ударної в'язкості. Очевидно це пов'язано з тим, що труби могли мати різні вихідні механічні властивості, оскільки вони були різних плавків. Крім того, характер деградації механічних властивостей сталей газопроводів залежить не тільки від терміну, але й умов експлуатації, які можуть відрізнятися між собою (різна корозійна активність контактуючих середовищ, проникненість водню в метал, різний характер навантажень трубопроводів тощо).

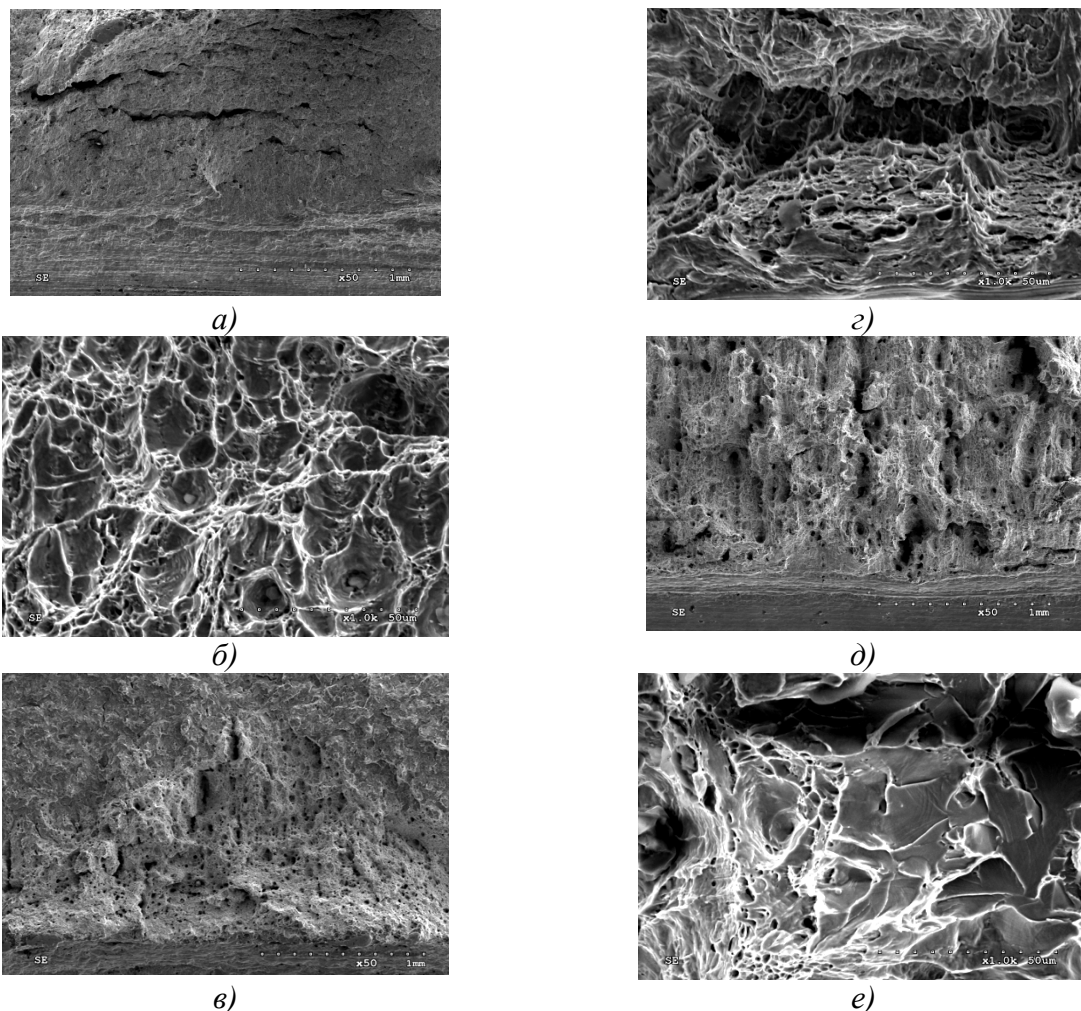
На рисунку 2 подані результати випробувань на ударну в'язкість методом Шарпі сталі 3сп. Якщо порівнювати ці результати з експериментальними даними проведених аналогічних досліджень для сталі 17Г1С, то бачимо їхню спорідненість. Проте для сталі 17Г1С значення величини KCV були набагато вищі порівняно зі сталлю 3 сп. Такий стан пояснюється, на наш погляд, більшим вмістом неметалевих домішок у сталі 3 сп, яка за якістю нижча порівняно з сталлю 17Г1С.

З даних рис. 2 випливає, що після 32-х річної експлуатації величина KCV знизилась в 1,55 разів порівняно з не експлуатованою сталлю. Після сорока років експлуатації це зниження становило вже 1,72 разів.



**Рис. 2. Вплив терміну експлуатації резервуара РВС– 1000.№1 на ударну в'язкість сталі 3 сп**

Отже, деградація експлуатованих сталей проявляється, перш за все, в зниженні опору крихкому руйнуванню, який зумовлений спадом його енергоємності. Цей висновок підтверджується фрактографічним аналізом зламів зразків, що пройшли випробування на ударну в'язкість (рис. 3).



**Рис. 3. Фрактограми зламів зразків сталі 3 сп після випробувань на ударну в'язкість: запасна труба (а, б); труби, що експлуатувалися 32 (в, г) і 40 (д, е) років. Збільшення x70 (а, в, д) та x1000 (б, г, е)**

З рис. За видно, що на макрорівні (збільшення x70) для сталі труби запасу переважальним є зсувний механізм руйнування. Орієнтація поверхні зламу щодо напрямку нормальних напружень відбувається під кутом. Для експлуатованого металу поверхні зламу в центральній частині

розміщені перпендикулярно до напрямку нормальних напружень. Руйнування проходить відривом і зсувом (рис. 3 в,д). На поверхнях зламів утворюються поздовжні борозни, які свідчать про розшарування металу, а також видовжені пори. Зі збільшенням терміну експлуатації від 32 до 40 років кількість і розміри пор збільшуються.

Проведені також фрактографічні дослідження зламів на мікрорівні (за збільшення  $\times 1000$ ). Руйнування сталі труби запасу (неексплуатованої) супроводжується утворенням чітко виражених димплів (рис. 3 б), що є свідками в'язкого характеру руйнування. Вогнищами зародження димплів служать різного роду неметалеві включення. Поверхня зламу зруйнованого зразка, вирізаного з експлуатованої протягом 32 років труби, також повністю вкрита димпами (рис.3г), що свідчить про в'язкий механізм руйнування. Однак розміри цих димплів стають набагато меншими (порівняти рис.3б і 3г), що вказує на зниження енергоємності руйнування експлуатованої сталі.

На зламах зразків експлуатованої впродовж сорока років сталі 3 сп порівняно з попередніми випадками появились фасетки відколу з низько рельєфними річковими візерунками (рис. 3е). така картина властива крихкому транскристалітному руйнуванню. Поряд з цим на поверхні зламу спостерігаються глибокі димпли з розмірами від 20 до 50 мкм, які утворюються за в'язким механізмом. В'язкий механізм властивий також руйнуванню перетинок між фасетками відколу. це свідчить про змішаний механізм руйнування сталі, експлуатованої протягом сорока років.

**Висновки.** З представлених результатів досліджень можна зробити висновок, що руйнування зразків з не експлуатованої сталі за кімнатної температури випробувань відбувається в області повних в'язких руйнувань, а експлуатованої сталі за тих же умов – в області крихко-в'язкого переходу.

1. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пособие: В4т. /Под общей ред. В. В. Панасюка – Киев: Наук. думка, 1988. – Т.1: Основы механики разрушения материалов/ В. В. Панасюк, А. Е. Андрейкив, В. З. Паргон – 1988. – 488 с.
2. Відомчі будівельні норми України: ВБН В.2.3–00018201.04-2000. Розрахунки на міцність діючих магістральних трубопроводів з дефектами – К.: Держнафтогазпром, 2000. – 57 с.
3. ДСТУ НБВ.2.3.21:2008. Настанова визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів з дефектами – К.: Міжрегіонбуд України, 2008. – 68 с.
4. Крижанівський С. І. Вплив структурних і механічних чинників на характеристики холодноламкості трубної сталі 17Г1С / С. І. Крижанівський, Д. Ю. Петрина, Д. С. Вуйцик // *Машинознавство*. – 2007. – №8(122). – С. 24-28.
5. Деградація властивостей сталей магістральних газопаропроводів упродовж їх сорокарічної експлуатації / Г. М. Никифорчин, О. Т. Цирульник, Д. Ю. Петрина, М. І. Греділь // *Проблеми прочності*. – 2009. – №5. – С. 66-72.
6. Никифорчин Г. Вплив експлуатаційної розсіяної пошкодженості на закономірності деградації властивостей конструкційних сталей / Г. Никифорчин, Е. Лунарьська, Д. Петрина / *Вісник Тернопільського державного технічного університету*. – 2009. – Т.14. – №4. – С. 38-45
7. Петрина Д. Ю. Вплив тривалої експлуатації на корозійну стійкість трубної сталі 17Г1С / Д. Ю. Петрина // *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. – 2010. – №3(36). – С. 17-22.

Стаття надійшла до редакції 27.08.2014.



УДК 620.178

**Ю. Д. Петрина, Б. Р. Шуляр**  
**КОНСТРУКТИВНА В'ЯЗКІСТЬ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ НАФТО- І ГАЗОПРОВОДІВ**

*Проведені порівняльні дослідження конструктивної в'язкості різних зон зварних з'єднань магістральних нафто- і газопроводів. Показано, що експлуатаційні чинники мають значний вплив на механічні характеристики пришовної області, що дає додаткову інформацію для прогнозування залишкового ресурсу зварних з'єднань трубопроводів.*

*Ключові слова:* зварні з'єднання, пришовна зона, матеріал шва, зона шва, зона сплавлення.

*Рис. 4. Табл. 3. Літ. 8.*

**Ю. Д. Петрина, Б. Р. Шуляр**  
**КОНСТРУКТИВНАЯ ВЯЗКОСТЬ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НАФТО- И ГАЗОПРОВОДОВ**

*Проведенные сравнительные исследования конструктивной вязкости различных зон сварных соединений магистральных нафто- и газопроводов. Показано, что эксплуатационные факторы оказывают значительное влияние на механические характеристики околошовной области, дает дополнительную информацию для прогнозирования остаточного ресурса сварных соединений трубопроводов.*

*Ключевые слова:* сварные соединения, околошовная зона, материал шва, зона шва, зона сплавления.

**J. D. Petryna, B. R. Shuliar**  
**CONSTRUCTION TOUGHNESS OF WELDED JOINTS OIL AND GAS TRUNK PIPES**

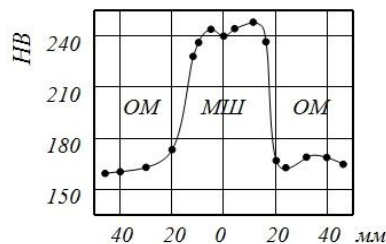
*A comparative analysis structural toughness welded joints' of different zones main oil and gas pipelines was made. It is shown that the performance factors have a significant influence on the mechanical properties welded area that provides additional information to predict the residual life of welded joints of pipelines.*

*Keywords:* welded connection, welded zone, joint material, zone of the weld, zone by fusing.

**Вступ.** Оцінювання працездатності нафто- і газопроводів є особливо актуальним завданням для України. Адже більшість з них або відпрацювали свій розрахунковий ресурс, або знаходяться на межі цього [1]. Тому не прогнозовані руйнування таких конструкцій приводять до великих економічних втрат і важких екологічних наслідків. Останнім часом зварні з'єднання сягають до 80% усіх відмов нафто- і газопроводів. Це пояснюється їх макро- і мікронеоднорідністю за структурою, хімічним складом і механічними властивостями [2, 3]. Звідси останнім часом значну увагу приділяють вивченню міцності, пластичності та в'язкості руйнування зварних з'єднань, які представляють собою найбільш небезпечні місця трубопроводів. Вивчення механічних характеристик пришовної області може дати додаткову інформацію для прогнозування надійності та довговічності зварних з'єднань. В зв'язку з цим такі дослідження були проведені в даній роботі.

**Матеріали і методика експерименту.** Дослідження виконували на трубній сталі X52. Порядок проведення випробувань і обробка результатів регламентовані роботами [4 – 6].

**Результати досліджень.** Якість зварного з'єднання початково завжди перевіряється вимірюванням твердості поперек його осі. Як видно з даних, представлених на рис.1, характеристики твердості матеріалу шва (МШ) вищі за відповідні показники основного металу (ОМ), що відповідає вимогам чинного регламенту на виконання зварного з'єднання (ЗЗ) [7].



**Рис. 1. Розподіл твердості поперек осі зварного з'єднання сталі X52**

Після цього ми перейшли до ударних випробувань, які проводили на зразках з радіусом надрізу  $R=0,25$  мм. Результати серіальних температурних випробувань цих зразків приведені на рис. 2а.



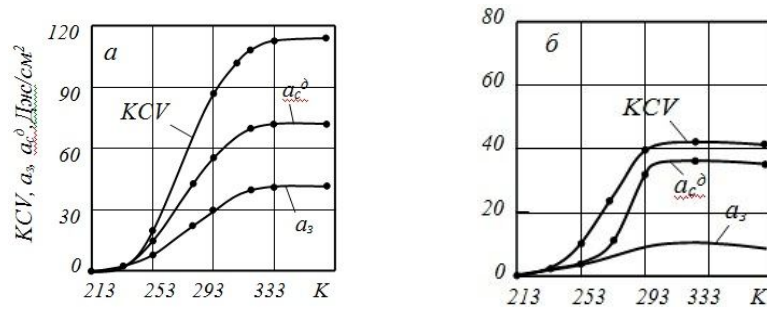


Рис. 2. Залежності ударної в'язкості та її складових матеріалу шва зварного з'єднання (а) та основного матеріалу (б) від температури випробувань

Порівнюючи отримані дані залежності для матеріалу шва зварного з'єднання з аналогічними залежностями для основного матеріалу (див. рис. 2б) ми бачимо зростання ударної в'язкості МШ порівняно з відповідним показником ОМ. Однак, якщо збільшення твердості відбулося в 1,5 разів, то величина ударної в'язкості KCV зросла майже в 2,5 разів. Нижня критична температура холодноламокості залишилась практично на попередньому рівні, а верхня – змістилася приблизно на 40 K в сторону вищих температур. Проте за верхньої критичної температури ОМ ударна в'язкість МШ було все таки в  $\sim 2$  рази вищою, ніж аналогічний показник для ОМ.

Аналіз складових ударної в'язкості МШ показав, що тенденцію до зростання порівняно з відповідними характеристиками ОМ мали як робота зародженню тріщини ( $a_3$ ), так і робота її поширенню ( $a_c^{\partial}$ ). Однак характер цього зростання був різний. Якщо робота зародженню тріщини МШ збільшилася приблизно в 4,1 разів, то робота поширенню тріщини – тільки приблизно в 1,9 разів. Тобто, основний показник, за рахунок якого пройшло зростання ударної в'язкості KCV матеріалу шва порівняно з основним металом, була робота зародження тріщини. Оскільки опір поширенню тріщини визначає схильність матеріалу до крихкого руйнування, то з цієї точки зору МШ має переваги перед ОМ.

Прищільне вивчення тріщиностійкості пришовної області на вузькій смузі не проводилось через відсутність надійної методики з гарантування диференціації окремих зон такої області. В даній роботі зроблена спроба дослідити тріщиностійкість металу окремих зон пришовної області зварних з'єднань трубопроводів за умов втомних і статичних навантажень.

В цих експериментах крім сталі X52 додатково використали трубку сталь 20.

Дослідження на тріщиностійкість пришовної зони зварних з'єднань трубопроводів за втомних навантажень служили, з одного боку, підготовчою стадією для ініціювання втомних кільцевих тріщин у циліндричних зразках для визначення параметрів в'язкості руйнування ( $K_C$ ,  $K_{IC}$ ) в умовах статичних випробувань, з іншого боку, вони проводились з метою вивчення опору матеріалу утворенню тріщини регламентованої глибини в залежності від її місцезнаходження в певній зоні зварного з'єднання.

Експерименти виконували за методикою, суть якої викладена в роботі [5], яка зводилася до циклічного тренування циліндричного зразка з кільцевим концентратором шляхом кругового згину з частотою 49 циклів за хвилину на повітрі та в присутності дистильованої води. У результаті за певну кількість циклів втомного деформування на дні кільцевого концентратора зароджувалася кільцева тріщина, яка потім поширювалася у глибину зразка. За контрольну умовно була прийнята кільцева тріщина глибиною 1 мм. Число циклів  $N_3$ , необхідне для утворення кільцевої тріщини вказаної глибини, залежить не тільки від рівня згинаючого моменту, що використовувався при тренуванні, але й від виду середовища. В таблиці 1 наведені встановлені дослідями величини числа циклів  $N_3$  в залежності від рівня згинаючого моменту в робочому перерізі зразка М і виду робочого середовища в різних зонах зварних з'єднань сталей X52 і 20.

Число циклів  $N_3$  на утворення тріщини було найбільшим для матеріалу зони шва (ЗШ) за всіх випадків експериментального дослідження. Трохи нижчими були показники  $N_3$  для основного матеріалу (ОМ). Найменшими були значення  $N_3$  для зони сплавлення (ЗС). Величини  $N_3$  для зони термічного впливу займали проміжне становище між ОМ і ЗС. Причому ця тенденція зберігалась для ЗС обох сталей як при випробуваннях на повітрі, так і в дистильованій воді. Присутність води повсемісно приводила до зниженню опору сталей утворенню тріщини. Однак інтенсивність цього

Таблиця 1. Ріст втомних тріщин у різних зонах зварних з'єднань сталі X52 і 20

Зона з утвореною тріщиною	М, Нм							
	50				29			
	Сталь X52		Сталь 20		Сталь X52		Сталь 20	
	повітря	вода	повітря	вода	повітря	вода	повітря	вода
Основний матеріал	5420	4200	5220	4020	34000	29600	31300	27400
Зона шва	5680	4380	5350	4120	37000	31500	33100	28700
Зона сплавлення	4230	2680	3980	2500	23000	17000	19500	13900
Зона термічного впливу	5200	4230	4760	4760	32000	26700	28200	23700

процесу в різних зонах була неоднаковою. Так в ОМ та ЗШ за згинаючого моменту 50 Нм спад  $N_3$  був у межах 22...23 %, а за згинаючого моменту 29 Нм – 12,5...13,3 %. Найбільш помітне зменшення  $N_3$  становило відповідно ~ 37% і ~ 29% у ЗС. Для ЗТВ ці показники займали проміжне становище (~ 20% і ~ 17% відповідно). Докази полегшення поширення втомних тріщин у воді порівняно з повітрям одержали електроннофрактографічним аналізом зламів зразків X52 (рис. 3), який був проведений д.т.н., Д. Ю. Петриною.

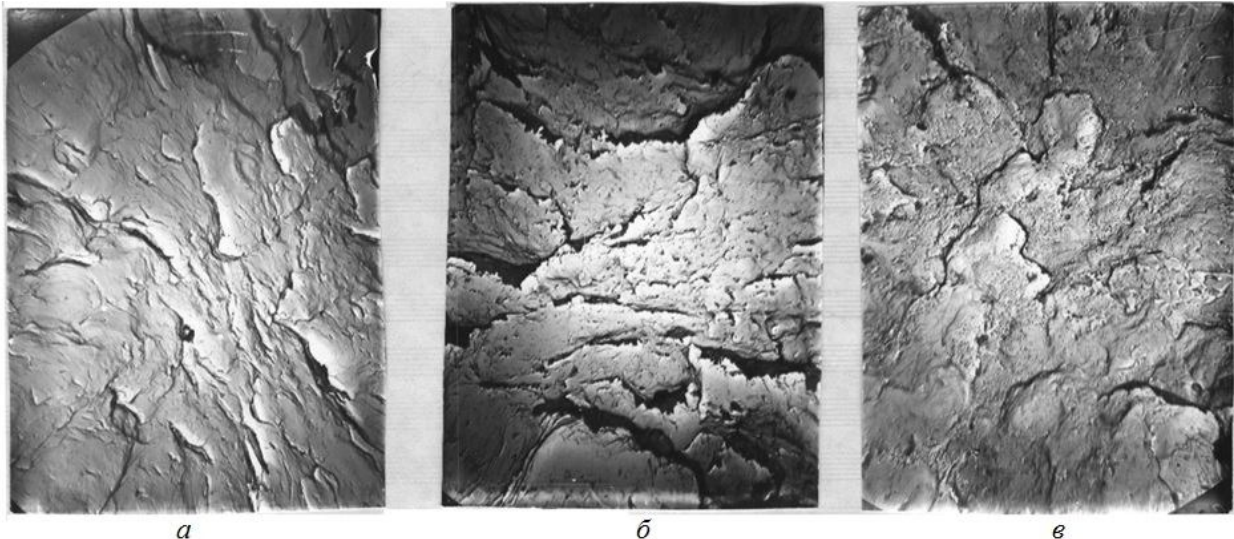


Рис. 3. Фрактограми зламів зразків, що відповідають втомному поширенню тріщини на повітрі (а) та у воді (б, в)

При випробуванні на повітрі на мікроповерхні руйнування переважають нерегулярні з багато чисельними розривами боріздки. Їх можна віднести до в'язкого типу. Будова цих боріздок свідчить про існування суттєвої мікропластичної деформації при поширенні тріщини в кожному циклі (рис. 3а).

Під дією дистильованої води характер підростання тріщини різко змінюється (рис. 3б і в). В цьому випадку появляються типові чітко окреслені крихкі фасетки (рис. 3б). Їх наявність підкреслюється частими поперечними виривами, які називаються вторинними тріщинами. В окремих випадках такі фасетки були декоровані слідами корозії (рис. 3в). Такий характер зламу є типовим для корозійно – втомного руйнування сталі та свідчить про те, що в присутності дистильованої води поширення тріщини полегшується.

Дослідження з оцінювання тріщиностійкості пришовної зони зварних з'єднань трубопроводів за статичних навантажень передбачали вивчення в'язкості руйнування матеріалу пришовної області зварних з'єднань із сталей X52 і 20 шляхом визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень  $K_{IC}$  ( $K_C$ ). Методичні особливості проведення експериментів викладені в роботі [6]. Випробування проводили на повітрі та у дистильованій воді. Одержані результати наведені в таблиці 2.

Таблиця 2. Значення в'язкості руйнування  $K_C$  для різних зон зварних з'єднань сталей X52 і 20

Зона з утвореною тріщиною	Сталь X52		Сталь 20	
	повітря	вода	повітря	вода
Основний матеріал	126	118	119	113
Зона шва	130	124	124	118
Зона сплавлення	114	106	106	100
Зона термічного впливу	122	115	115	109

Оскільки розміри зразків не забезпечували умови плоско деформованого стану для коректного визначення характеристики  $K_{IC}$ , то опір крихкому руйнуванню в умовах статичного розтягу зразків оцінювали параметром  $K_C$ . З аналізу результатів випливає, що статична тріщиностійкість  $K_C$  для пришовної області змінюється за такою ж послідовністю як і після втомних випробувань, але з меншими перепадами величин  $K_C$  для всіх зон зварного з'єднання. Так, якщо перепад  $N_3$  при випробуванні сталі X52 за  $M=50\text{Нм}$  на повітрі між зонами сплавлення та шва становив  $\sim 30\%$ , то перепад  $K_C$  для цих же зон був всього біля 9%.

Дистильована вода приводить до спаду значень  $K_C$  для всіх зон зварного з'єднання сталей X52 і 20. Однак цей спад невеликий і становив у середньому біля 5%. В той же час за втомних випробуваннях даний ефект був набагато сильніший (в межах від 12,5% до 37%). Очевидно це пояснюється тим, що при втомних випробуваннях весь час відбувається контакт матеріалу з середовищем і адсорбційна дія середовища проявляє себе протягом всього часу тренування зразка і, отже, поступового поширення тріщини. При короткочасних випробуваннях адсорбційна дія води проявляє себе тільки в початковий момент навантаження зразка.

З метою визначення в'язкості руйнування за параметром  $K_{IC}$  ми провели серіальні температурні випробування зварного з'єднання сталі X52 в ЗШ та ЗС. Ці зони були вибрані тому, що вони мали відповідно найбільше та найменше значення  $K_C$ . Як видно з рис. 4 криві залежності параметрів в'язкості руйнування ЗШ і ЗС від температури випробувань мають характер крихко – в'язкого переходу.

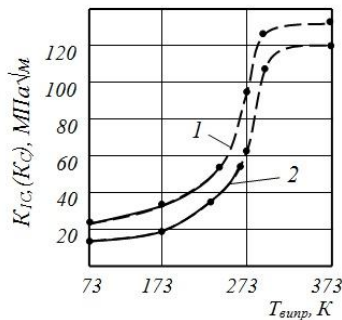


Рис. 4. Залежність характеристик в'язкості руйнування різних зон зварного з'єднання сталі X52 залежно від температури випробувань: 1 – зона шва; 2 – зона сплавлення

Відзначимо, що нижня критична температура крихкості ЗС зміщена вправо порівняно з ЗШ. Це вказує на підвищену чутливість ЗС до холодноламкості. З підвищенням температури випробувань величини  $K_{IC}$  для обох зон різко зростають. Коли  $K_{IC}$  досягає значення  $\sim 55$  МПа умови плоского деформування перестають виконуватися і оцінка цього параметру стає недостовірною. Тому з подальшим підвищенням температури випробувань в'язкість руйнування ЗШ і ЗС оцінюється за характеристикою  $K_C$  (пунктирні лінії на кривій). З рис. 4 видно, що свого критичного значення  $K_{IC}=55$  МПа ЗС досягає при  $T_{випр} \approx 260$  К, а ЗШ при  $T_{випр} \approx 235$  К. Різниця між

цими температурами в  $\sim 25$  К ще раз підтверджує про більшу схильність ЗС до крихкого руйнування, ніж ЗШ.

В роботі [8] дана науково обґрунтована основа доцільності оцінювання опору поширення тріщини трубної сталі 17Г1С за  $\delta_K$  – критерієм. Оскільки за звичних температур роботи магістральних трубопроводів провести оцінку в'язкості руйнування за  $K_{1C}$  різних зон зварного з'єднання неможливо, нами зроблена спроба здійснити таке оцінювання за критерієм  $\delta_K$ . Результати цього експерименту наведені в таблиці 3.

Таблиця 3. Значення в'язкості руйнування  $\delta_K$  для різних зон зварного з'єднання сталі X52

Середовище	Зона з утвореною тріщиною			
	Основний матеріал	Зона шва	Зона сплавлення	Зона термічного впливу
Повітря	0,196	0,203	0,168	0,181
Вода	0,184	0,184	0,156	0,175

З приведених в таблиці 3 даних випливає, що в'язкість руйнування  $\delta_K$  для пришовної зони змінюється за такою ж послідовністю, як і за випробувань на  $K_C$ . Це підтверджує доцільність використання  $\delta_K$  – критерію для оцінювання в'язких властивостей різних зон зварного з'єднання трубопроводів.

**Висновки.** Встановлені особливості прояву та оцінювання конструктивної в'язкості різних зон зварних з'єднань нафто– і газопроводів за сумісної дії механічних навантажень, робочих температур і середовищ.

1. Механіка руйнування та міцність матеріалів: Довідн. посібник / Під заг. ред. В.В. Панасюка. Т.11: Міцність і довговічність нафтогазових трубопроводів і резервуарів / Г. М. Никифорчин, С. Г. Поляков, В. А. Черватюк [та ін.] / Під ред. Г. М. Никифорчина. – Львів: Спалах, 2009. – 504 с.
2. Петрина Д. Ю. Оцінювання деградації зварних з'єднань сталі 17Г1С магістрального трубопроводу / Д. Ю. Петрина // Науковий вісник Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу. – 2010. – № 3 (25). – С. 76-85.
3. Цирульник О. Т. Деградація властивостей металу зварного з'єднання експлуатованого магістрального газопроводу / О. Т. Цирульник, В. А. Волошин, Д. Ю. Петрина [та ін.] // Фіз.-Хім. механіка матеріалів. – 2010. – № 5. – С. 55-59.
4. ГОСТ 9454-60. Метод определения ударной вязкости. – М.: Изд-во. стандартов, 1960. – 27 с.
5. РД 50-345-82. Методические указания. Расчёты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении. – М.: Изд-во стандартов, 1983. – 95 с.
6. ГОСТ 25.506-85. Расчёты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении. – М.: Изд-во. стандартов, 1985. – 62 с.
7. Ведомственные строительные нормы: ВСН 006-89. Сварка и контроль качества сварных соединений при сооружении магистральных газопроводов. – Утв. Миннефтегазстрой СССР 14.03.89. – М. – 1989. – 192 с.
8. Оцінка тріщиностійкості магістральних трубопроводів з позиції  $\delta_H$ -моделі / Є. І. Крижанівський, В. П. Рудко, О. О. Онищук, Д. Ю. Петрина // Науковий вісник Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу. – 2002. – № 2(3). – С. 66-73.

Стаття надійшла до редакції 20.09.2014.

**Н. Т. Рудь, Т. В. Романець**

*Луцький національний технічний університет*

## **ФОРМУВАННЯ ЦІНИ НА ПРОДУКТИ ІННОВАЦІЙНОЇ ДІЯЛЬНОСТІ**

*В статті розглянуто особливості та методичні підходи до формування ціни на інноваційну продукцію. Визначено вплив ринкових цін на продукцію інноваційної діяльності, проаналізовано теоретичні аспекти ціноутворення та запропоновано заходи щодо удосконалення методики ціноутворення.*

*Ключові слова: ціна, ціноутворення, інноваційна діяльність, конкурентоспроможність продукції, інноваційна продукція.*

*Табл. 1. Літ. 7.*

**Н. Т. Рудь, Т. В. Романець**

## **ФОРМИРОВАНИЕ ЦЕНЫ НА ПРОДУКТЫ ИННОВАЦИОННОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ**

*В статье рассмотрены особенности и методические подходы к формированию цены на инновационную продукцию. Определено влияние рыночных цен на продукцию инновационной деятельности, проанализированы теоретические аспекты ценообразования и предложены меры по совершенствованию методики ценообразования.*

*Ключевые слова: цена, ценообразование, инновационная деятельность, конкурентоспособность продукции, инновационная продукция.*

**N. T. Rud, T. V. Romanets**

## **PRICE ASSESSMENT ON THE INNOVATIVE'S ACTIVITY PRODUCTS**

*Innovative products pricing is one of the most important branch management's research methodological problems in terms of regular price increases for logistical, labor, information and energy resources.*

*Efficiency of individual enterprises and socio-economic progress of society largely depends from the innovative products objective evaluation and reasonable price establishin' for it. With the transition to market economy contractual prices are reasonable only in the face of advanced competition.*

*It is important to take into account consumer properties of the new vehicles, (derived effect on unit costs) during determining the price on it. The production contract (base) price set on the technical vehicles which are producing for one-time and individual orders, as well as new or first mastered, considering the efficiency of production and application of this product.*

*In the modern theory of pricing seen simplistically as a result of marketing taking into account the certain factors functional interaction and located at the intersection of demand and supply curves. It does not explain the connection of prices and innovative product consumers. Thereby, the reasonable pricing mechanism developing problem are appears for company's innovative products based on their industry sector and the relationship between supply and demand in the marketplace for them.*

*It is important to consider consumer properties (operational efficiency) on the new equipment during determining prices on it. For innovative products it is advisable to take into account the economic processes taking place both in production and in consumption, since they relate to the first of them - the origin (costs), and the second - operation (exploitation effect).*

*It should be noted that consideration of the evaluation of innovative products companies need to implement two interrelated aspects, namely in terms of:*

- 1) setting reasonable prices for such products,*
- 2) evaluating the production projects economic efficiency and this product purchase.*

*The relationship of these two aspects of the innovative production evaluation are conditioned by the fact that price of such products should, on the one hand, be established based on the need to ensure the proper functioning of the profitability of manufacturers - companies and, on the other hand, is directly dependent on the size of the hoped for economic benefit that consumers receive these products from use in its own business activities.*

*Thus, the price is the result of a number of factors, different in their nature and structure. It makes invisible line ending production or manufacture of products, by changing various parameters and characteristics of the site, they should be considered and evaluated, and then reflected in the price index.*

*Analysis of existing pricing methods shows that in innovative products price determining order to achieve high accuracy of definition, it is necessary to analyze a large number of technical and economic parameters, conduct further analysis of the results, taking into account those factors, limitations and conditions (political, social and economic character) that effect on the pricing, but cannot always be taken into account during mathematical models constructing.*

*Keywords: price, pricing, innovation, competitiveness of products, innovative products.*

**Постановка проблеми.** Науково-технологічний прогрес супроводжується хвилею базисних інновацій в авангардних країнах світу. На протигагу цьому в економіці України є значне технологічне відставання, яке становить загрозу її безпеці. Для його подолання необхідно перейти до інноваційної моделі, спрямованої на стратегію «інноваційно-технологічного прориву», коли інновації виступають як «точки росту» у циклічному процесі загальної модернізації. Адекватним механізмом функціонування й розвитку інновацій виступає ринок інновацій. Процес його становлення в Україні відбувається з численними перешкодами, від усунення яких залежить успіх інноваційного розвитку та забезпечення безпеки національної економіки.

В сучасних умовах розвитку економічних відносин для забезпечення конкурентоспроможності на ринку збуту суб'єкт господарювання має налагодити ефективний механізм ціноутворення, що прямо впливає на його кінцевий фінансовий результат. Необгрунтоване використання методів ціноутворення або відмова від управління цінами обертається завжди негативним результатом для розвитку. Фундамент української системи ринкового ціноутворення закладається надто повільно, що багато в чому дезорієнтує підприємства, які випускають інноваційну продукцію, оскільки для інноваційної продукції, що купується як довгострокові інвестиції споживача, договірна ціна є визначальним фактором. Конкурентоспроможність визначає вартість життєвого циклу продукції у споживача, включаючи договірну ціну, витрати в процесі експлуатації, витрати на капітальні ремонти. В умовах інноваційного сучасного виробництва деякі класичні принципи ціноутворення, в тому числі еластичність цін продукції, слід розглядати критично, враховуючи, що «конкурують» не ціни, а вартість життєвих циклів аналогів.

У сучасній теорії ціни її встановлення розглядається вкрай спрощено, як результат маркетингу з врахуванням функціональної взаємодії певних факторів і знаходяться на перетині кривих попиту та пропозиції, що не пояснює зв'язок ціни й споживчих властивостей інноваційної продукції. Виправлення, які складаються роками ціновими диспропорціями в промисловості повинні спрямовуватися на обгрунтування і моделювання, в першу чергу, життєвого циклу, як важливої умови забезпечення конкурентоспроможності продукції, орієнтації виробництва на завоювання споживача за рахунок якості, тобто економічності експлуатації виробу.

У зв'язку з цим постає актуальна проблема розробки обгрунтованого методу встановлення цін на інноваційні види продукції підприємств з урахуванням їхньої галузевої належності та співвідношення між попитом і пропозицією на них на певному ринку.

**Аналіз останніх досліджень, у яких започатковано вирішення проблеми.** Дослідженням проблем ціноутворення та інноваційних процесів займаються як вітчизняні, так і зарубіжні вчені: Антонюк Л. Л., Артус М. М., Багриновский К. А., Безкоровайна С. В., Бокулева М. О., Іванова Р. Х., Кардаш В. Я., Ліпсіц І. В., Павленко І. А., Поручник А. М., Ромашова Е. А., Савчук В. С., Тарасевич В. М., Фірсанова О. В., Шафалюк О. К. та інші.

Так, М. О. Бокулева [1, с. 11] запропонувала методика визначення компромісного рівня ціни на інноваційну продукцію підприємств, яка дає виробнику змогу збільшити прибутковість виготовлення цієї продукції, базуючись на параметрах попиту та пропозиції на неї, зокрема враховуючи коефіцієнти її еластичності. Автором запропоновано методика встановлення конкурентної ціни інноваційної продукції, яка передбачає побудову кореляційно-регресійного рівняння, що пов'язує рівень такої ціни із техніко-економічними параметрами експлуатації відповідної продукції. Однак, такий підхід не завжди може бути застосований у зв'язку із великою номенклатурою та відносно невеликим обсягом виготовлення більшості видів інноваційної продукції. Дана методика, оперуючи лише мікроекономічними характеристиками відповідних товарних ринків, не враховує при цьому експлуатаційні показники машинобудівної продукції, що не дає можливості у повній мірі оцінити зиск, який отримує потенційний споживач від її придбання. Подібний підхід застосований Подмишальською Ю.В [2, с. 10], де методика стратегічного ціноутворення на інноваційну продукцію базується переважно на встановленні ціни виробника, тоді як сподіваний ефект споживача від цієї продукції практично не враховується.

**Метою статті** є дослідження сутності, функцій і ролі ринкових цін та визначення на їх основі стратегій і принципів ціноутворення на інноваційну продукцію.

**Виклад основного матеріалу.** Управління інноваційною діяльністю підприємств у ринкових умовах господарювання вимагає уточнення сфери використання відомих критеріїв ефективності інноваційної продукції та розгляду питання ціноутворення на таку продукцію. Від об'єктивності оцінки інноваційної продукції та від встановлення обгрунтованої ціни на неї значною мірою залежить ефективність роботи окремих підприємств та соціально-економічний прогрес суспільства в цілому [2, с. 3].

Центральне місце серед економічних методів управління належить ціноутворенню, оскільки саме через ціни забезпечується реалізація основних результатів діяльності підприємства. Рівень цін на інноваційну продукцію стає одним з основних параметрів ринкової поведінки підприємства, а активна цінова політика – одним з основних напрямів його діяльності.

Діюча на протязі останніх років методологія ціноутворення на інноваційні товари виходить із того, що ціни повинні враховувати не лише економічно обгрунтовані витрати на виробництво продукції, але й економічну ефективність застосування в національній економіці інноваційної



продукції у порівнянні з раніше освоєною. При цьому об'єктивним критерієм ефективності нової техніки і економічної обґрунтованості її ціни слугує отриманий економічний ефект. Проте не всі переваги нової техніки у порівнянні із замінюваною, аналогічною можуть бути виражені у вигляді економічного ефекту.

Підприємство випускає інноваційну продукцію у вигляді нової продукції, технології, сировини, послуг, робіт, методів організації й управління, що володіють певними (відповідно до вимог підприємства) характеристиками.

Ціноутворення інноваційної продукції є однією з найбільш важливих методичних проблем галузевого управління науково дослідними роботами в умовах систематичного зростання цін на матеріально-технічні, трудові і паливно-енергетичні ресурси.

Економічне обґрунтування рівня цін на інноваційну продукцію містить:

– аналіз ефективності застосування продукції інноваційного призначення, в якій реалізуються результати наукової розробки і зіставлення зі всіма можливими альтернативними варіантами;

– визначення договірної ціни на інноваційну продукцію, що відображає розрахункові інтереси споживачів (замовників) і розробників інноваційної продукції.

Досить часто інноваційна продукція не може існувати сама по собі, без супроводжувальних дій виробника. Саме тому на інноваційну продукцію застосовується методика ціноутворення, яка полягає в тому, що ціна на інноваційну продукцію враховує не лише ціну власне самого товару, але й вартість послуг, які будуть надаватися у процесі експлуатації інноваційної продукції. Використання інноваційної продукції має забезпечувати зниження вартості одиниці продукції на одиницю корисного ефекту.

Основою для розробки науково-технічної продукції звичайно є договір, укладений між науковою організацією та замовником. У договорі обов'язково фіксується ціна науково-технічної продукції, що має розроблятися. Розрахунок ціни оформляється спеціальним протоколом, що додається до договору.

При обґрунтуванні договірної ціни сторони виходять із принципу економічної вигідності як для виконавця проекту, так і для замовника. Це означає, що договірна ціна науково-технічної продукції ( $C_d$ ) повинна знаходитись у певних рамках. Знизу вона обмежується так званою нижньою межею, що визначається за допомогою витратного методу:

$$C_{\text{нм}} = C + C \cdot R_c,$$

де  $C_{\text{нм}}$  – нижня межа ціни;

$C$  – узгоджена із замовником розрахункова собівартість науково-технічної продукції;

$R_c$  – розрахункова рентабельність (до собівартості).

Зверху ціна обмежується верхнього межею, що безпосередньо пов'язана з величиною економічного ефекту:

$$C_{\text{вм}} = \epsilon_{\text{інт.}} \cdot (1 - k_j),$$

де  $C_{\text{вм}}$  – верхня межа ціни;

$\epsilon_{\text{інт.}}$  – інтегральний економічний ефект;

$k_j$  – частка економічного ефекту, яка дозволить замовнику забезпечити попередній рівень розрахункової рентабельності в період використання (виробництва) науково-технічної продукції.

При цьому важливо, щоб  $C_{\text{вм}} > C_{\text{нм}}$ , так як в протилежному випадку науково-технічна продукція буде розглядатись як економічно неефективна.

Що стосується договірної ціни, то вона виступає за цих умов в якості компромісної категорії, оскільки її величина багато в чому залежить від розміру тієї частини економічного ефекту, яка включається в договірну ціну, тобто, від  $\Delta \epsilon_{\text{інт.}}$ :

$$C_d = C_{\text{нм}} + \Delta \epsilon_{\text{інт.}}$$

де  $C_d$  – договірна ціна науково-технічної продукції.

Величина  $\Delta C_{\text{нт}}$  визначається сторонами (замовником та виконавцем) шляхом взаємних узгоджень. Чим вища частка  $\Delta C_{\text{нт}}$  в  $C_{\text{нт}}$ , тим вигідніші будуть такі ціни для виконавців, і навпаки: чим нижча частка  $\Delta C_{\text{нт}}$  в  $C_{\text{нт}}$ , тим більшу вигоду отримують замовники.

З метою забезпечення відносного здешевлення нової техніки необхідно, щоб ціна нової техніки була меншою, ніж ціна базової з врахуванням росту продуктивності нової техніки і терміну її служби:

$$C_{\text{нт}} < C_{\text{б}} \cdot K_{\text{п}} \cdot K_{\text{д}},$$

де  $K_{\text{п}} = \frac{B_{\text{нт}}}{B_{\text{б}}}$  – коефіцієнт підвищення продуктивності нової техніки в порівнянні з базовою;

$$K_{\text{д}} = \frac{T_{\text{нт}}}{T_{\text{б}}} \cdot K_{\text{к}} \quad \text{– коефіцієнт підвищення довговічності або напрацювання на відмову}$$

(збільшення терміну служби нової техніки враховується тільки і випадку, коли він не перевищує строку морального старіння виробу):

$K_{\text{к}}$  – коефіцієнт коригування.

Величина коригувального коефіцієнта залежить від частки вартості капітального ремонту в початковій вартості об'єкта, і визначається за формулою:

$$K_{\text{к}} = 1 - \frac{C_{\text{кр}}}{C_{\text{нт}}},$$

де  $C_{\text{кр}}$  – вартість проведення капітального ремонту, грн.

Формула показує, що ціна нової техніки на одиницю корисного ефекту має бути меншою, ніж ціна базової. Для забезпечення цієї умови вводиться коефіцієнт здешевлення (0,85–0,9).

Тоді правильність визначення ціни нової техніки перевіряється за формулою:

$$C_{\text{нт}} = 0,9 C_{\text{б}} \cdot K_{\text{п}} \cdot K_{\text{д}}.$$

Як видно, економічна ефективність нової техніки залежить від оптових цін на неї. Оптова ціна нового виробу повинна забезпечити йому рентабельність не нижче досягнутого рівня при виготовленні техніки, яка знімається з виробництва; для споживача – меншою на одиницю корисного ефекту.

Реалізація на практиці ціноутворення положення про здешевлення нової техніки на одиницю корисного ефекту, як економічне вираження науково-технічного прогресу в національній економіці, передбачає співставлення рівня цін і всієї сукупності техніко-економічних параметрів нової продукції у порівнянні із базовою, аналогічною.

Для забезпечення зниження ціни нової техніки на одиницю корисного ефекту необхідно, щоб приріст параметрів нової продукції у порівнянні із продукцією, що випускається випереджував приріст ціни (витрат). Здешевлення ж нової техніки на одиницю продуктивності (потужності) передбачає співставлення ціни і зміни показника продуктивності (потужності). Результати цих співставлень можуть мати і мають місце на практиці різний результат, який залежить, в основному, від структури корисного ефекту: чим більша частка корисного ефекту нової техніки пов'язана з показником продуктивності, тим ближче абсолютне значення і динаміка цін на одиницю корисного ефекту та на одиницю продуктивності (потужності).

Слід відмітити, сьогодні існує така ситуація, що ціноутворення на інноваційну продукцію приводить до того, що ріст вартості нової техніки, як правило, випереджує приріст її продуктивності. В результаті нові вироби в розрахунку на одиницю продуктивності коштують дорожче, ніж та, що раніше випускалась, хоча на одиницю корисного ефекту вони дешевше. Наслідком цього факту є ріст фондомісткості і зниження фондівіддачі при використанні нової техніки, що, безумовно, здійснює негативний вплив на фінансово-економічні показники підприємства.

При визначенні ціни на товари інноваційного характеру необхідно враховувати фактори, які наведені в таблиці 1[4, с. 34].



Процес ціноутворення також залежить від обраної загальної стратегії розвитку підприємства, що впливає із його цілей і завдань на ринку.

Слід відзначити, що питання оцінювання інноваційної продукції підприємств потрібно здійснювати у двох взаємопов'язаних аспектах, а саме:

1) з точки зору встановлення обґрунтованого рівня цін на таку продукцію для споживача;

2) з точки зору оцінювання економічної ефективності інноваційних проектів виробництва та експлуатації цієї продукції.

Взаємозв'язок цих двох аспектів оцінювання інноваційної продукції підприємств зумовлений тим, що ціна такої продукції повинна, з одного боку, встановлюватися, виходячи із необхідності забезпечення належного рівня прибутковості функціонування її виробників – підприємств, а, з іншого боку, безпосередньо залежати від сподіваного розміру економічного ефекту, який отримують споживачі цієї продукції від використання її у власній господарській діяльності [4, с. 6].

Таблиця 1. Фактори впливу на ціноутворення

Фактори	Основна характеристика
1. Середня ціна виробництва	Базовий фактор для формування ціни, що включає собівартість виготовлення і збуту інноваційного продукту, а також середній прибуток для даної галузі.
2. Співвідношення попиту і пропозиції	Як правило, на продукти інноваційної діяльності попит перевищує пропозицію, що дозволяє коректувати ціну щодо базової у бік збільшення.
3. Неринкове регулювання ціни	Ціна на продукцію інноваційної діяльності формується з урахуванням платоспроможного попиту і фактора тимчасовості.
4. Стан грошової сфери	На ціну інноваційної продукції впливає курс національної валюти відносно вільно конвертованих валют. Зниження курсу створює умови для збільшення ціни, а при зростанні □ спаду ціни.
5. Обсяг постачання за даною операцією	Чим вищий обсяг постачання, тим нижчі постійні витрати з розрахунку на одиницю продукту і, відповідно, повна собівартість.
6. Цільовий сегмент ринку	В умовах, коли відсутній навіть єдиний український ринок, існує можливість встановлювати ціни залежно від замовника.
7. Конкуренто-спроможність	Визначається на основі встановлення ступеня задоволеності споживачів даним продуктом при даній ціні. Параметри: нормативні, технічні і економічні.
8. Умови постачання	Ціна продукту залежить від частини витрат, що включаються до собівартості і, відповідно, до ціни. Ціна на продукцію, яку покупець вивозить сам з місця виробництва, мінімальна в порівнянні з продукцією, яка утримується на умовах його доставки на місце споживання.
9. Тиражованість	Унікальні інноваційні розробки, виконані за вимогами конкретного замовника, як правило, не можуть тиражуватися або вимагають великих витрат на адаптацію. Відносно стандартні науково-технічні продукти можуть тиражуватися.
10. Умови платежу, форма розрахунків.	Формою розрахунку є поетапна оплата робіт. Залежно від того, як розподіляються суми між етапами і як, відповідно, фінансується виконання робіт, хто бере на себе основні витрати з кредитування проекту, залежить кінцева ціна розробки.

Спробу розробити методику встановлення рівноважної ціни на інноваційну машинобудівну продукцію здійснено авторами робіт. При цьому у роботі [4, с. 12] з цією метою вводиться коефіцієнт розподілу економічного ефекту між виробником та споживачем нової продукції, який, на думку самого автора роботи, не може бути чітко регламентованим і його величина повинна встановлюватися у результаті переговорів між виробником нової продукції із замовником. На відміну від вказаного підходу Гришко В. А. [6] обґрунтовує кінцевий вигляд аналітичного виразу для визначення ціни одиниці нової продукції, яку пропонується визначати за такою формулою:

$$Ц_{\text{нп}} = \left( Ц_{\text{с}} + 1 + \frac{1}{2} \times (Ц_{\text{со}} - С_{\text{с}} + 1) \times \frac{T}{T_3} - С_{\text{с}} + 1 \right) \times \frac{О_{\text{с}} + 1}{Е_{\text{н}}}, \quad (1)$$

де  $Ц_{\text{нп}}$  – початкова ціна одиниці нової техніки;

$Ц_{\text{с}}$ ,  $Ц_{\text{со}}$  – рівноважна ціна на продукцію підприємств – споживачів інноваційної продукції відповідно за старою та за новою технікою;

$С_{\text{с}}$  – собівартість одиниці продукції у споживачів інноваційної продукції за новою технікою;

$O_{c1}$  – натуральний річний обсяг виробництва продукції у споживачів інноваційної продукції за новою технікою;

$T$  – час від моменту появи нової техніки до моменту встановлення рівноваги на ринках;

$T_3$  – тривалість експлуатації нової техніки;

Враховуючи те, що підхід до встановлення рівноважної ціни на інноваційну продукцію, в основі своїй є достатньо обґрунтованим, його недоліком є те, що він не враховує фактор часу.

При суттєвому зростанні цін на інноваційні ресурси, що споживаються в процесі виробництва, ціни на інноваційну продукцію залишаються на рівні, який не забезпечує відшкодування спожитих ресурсів. Так, за 2012–2013 роки ціни на інноваційну продукцію зросли приблизно на 6,7%, тоді як на споживані в господарстві інноваційні ресурси промислового походження – на 18%. Такі тенденції обумовлюють необхідність врегулювання цих процесів через відповідні важелі цінової політики [5, с. 244].

Таким чином, необхідним є поєднання в одному методичному підході двох наукових напрямів: методів ціноутворення на інноваційну продукцію та способів оцінювання ефективності інновацій загалом і інноваційних проектів зокрема. Знання механізму утворення економічного ефекту від освоєння інноваційної продукції виробничого призначення дозволяє побудувати дієвий механізм ціноутворення на таку продукцію, який би враховував інтереси як виробників, так і споживачів даної продукції.

Для підприємств, діяльність яких характеризується підвищеним ризиком – займаються інноваційною діяльністю, залежать від кліматичних умов тощо можна застосовувати метод який відповідає “інноваційним умовам ціноутворення”.

Основний зміст методичного підходу такий: базовим елементом ціноутворення є врахування трьох видів потужності – з позицій економіки  $N_e$ , менеджменту  $N_m$  і нормальної  $N_n$ ; потужність підприємства з позицій менеджменту прийматиметься як відома величина; нормальна потужність підприємства, яка відповідає середній величині попиту, на нашу думку, має визначатись маркетологами; всі показники, які використовуються для розрахунку ціни, мають бути доступними, щоб встановлення їхнього значення не викликало жодних ускладнень; найбільшою складністю при ціноутворенні є обґрунтування величини нормального (достатнього) прибутку  $\Pi_n$ .

Розглянемо визначення “інноваційної ціни” для серійного випуску продукції [7, с. 132].

1. Встановлюється значення валового випуску продукції за варіантом групування потужностей для серійного виробництва, тобто коли всі види потужності різні.

1.1. Оскільки числове значення економічної потужності невідоме, то передусім необхідно його визначити за формулою:

$$N_e = N_n - (N_m - N_n) = 2 N_n - N_m. \quad (2)$$

1.2. Визначається річна величина умовно-змінних витрат  $N_{zm}$  для такого значення економічної потужності  $N_{ei}$ :

$$N_{zm} = N_{ei} \cdot P_{zm} \quad (3)$$

1.3. Валовий випуск продукції  $N_{vi}$ :

$$N_{vi} = N_{pv} + N_{zm} + \Pi_n, \quad (4)$$

2. Нормальна ціна продукції визначається за формулою:

$$N_{np} = N_{vi} / N_{ei} \quad (5)$$

Треба враховувати той факт, що встановлення рівноважної ціни на продукцію відбувається, як правило, не миттєво, а поступово у міру того, як технологія виробництва цього виду продукції поширюється на підприємствах галузі. Доки рівновага на ринку цієї продукції не встановилася, її виробники отримують надприбуток – різницю між фактичною ціною на неї та фактичними витратами. Власне, отримання цього надприбутку і спонукає підприємства до розробки та виробництва інноваційних видів продукції.

Аналогічно розраховується ціна і для масового (конвеєрного) виробництва продукції, але у такому разі існують відповідні особливості. Передусім змінюються вихідні дані. Оскільки при такому виготовленні продукції змінювати потужність неможливо, то немає сенсу (точніше теоретично необґрунтовано) планувати максимальний випуск продукції (потужність з позицій менеджменту) більшим від середнього попиту – нормальної потужності.

Якщо припустити, що для розрахунку “інноваційної ціни продукції” економічна потужність підприємства буде такою, як і в попередньому випадку, то числові значення цієї ціни також будуть однаковими. Може скластись помилкове враження необхідності відокремленого розгляду серійного і масового виробництва, якщо ціни у них визначаються однаково. Хибність

цього твердження полягає в тому, що приймається рішення, виходячи з розгляду окремого явища – визначення ціни.

Але ж ціна, з одного боку, є результуючим показником взаємодії різних економічних процесів, а з другого, – впливає на кількісне значення більшості із них. Тому робити обґрунтований висновок можна тільки на підставі виконання комплексного дослідження [7, с. 133].

Інакше цей процес відбуватиметься при “інноваційному ціноутворенні” і у такому разі економічний прибуток має тільки додатне значення, а отже на підприємстві завжди отримуватимуть надприбуток. Тому цей метод ціноутворення нами рекомендується застосовувати для підприємств з підвищеним рівнем ризику виробничої діяльності. Цей надприбуток виступатиме як компенсатор витрат у період виникнення форс-мажорних ситуацій.

У роботі [2, с. 135] відмічається, що при стратегічному плануванні ціни продукції необхідно враховувати різноманітні чинники і економічні процеси, які безпосередньо або опосередковано впливають на її величину. Це важливо ще й тому, що сама ціна продукції також впливатиме на значну кількість економічних показників і процесів. Тому цей комплексний діалектичний процес можна дослідити тільки із застосуванням тривимірних цінових просторів, у яких виникає можливість здійснювати перехід від вартісної площини до натуральної або цінової з обґрунтуванням всіх складових елементів ціни.

У рамках фірмового сервісу в умовах ринкових відносин ціна інноваційної продукції повинна визначатися величиною економічного ефекту, який проявляється у процесі експлуатації товару і залежить від його техніко-економічних показників. Споживач, купуючи інноваційний товар, прагне забезпечити собі додаткову користь. Очікуваний ефект небайдужий і виробнику інноваційного товару. Він по праву претендує на отримання його певної частини, яка повинна визначати дійсну ціну товару, що продається.

Освоєння діючими підприємствами інноваційної продукції спричиняє зміну поточних витрат у споживача, частиною яких є витрати з його експлуатації. Таким чином, в ціні споживання враховуються не змінні витрати на виробництво інноваційної продукції, а лише їх деяка частина. Це підтверджує думку про те, що ціна споживання інноваційного продукту – це спрощений оцінний показник його ефективності, що враховує тільки зміну експлуатаційних витрат, а тому менш об'єктивний, чим показник економічного ефекту.

Створення в сучасних умовах нових видів продукції призводить також до покращення умов під час її застосування, тобто забезпечується соціальний ефект, що сприяє кращому і ефективнішому використанню трудових ресурсів, зменшує напруженість праці, скорочує професійну захворюваність, робить працю більш привабливою. Забезпечення соціального ефекту освоєння нової техніки призводить, як правило, до зростання суспільно необхідних витрат на її виробництво. Тому під час ціноутворення слід враховувати три сторони корисного ефекту інноваційної продукції: економічну, соціальну та екологічну.

Безумовно, якщо окремі елементи соціального ефекту, який реалізовується в національній економіці при освоєнні нової продукції, можуть бути зведені до економічної ефективності і кількісно виявлені та виміряні, їх можна розглянути як складову частину економічного ефекту і враховувати під час ціноутворення.

**Висновки і пропозиції.** Ціна є результатом дії великої кількості факторів, різних за своєю природою і структурою. Вона проводить невидиму межу закінчення виробництва або виготовлення виробів; тобто, яким би чином не змінювались різні параметри і характеристики об'єкта, всі вони повинні бути враховані й оцінені, а потім й відображені у ціновому показнику.

Аналіз існуючих методів ціноутворення показує, що при визначенні ціни на інноваційну продукцію для досягнення високої точності визначення, необхідно аналізувати велику кількість техніко-економічних параметрів, а також проводити подальший аналіз отриманих результатів з урахуванням тих факторів, обмежень і умов (політичного, соціального і економічного характеру), які впливають на формування ціни, але не завжди можуть бути враховані при побудові математичних моделей.

Під час встановлення цін на інноваційну продукцію підприємств необхідно одночасно аналізувати закономірності функціонування двох ринків, а саме: ринку певної інноваційної продукції та ринку продукції, що виготовляється за допомогою цієї продукції;

Встановлюючи ціни на нові види інноваційної продукції, доцільно задатися умовою рівності величини надприбутку споживачів цієї продукції до встановлення рівноваги на ринку та недоотриманого ними прибутку після встановлення цієї рівноваги.

Одержані аналітичні вирази для встановлення цін на інноваційну продукцію дають змогу якнайкраще узгодити інтереси її виробників та споживачів.

1. Бокулева М. О. Ціноутворення на інноваційну продукцію підприємств з урахуванням вимог споживачів / М. О. Бокулева // Держава та регіони. – 2009. – № 2. – С. 13 □ 19.
2. Подмишальська Ю. В. Стратегічне ціноутворення на підприємствах: автореферат дис. на здобуття наукового ступеня к.е.н. / Ю. В. Подмишальська – Запоріжжя: 2009. – 22 с.
3. Рудь. Н. Т. Економічне обґрунтування наукових розробок: навч. посібник [Текст] / Н.Т. Рудь. – Луцьк: РВВ ЛДТУ, 2008. – 196 с.
4. Набок І. І. Ціноутворення на інноваційний продукт підприємства: автореферат дис. на здобуття наукового ступеня к.е.н. / І. І. Набок. – Запоріжжя: 2008. – 22 с.
5. Інноваційні засади та виміри стратегічного розвитку підприємств України: кол. монографія. / І. Л. Петрова, З. М. Борисенко, Н. І. Дишлюк та ін.; За наук. ред. проф. І. Л. Петрової. – К.: ВНЗ «Університет економіки та права «КРОК», 2012. □ 355 с.
6. Гришко В. А. Моделювання процесу формування цін на інноваційну продукцію машинобудівних підприємств / В. А. Гришко, О. Ю. Ємельянов, І. З. Крет // Вісн. Нац. у-ту «Львівська політехніка». – Серія «Логістика». – 2008. – № 633. – С. 153–157.
7. Загорецька О. Я. Формування цін виробників інноваційної продукції: дис. на здобуття наукового ступеня к.е.н. / О. Я. Загорецька. – Львів: 2011. □ 214 с.

Стаття надійшла до редакції 17.10.2014.

**І. В. Савош, Р. Г. Редько, О. Ю. Повстяной**

*Луцький національний технічний університет*

### **СПЕЦІАЛЬНЕ ОСНАЩЕННЯ ДЛЯ ОДНОШПИНДЕЛЬНИХ ТОКАРНО-РЕВОЛЬВЕРНИХ АВТОМАТІВ**

*В статті розглянуто технологічний процес обробки деталей на токарних автоматах. Проаналізовано умови, при яких забезпечується висока точність обробки заготовок та досягається максимальна продуктивність верстата. Представлено токарно-револьверні автомати зі спеціально встановленим приспособленням, а також описано процес обробки деталей на даних автоматах.*

*Ключові слова: продуктивність, точність, заготовка, технологічний процес, токарно-револьверний автомат, спеціальне приспособлення.*

*Рис. 4. Літ. 6.*

**И. В. Савош, Р. Г. Редько, А. Ю. Повстяной**

### **СПЕЦИАЛЬНАЯ ОСНАСТКА ДЛЯ ОДНОШПИНДЕЛЬНЫХ ТОКАРНО-РЕВОЛЬВЕРНЫХ АВТОМАТОВ**

*В статье рассмотрен технологический процесс обработки деталей на токарных автоматах. Проанализированы условия, при которых обеспечивается высокая точность обработки заготовок и достигается максимальная производительность станка. Представлены токарно - револьверные автоматы со специально установленным приспособлением, а также описан процесс обработки деталей на данных автоматах.*

*Ключевые слова: производительность, точность, заготовка, технологический процесс, токарно-револьверный автомат, специальная оснастка.*

**I. Savosh, R. Redko, A. Povstyanoy**

### **SPECIAL EQUIPMENT FOR SINGLE-SPINDLE LATHE TURRET MACHINES**

*The article considers the technology of processing of details on turning machines. Analyzed the conditions under which ensures high precision of machining of blanks and maximizes the productivity of the machine. Presents turning - revolving automatic machines at a specific device, and describes the process of treatment of details on these machines.*

*Keywords: performance, accuracy, procurement, technological process, turning-revolving automatic, special equipment.*

**Постановка проблеми.** Для комплексної автоматизації технологічного процесу обробки на одношпindelних токарних автоматах вводяться допоміжні операції (свердління, фрезерування, розгорткування, різьбонарізання і т. п.). Ці операції використовуються як для відрізування деталі від прутка (головками, встановленими на супортах і в револьверному барабані), так і після (приспособленнями, винесеними із зони токарної обробки).

В першому випадку забезпечується висока точність взаємного розміщення поверхонь деталі, так як при їх обробці зберігається єдина технологічна база; однак збільшується цикл обробки (допоміжні операції виконуються при зупиненому шпинделі автомата), зменшуються продуктивність і термін служби автомата (через допоміжні включення і відключення).

У другому випадку збільшується продуктивність автомата, так як машинний час допоміжних операцій поєднується з часом проточування наступної заготовки. Однак при цьому порушується єдність технологічної бази і знижується точність взаємного розміщення поверхонь деталі, що обмежує технологічні можливості даного варіанту обробки.

**Мета дослідження.** Для забезпечення високої точності і продуктивності при обробці деталей, що представлені на рис. 1, на одношпindelних автоматах були встановлені спеціальні головки і приспособлення, які дозволили зберегти єдину технологічну базу і обробляти заготовки без зупинки шпинделя. При цьому останній являвся приводом для свердел, фрез, мітчиків і іншого інструмента, який виконує кінцеві операції.

Фланець (рис. 1, а) виготовляють із прутка на роботизованому технологічному комплексі (рис. 2, а), який складається з токарно-револьверного автомату моделі 1М116, промислового робота моделі МП-9С і спеціального зенкувально-розгортуючого приспособлення. В гніздах револьверного барабану 15 (рис. 2, б) встановлені: двохшпindelна свердлильна головка 11, фрезерні головки 12 і 13, розточна головка 14 і тримачі 16 і 17 зі сверлами.

Головка 11 має корпус, що обертається 21, в якому, в свою чергу, обертаються два шпинделі 20 зі сверлами 18 і зубчасті колеса 22, що знаходяться в зачепленні з нерухомим

зубчастим колесом 23. Перед головкою розміщена кондукторна плита з двома підпружиненими повідками 26.

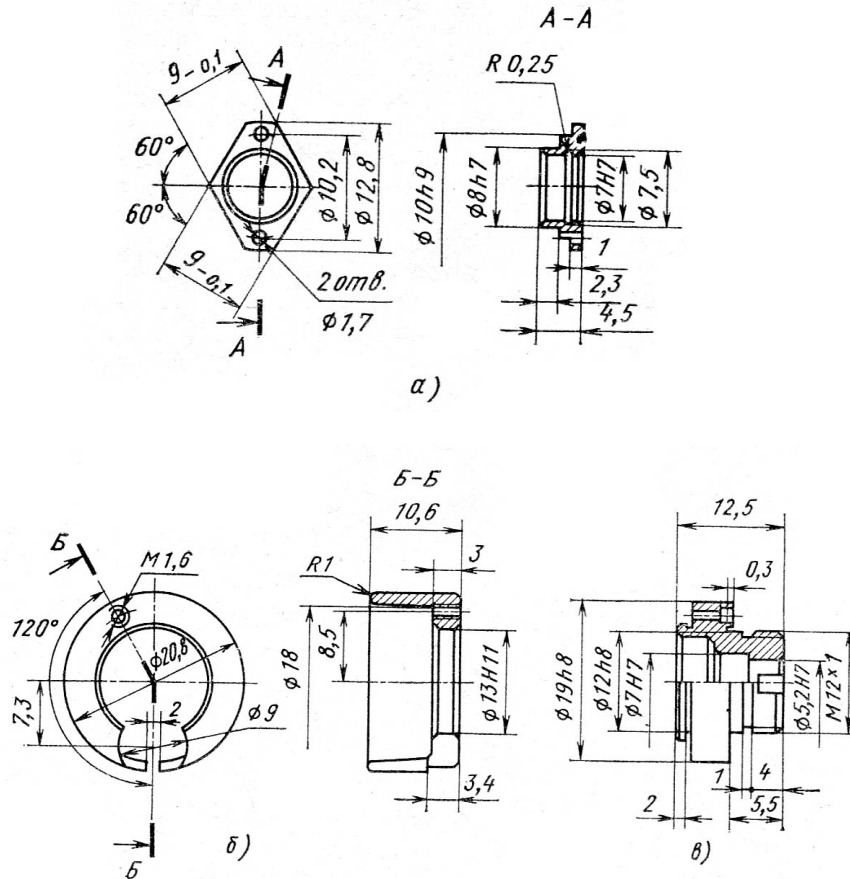


Рис. 1. Деталі, що обробляються на одношпindelних автоматах

Головки 12 і 13 мають водило 29, в якому обертається вал 28 з двома фрезами 25 і зубчастим кінцевим колесом 27, що знаходиться в зачепленні з нерухомим зубчастим колесом 24. Площини фрез в головках 12 і 13 повернуті на  $30^\circ$  відносно площини, що проходить через осі під пружинних повідків 26. На головці 14 встановлений різцетримач 31 з різцем 32 і упорним гвинтом 30. Різцетримач може повертатися навколо осі 33.

На шпindelній бабці автомата розташований робот 7, рука 6 якого несе захват 8 і сектор 5 зубчато-рейкового механізму ротації, що керується пневмоциліндром 10.

Поруч з автоматом змонтовано зенкувально-розгортуюче пристосування 4, шпindel 3 якого несе комбіновану зенкер-розвертку. Пристосування має посадочне місце 2 оброблюючої деталі і механізм 1 подачі.

Цикл обробки фланця включає в себе: подачу прутка на 7 мм; центрування отвору сверлом тримача 16; сверління отвору  $\varnothing 7$  мм сверлом тримача 17; підрізка переднього торця; проточування поверхонь  $\varnothing 12,8$  і 8 мм фасонним різцем супорта 9; кінцеві операції, які виконуються головками 11-14; відрізу деталі від прутка; обробку другого торця деталі.

Нижче наведена послідовність виконання допоміжних операцій. Для сверління двох отворів  $\varnothing 1,7$  мм головка 11 виводиться в робочу позицію, і револьверний супорт переміщається до шпинделя автомата. Частота обертання шпинделя (800 об/хв.) забезпечує плавне зімкнення повідків 26 головки з виступами 19 гайки 34 шпинделя. Виступи, захоплюючи повідки, повідомляють обертання корпусу 21, який за допомогою зубчастих коліс 22 і 23 змушує обертатися шпинделя 20 відносно прутка.

При подальшому переміщенні барабана повідки 26 входять в отвори гайки 34, і свердла 18 обробляють два отвори  $\varnothing 1,7$  мм при частоті обертання 1750 об/хв. Після сверління барабан відводиться, і корпус 21 зупиняється. Тоді в робочу позицію виводиться головка 12, яка подається до шпинделя автомата. Її повідки 26 входять в отвори гайки 34 і приводять в обертання водило, яке з допомогою зубчастих коліс 27 і 24 обертають вал 28 з фрезами 25. В кінці ходу

револьверного супорта фрези, обертаючись разом з прутком і одночасно навколо осі вала 28, фрезерують дві лиски в розмір  $9_{-0,1}$  мм. Для дотримання єдності технологічної бази положення цих лисок відносно отворів  $\varnothing 1,7$  мм задається положенням фрез відносно повідків 26 (голки 11 і 12 мають спільну базу для зв'язку з прутком – отвори гайки 34). Другу пару лисок фрезерує головка 13. Далі завдяки головці 14 розточується канавка радіусом 0,25 мм на поверхні  $\varnothing 7,5$  мм при частоті обертання шпинделя 1600 об/хв. Врізання різця 32 на глибину канавки здійснює супорт 9, діючи при підводі на гвинт 30 різцетримача 31. Одночасно фасонний різець заднього супорта проточує поверхні  $\varnothing 10h9$  і  $\varnothing 8h7$  мм і знімає фаску.

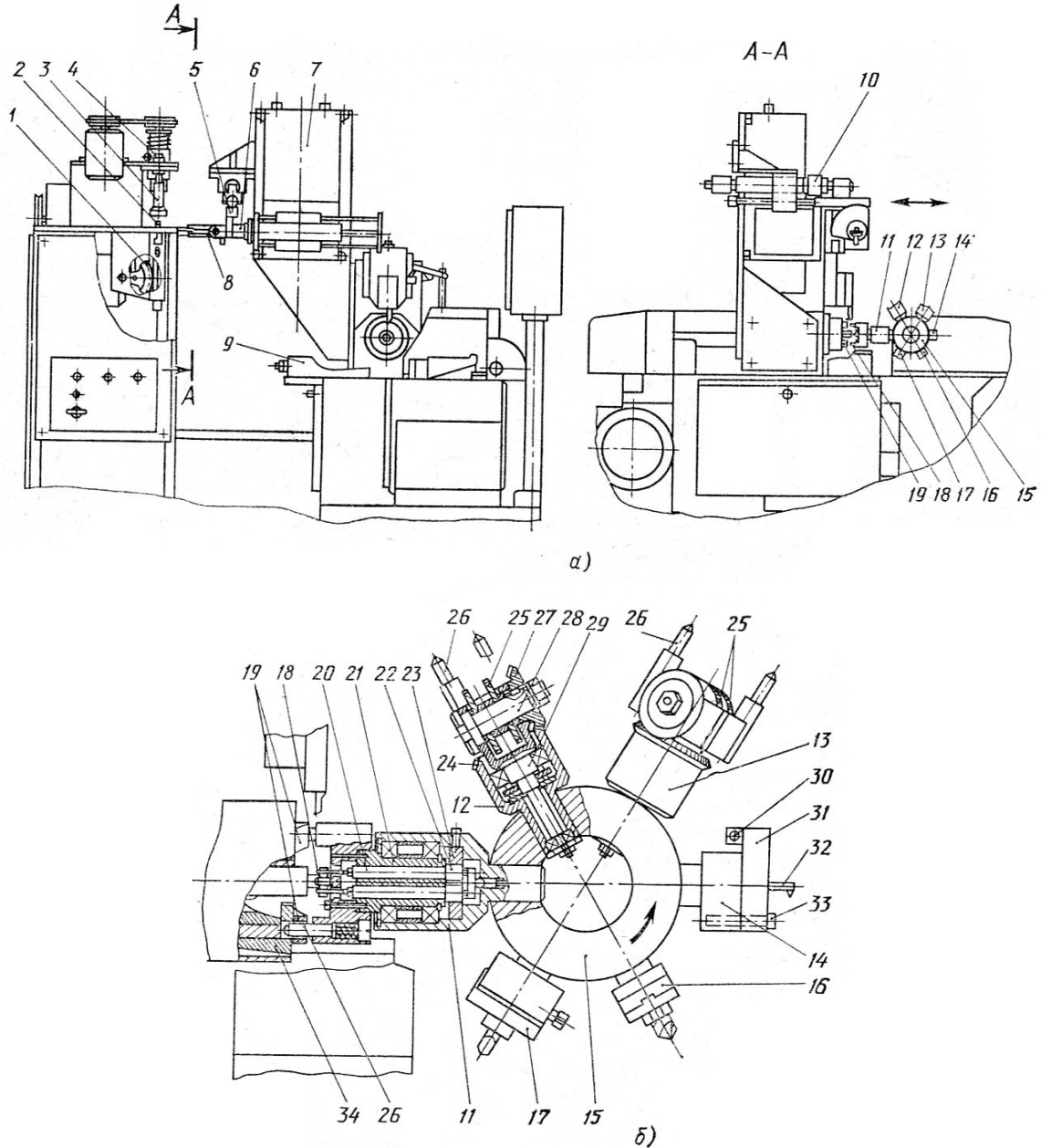


Рис. 2. Роботизований технологічний комплекс (а) на базі токарно-револьверного автомата мод. 1М116 і револьверний барабан (б)

При відрізанні деталі командоапарат включає робот 7; його рука 6 підводиться до відрізаної деталі, захват 8 підтримує, а тоді підхоплює відрізану деталь. З допомогою сектора 5, що знаходиться в зачепленні з рейкою пневмоциліндра 10, рука повертає деталь із горизонтального положення у вертикальне і переміщує її до посадочного місця 2 механізму 1 подачі. Останній виймає деталь із захвату, що розкривається, закріплює її і переміщує до шпинделя 4 для зенкування зі сторони відрізування і для розсортування отвору  $\varnothing 7H7$  мм. При

зворотному ході механізму 1 оброблена деталь звільняється і поміщується в тару потоком стиснутого повітря.

Автомат мод. 1М116 (рис. 3) оброблює деталь (рис. 1, б), орієнтовані штучні заготовки 13 якої із вібробункера направляються до повзуна 14, що несе вилку 15. За допомогою кулака 17, який пов'язаний з кулаком револьверного супорта, повзун здійснює вертикальне зворотно-поступальне переміщення. Внизу повзуна розміщена поворотна підпружинена шторка 16. В револьверному барабані 4 встановлені: рука 11 з підпружиненою обертаючою цангою 12; головка 18 (по конструкції аналогічна головці 14 на рис. 2) з різцем; головка 19 з фрезою; головка 20 зі свердлом; головка 5 з підпружиненим плаваючим мітчиком; головка 7 з фрезою 9 і підпружиненою в осьовому напрямку цангою 8. Всі головки мають по одному повідку 6 у вигляді несиметричності оброблюючих елементів відносно осі заготовки. На нерухомому корпусі 10 головки 7, в якому обертається цанга 8, встановлений стакан, що обертається; на його торці розміщені два штирі і поводок 6.

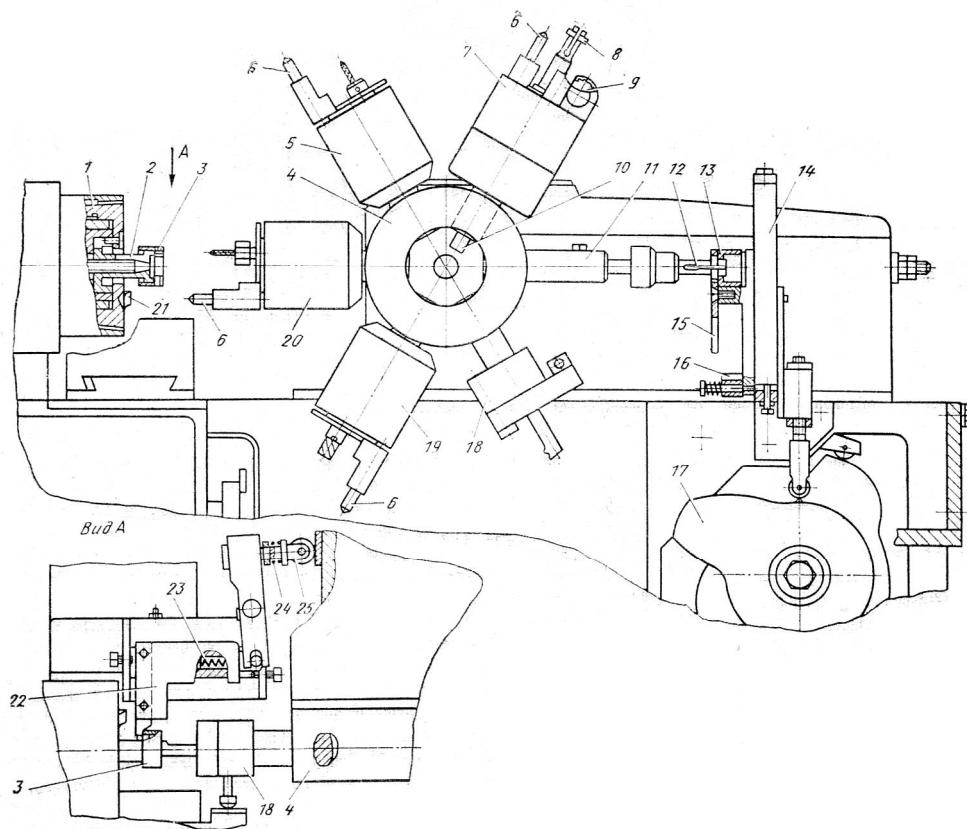


Рис. 3. Токарно-револьверний автомат мод. 1М116, налаштований на обробку штучних заготовок

В шпинделі автомата за допомогою гайки 1 закріплена цанга 2, яка керується від механізму затиску автомата. Гайка має виступ 21 з отвором, яке взаємодіє з повідками. На задньому супорті автомата змонтований допоміжний поздовжній супорт 22 з різцем, переміщення якого пов'язані з переміщенням револьверного супорта, що впливає на ролик штока 25. Останній через пружину 24 здійснює робочу подачу супорта 22, протидіючи пружині 23. Пружина 24 забезпечує точність розміру деталі в осьовому напрямку.

На початку циклу обробки чергова заготовка поступає у верхню порожнину повзуна 14, який знаходиться в нижньому положенні. При цьому осі заготовки, цанги 12 і верхньої частини вилки 15 співпадає з віссю шпинделя. Барабан переміщується до повзуна. Цанга 12, стискаючи пелюстки, входить через верхній зів вилки в отвір дна заготовки 13. Тоді при повороті барабана проти годинникової стрілки заготовка витягується із повзуна. Після трьох поворотів барабана, що здійснюються в процесі обробки попередньої заготовки виявляються зі сторони шпинделя.

При русі барабана до шпинделя заготовка «юбною» надягається на цангу 2 і притискається дном до її торця під дією осьової пружини цанги 12. Слідом за цим цанга 2 розтискується, закріплюючи заготовку, а цанга 12 виходить із заготовки.



Тоді різці верхнього супорта підрізують торці в розмір 10,6 мм. Різець головки 18 розточує отвір  $\varnothing$  13 мм. Одночасно виводиться в робочу позицію різець супорта 22, так як при переміщенні револьверного супорта вліво при розточуванні супорт 22 подається вправо. Таким чином, в кінці розточування отвору  $\varnothing$  13 мм оформляється радіус R1 мм на «спідниці» заготовки.

Після зупинки револьверного супорта передній супорт діє на упорний гвинт головки 18, в результаті чого її різець переміщується перпендикулярно до осі шпинделя і знімає фаску в отворі  $\varnothing$  13 мм. Тоді при подальших поворотах барабана в робочу позицію послідовно виводяться головки 19, 20 і 5. При контакті їх паводків 6 з виступом 21 або отвором гайки 1 на заготовці, що обертається, фрезерується впадина  $\varnothing$  7,3 мм, сверлиться отвір під різьбу і нарізується (при само затягуванні мітчика) різьба М 1,6 мм. Під час кожного повороту барабана командо апарат автомата встановлює необхідну частоту обертання шпинделя автомата, а після різьбонарізання призводить реверс шпинделя для вигвинчування мітчика.

Далі в робочу позицію виводиться головка 7. При її переміщенні до шпинделя цанга 8 спочатку входить в отвір  $\varnothing$  13 мм, а потім (при подальшому переміщенні до шпинделя) занурюється в корпус 10; її пружина стискається, прижимаючи заготовку до торця цанги 2. Одночасно поводок головки зустрічається з виступом 21 і входить в отвір гайки 1, стакан починає обертатися, що призводить в обертання фрезу 9, яка фрезерує проріз. При цьому штирі обхоплюють заготовку з двох сторін відносно різі.

Перед закінченням фрезерування цанга 2 звільняє деталь 3. В цей момент цанга 8 притискає деталь до торця цанги 2, а штирі на стакані перешкоджають розведенню кінців деталі при відводі фрези. На початку відводу цанга 8 під дією своєї пружини залишається на місці, тоді висовується із корпусу 10, а після повного висування знімає деталь з цанги 2 і переносить її до повзуна. Останній знаходиться у верхньому положенні, тоді як нижній зів вилки 15 виведений на вісь шпинделя. При повороті барабана виступаюча із головки 7 цанга з деталлю відхиляє шторку 16 і вводить деталь в нижню порожнину повзуна. При переміщенні барабана вліво вилка зриває деталь з цанги. Деталь падає на шторку і по лотку перекочується в тару.

Автомат мод. 1Д118 (рис. 4), включений в автоматичну лінію, призначений для обробки деталі, представленої на рис. 1, в. Заготовки 8 поступають на накопичувач 20 автомата від попереднього верстата лінії. В двох протилежних гніздах револьверного барабану 17 розміщені руки 18 з пристроями 19 подачі заготовок [6]. В кожному пристрої закріплений палець 12; підпружинений стержень 16 з обертаючим штирем 14 несе пружну розрізану втулку 21, встановлену з радіальним зазором.

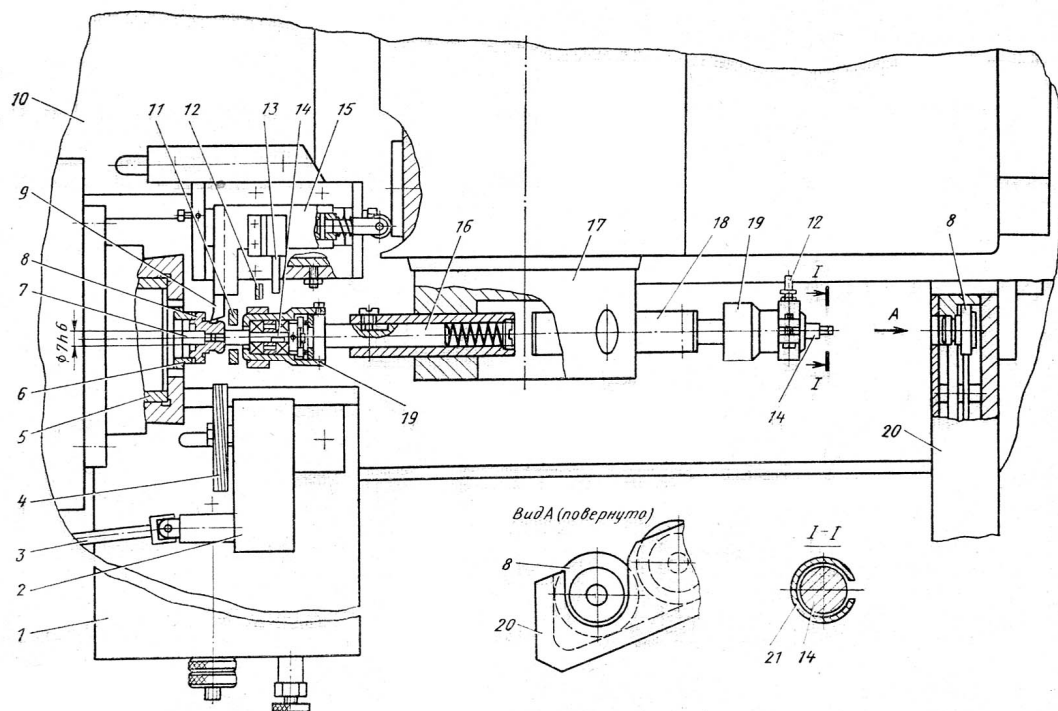


Рис. 4. Токарно-револьверний автомат мод. 1Д118, налаштований на виконання допоміжних операцій на штучній заготовці

В шпинделі 5 автомата закріплені центрувальна оправка 7 і повідкова втулка 6 з торцевим рифленням. На передньому супорті 1 встановлена різьбо фрезерувальна головка 2 з багато нитковою різьбовою фрезою 4, ширина якої рівна довжині різьби, що нарізується. Шпиндель головки 2 зв'язаний зі шпинделем автомата за допомогою шарнірно-телескопічного вала 3 і зубчастої передачі. На задньому супорті 10 встановлений проміжний супорт 15, який несе різець 9 і мікроперемикач зі штирем 13. На верхньому супорті розміщена вилка 11.

Цикл обробки починається переміщенням барабана до накопичувача. При цьому втулка 21, стискаючись, входить в отвір  $\varnothing 5,2$  мм заготовки і закріплює її на пристрої 19. Тоді при поворотах барабана проти часової стрілки рука з заготовкою виявляється зі сторони шпинделя автомата. Барабан переміщується до шпинделя, заготовка отвором  $\varnothing 7$  мм встановлюється на оправку 7 і під дією пружини в стрижні 16 притискується торцем до рифлення втулки 6, яка передає їй крутний момент.

При фрезеруванні різьби шпиндель обертається вправо з пониженою частотою, а супорт 1 переміщується на відстань, яка рівна глибині різьби. Одночасно супорт 10 підходить до жорсткого упору, підводячи різець 9 до заготовки, причому штир 13 проходить мимо пальця 12.

Після різьбофрезерування супорт 1 відходить, командоапарат встановлює ліве обертання шпинделя, а револьверний супорт, переміщуючись до шпинделя, подає вліво супорт 15, різець якого проточує поверхню  $\varnothing 12h8$  мм. Тоді супорт 10 і барабан відводяться, і пристрій 19 знімає деталь з оправки 7. Після цього опускається верхній супорт, а його вилка охоплює штир 14. При подальшому відводі барабана вилка знімає з втулки 21 деталь, яка падає в тару.

Якщо деталь туго сидить на правці і не знялась з неї, а наступна заготовка, що подається до шпинделя, впирається в її торець, то пружина штиря 16 стискається більше, як зазвичай, і палець 12 зміщується вправо від нормального положення. Надалі при підводі супорта 15 до шпинделя палець 12 натискає на штир 13, і мікроперемикач зупиняє автомат.

**Основні результати дослідження.** В результаті впровадження описаних технічних рішень досягнуті: підвищення виробництва і скорочення трудомісткості в 3-4 рази при зменшенні об'єму ручної праці; зменшення завантаження обладнання і верстатників, зменшення числа і тривалості міжопераційних переміщень; підвищення якості деталей, що обробляються.

1. Лев Ч. Я., Бараболя С. Я., Туровский А. С. Расширение технологических возможностей токарно-револьверных автоматов // Станки и инструмент. – 2002. – №1. – С. 5-7.
2. Автоматизация сверлильно-фрезерных операций на токарно-револьверных автоматах / В. В. Афути, С. Я. Бараболя, Ч. Я. Лев, А. С. Туровский // Механизация и автоматизация производства. – 2000. – № 8. – С. 23-25.
3. А. с. 887061 СССР, МКИ В23В7/00. Токарно-револьверный автомат.
4. Лев Ч. Я., Бараболя С. Я., Туровский А. С. Устройство к токарному автомату прокольного точения для сверления отверстий // Станки и инструмент. – 2001. – № 8. – 27 с.
5. А. с. 804212 СССР, МКИ В23В7/02, В23В15/00. Устройство к токарному автомату для сверления отверстий.
6. А. с. 1041224 СССР, МКИ В23В13/00. Устройство для крепления пруткового материала в механизме подачи.

Стаття надійшла до редакції 25.06.2014.

УДК 621.891

О. Л. Садова

Луцький національний технічний університет

**ОСОБЛИВОСТІ ВИНИКНЕННЯ ЯВИЩА САМООРГАНІЗАЦІЇ В ПОВЕРХНЕВИХ ШАРАХ ЕПОКСИКОМПОЗИТНИХ МАТЕРІАЛІВ ПРИ ФРИКЦІЙНІЙ ВЗАЄМОДІЇ**

*В роботі проведено аналіз триботехнічних характеристик епоксикомпозитних матеріалів наповнених частинками порошків міді та вуглецевим волокном. Наведені залежності трибопараметрів досліджуваних матеріалів від питомого навантаження в процесі тертя при різних швидкості ковзання та навпаки. Показано доцільність використання полімерних композитних матеріалів, здатних до самоорганізації, в трибовузлах, що скорочує матеріальні, енергетичні і економічні витрати.*

*Ключові слова:* композитний матеріал, епоксикомпозит, трибосистема, трибовузол, фрикційна взаємодія, вибіркоче перенесення, тертя, самоорганізація, властивості, вторинна структура.

Рис. 5. Табл. 1. Літ. 11.

А. Л. Садовая

**ОСОБЕННОСТИ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ЯВЛЕНИЯ САМООРГАНИЗАЦИИ В ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЯХ ЭПОКСИКОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ФРИКЦИОННОМ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ**

*В работе проведен анализ триботехнических характеристик эпоксикомпозитных материалов наполненных частицами порошков меди и углеродным волокном. Приведенные зависимости трибопараметров исследуемых материалов от удельной нагрузки в процессе трения при различных скоростях скольжения и наоборот. Показана целесообразность использования полимерных композитных материалов, способных к самоорганизации, в трибоузлах, что сокращает материальные, энергетические и экономические затраты.*

*Ключевые слова:* композитный материал, эпоксикомпозит, трибосистема, трибоузел, фрикционное взаимодействие, выборочный перенос, трение, самоорганизация, свойства, вторичная структура.

O. L. Sadova

**FEATURES OF SELF-ORGANIZATION PHENOMENA IN THE SURFACE LAYERS EPOKSYKOMPOZYTYNYH FRICTION MATERIAL AT INTERACTION**

*Tribotechnical characteristics of epoxy composites materials filled with particles of copper powder and carbon fiber has been analyzed in this paper. The dependence of tryboparameters of researched materials on unit load of friction process at various sliding speeds and vice versa has been presented. The expediency of the use of polymeric composite materials capable to self-organization in trybonodes, reducing material, energy and economic spending has been shown.*

*Keywords:* composite material epoxycomposites, trybosystema, trybovuzol, frictional interaction, selective transfer, friction, self-organization, properties, secondary structure.

**Постановка проблеми.** Інтенсивність зношування пар тертя залежить від властивостей матеріалів деталей, технологічної підготовки поверхонь і їх якості, навантаження, температури, мащення тощо. Зношування високомолекулярних з'єднань залежить, головним чином, від структурної будови полімерної матриці [1-3] та її фізико-механічних властивостей. Фрикційна взаємодія контактуючих поверхонь є сукупністю механічного й температурного впливів на тверді тіла, що приводить до деформаційних і структурних змін матеріалів в зоні тертя, завдяки яким тонкий поверхневий шар насичується киснем, елементами контактного матеріалу. В ньому відбувається розрив хімічних зв'язків та утворення вільних радикалів, що зумовлює фрагментацію поверхневого шару і появу мікропустот [3-5].

Властивості матеріалу, його склад і структура в поверхневих шарах піддаються неперервним змінам, внаслідок чого на робочих поверхнях контакту можуть утворюватись вторинні структури, які впливають на зносостійкість пари тертя [6, 7]. Вторинні структури сприяють самоорганізації і структурному пристосуванню, що підвищує працездатність трибовузла.

Для виготовлення зносостійких деталей машин та механізмів, призначених для жорстких умов тертя, добре зарекомендували себе полімерні композиційні матеріали [3]. Багатоваріантність фізико-механічних і триботехнічних властивостей, що визначаються сукупністю характеристик в'язучого і наповнювачів, дозволяє отримувати матеріали, які можуть використовуватись у вузлах тертя без мащення. Тому актуальною задачею є створення нових композитних матеріалів, які здатні реалізувати ефект вибіркового перенесення, що стабілізує процес тертя.

Метою досліджень є дослідження явищ самоорганізації в створених полімерних композитах.

**Матеріали і методи досліджень.** В якості матриці використано епоксидно-діанову смолу марки ЕД-20 (ГОСТ 10587-84) та твердник поліетиленполіамін (ПЕПА) (ТУ 6-05-241-202-78). Для

покращення фізико-механічних та триботехнічних характеристик матеріалу використано комплекс наповнювачів: порошки оксиду міді, чистої міді, подрібнене вуглецеве волокно.

Приготування композиції полягало у механічному вимішуванні попередньо просушених наповнювачів з епоксидною смолою та твердником у вибраному стехіометричному співвідношенні. Формували зразки в прес-формі з квадратним поперечним перерізом (10×10 мм). Тверднення епоксикомполімерів тривало 24 год при кімнатній температурі. Додаткову термічну обробку здійснювали у печі, відхилення температури в якій не перевищувало  $\pm 2$  °С. Для уникнення високих залишкових напружень зразки піддавали попередній термічній обробці, яка полягала у витримці в печі протягом 3 год при 40 °С. Ступінчастий режим термічної обробки полягав у проведенні наступних операцій нагрівання та витримки: 50 °С та 100 °С з витримкою по 1 год, та 120 °С з витримкою 4 год.

Зносостійкість визначали на лабораторній установці за схемою "вал – сегмент втулки" ваговим та лінійним методами. Для підвищення точності експерименту перед дослідженням поверхня зразків була механічно оброблена для підвищення площі контакту з наступним її очищенням. Шлях тертя становив 5000 м.

**Обговорення результатів.** Для дослідження виникнення явища самоорганізації при терті в полімеркомполімерах та оцінки їх триботехнічних характеристик були виготовлені зразки, склад яких поданий в таблиці 1.

Таблиця 1. Склад матеріалу епоксикомполімерних зразків

Основа матриці	Наповнювачі	Вміст наповнювача, мас. ч.
ЕД-20+ПЕПА	CuO	100
	Cu	16
	ВВ	2

З рис. 1 видно, що при питомих навантаженнях 1,0 та 1,2 МПа в інтервалі швидкостей ковзання 1...3 м/с відбувається зниження інтенсивності зношування в 2,5 рази. Це пояснюється тим, що температура в даному швидкісному інтервалі є порівняно невисокою 70...110 °С (рис. 2), і це сприяє протіканню фізико-хімічним перетворенням і формуванню стійкої плівки переносу. Дана плівка забезпечує стабільність процесу тертя за рахунок самоорганізації структури поверхневих шарів. При швидкості ковзання 3,0 м/с на поверхні контртіла видно ділянки сформовані через перенесення іонів міді, а при збільшенні швидкості до 4,0 м/с поверхня зразка насичується в більшій мірі атомами міді і перенесення матеріалу на поверхню контртіла відбувається інтенсивніше.

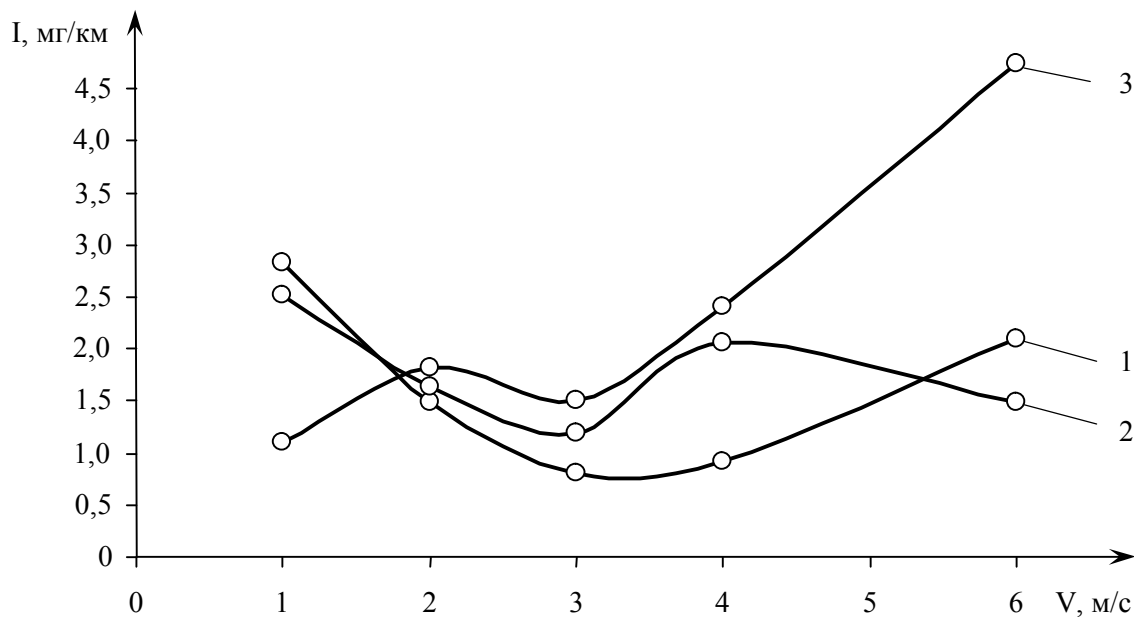


Рис. 1. Залежність інтенсивності зношування матеріалу від швидкості ковзання при питомих навантаженнях: 1 – 1,0 МПа; 2 – 1,2 МПа; 3 – 1,5 МПа

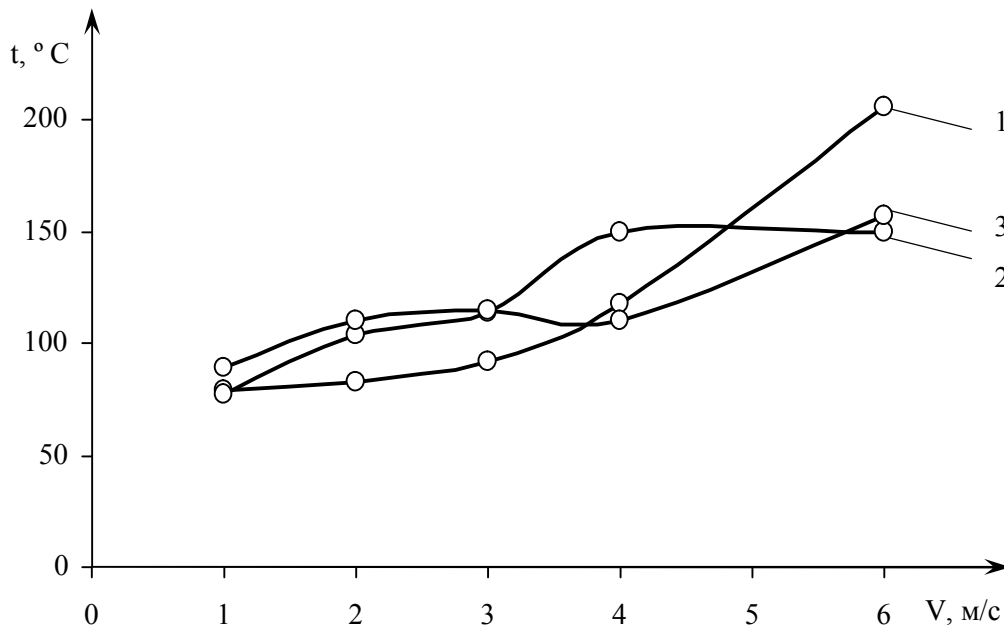


Рис. 2. Залежність температури в зоні трибоконтакту матеріалу від швидкості ковзання при питомому навантаженні: 1 – 1,0 МПа; 2 – 1,2 МПа; 3 – 1,5 МПа

Подальше підвищення швидкості ковзання до 6,0 м/с при питомому навантаженні 1,0 МПа зумовлює підвищення інтенсивності зношування матеріалу в 1,8 раз (2 мг/км), оскільки відбувається різке підвищення температури до 200 °C та коефіцієнта тертя до 0,44 (рис. 3), що перешкоджає утворенню та руйнує вже наявну на поверхнях зразка і контртіла стійку структуру [3].

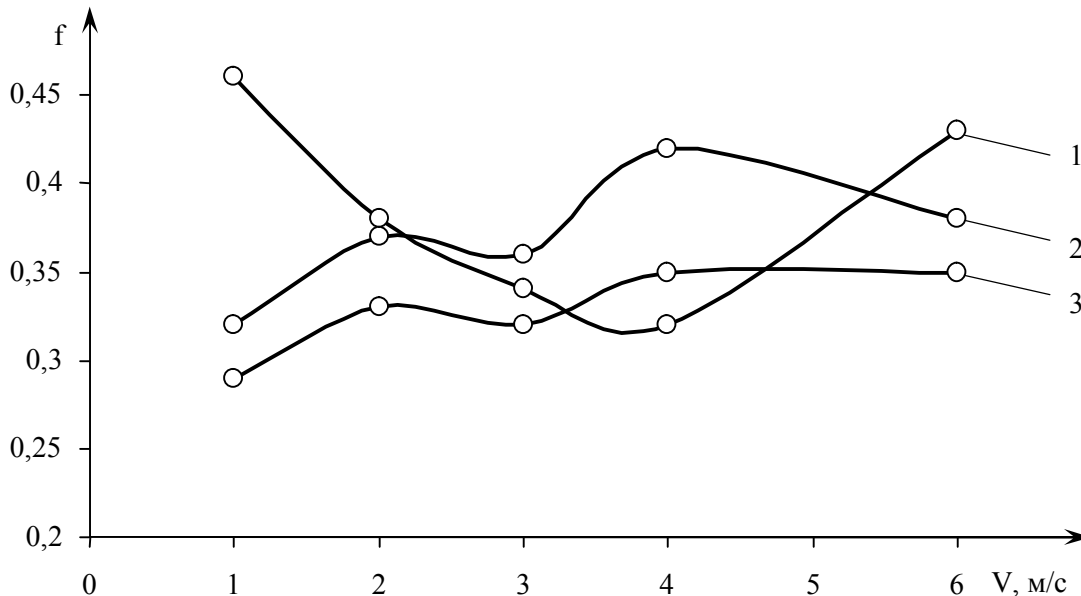


Рис. 3. Залежність коефіцієнта тертя матеріалу складу від швидкості ковзання при навантаженні: 1 – 1,0 МПа; 2 – 1,2 МПа; 3 – 1,5 МПа

Дослідження при питомому навантаженні 1,2 МПа показали, що підвищення швидкості ковзання до 6,0 м/с призводить до стабілізації триботехнічних характеристик, оскільки відбувається незначне зниження інтенсивності вагового зношування, температури в зоні трибоконтакту та коефіцієнта тертя. Це вказує на те, що за даних умов (температура 140...160 °C) відбуваються позитивні фізико-хімічні перетворення пов'язані з утворенням іонів міді, які здатні дифундувати на поверхню контртіла та формувати плівку перенесення, не руйнуючи її [11].

Підвищення питомого навантаження до 1,5 МПа призводить до різкого зростання інтенсивності зношування у 3 рази, що вказує на домінування процесів механічного руйнування епоксиполімерної матриці порівняно з процесами формування плівки перенесення. Такий висновок можна зробити з аналізу температури на поверхні тертя та коефіцієнта тертя, які

вказують на стабільність протікання процесів пов'язаних з формуванням стійкої вторинної структури. Очевидно різке підвищення інтенсивності вагового зношування пов'язано з значною втратою на поверхні епоксикомпозиційного матеріалу частинок міді, утворених в процесі фізико-хімічних перетворень.

Аналіз рис. 2 та рис. 3 показав, що стабілізація температури (70...110 °С) в зоні трибоконтакту відбувається в діапазоні швидкостей ковзання 1...3 м/с, що забезпечує зниження коефіцієнта тертя до 0,32 та інтенсивності вагового зношування до 0,8 мг/км. За даних умов відбувається інтенсивне формування плівки перенесення, яка стабілізує триботехнічні характеристики і веде до виникнення самоорганізації в трибовузлі. За вищих швидкостей ковзання починають переважати процеси деструкції епоксиполімерної матриці, оскільки температури зростає до 170 °С, що зумовлює руйнування сегментів макромолекул епоксидного полімеру, а тому перетворення пов'язані з утворенням стійкої до зношування структури не відбуваються [10].

З рис. 4 видно, що інтенсивність зношування епоксикомпозитного матеріалу в інтервалі навантажень 1,2...1,8 МПа знижується, а при збільшенні навантаження до 2,1 МПа зростає із при сталій швидкості ковзання 1,0 м/с. Поступове збільшення навантаження до 1,8 МПа сприяє формуванню мідної плівки переносу, про що вказує зниження інтенсивності зношування в 1,4 рази. При подальших дослідженнях можна зафіксувати смуги, які вказують на формування плівок перенесення. При навантаженнях 1,5 та 1,8 МПа спостерігається інтенсивне протікання фізико-хімічних процесів (відбувається перенесення міді в великій кількості), в результаті яких утворюються вторинні структури на трибоповерхнях.

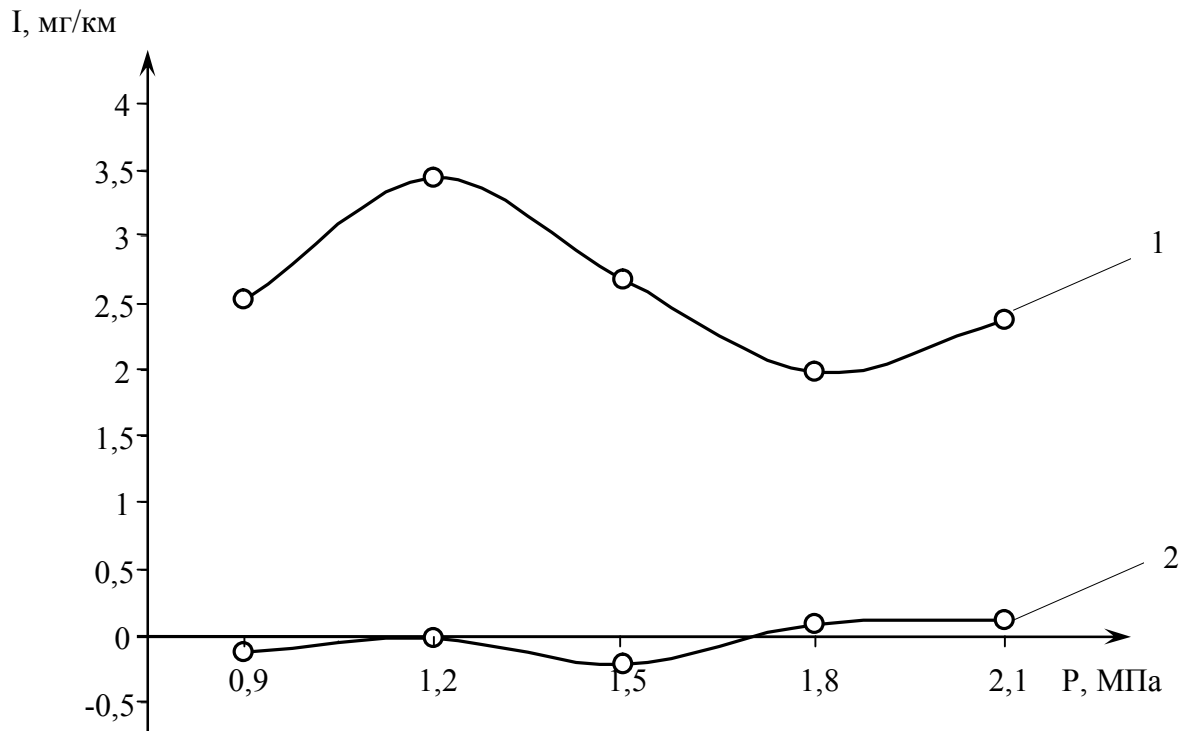
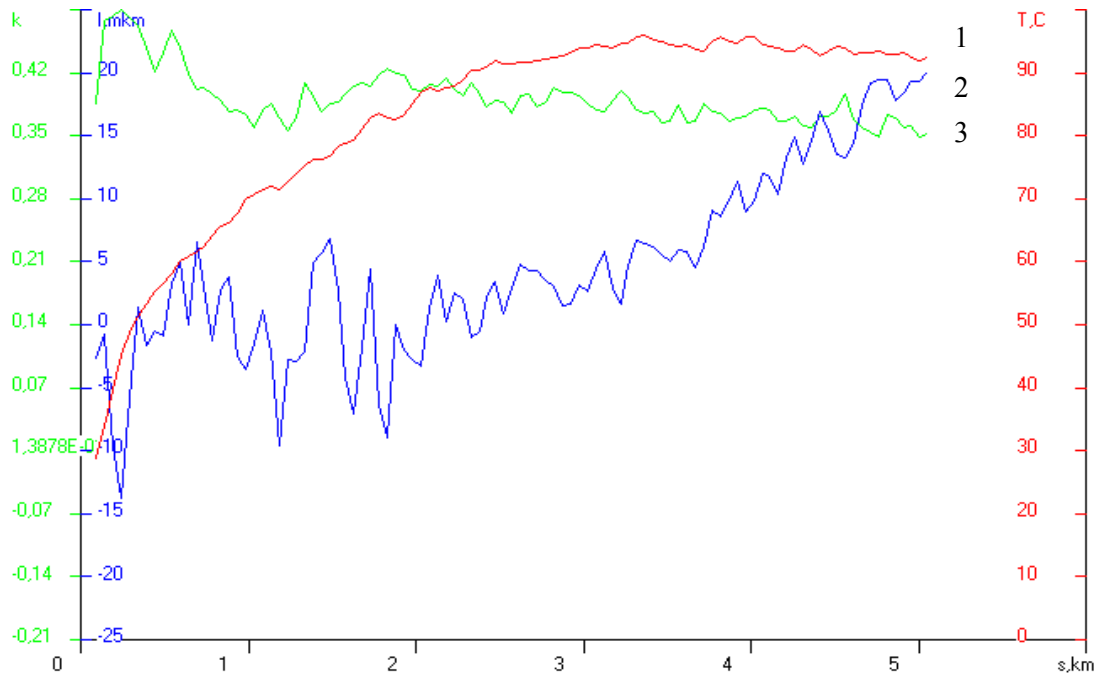


Рис. 4. Залежність інтенсивності зношування зразка (1) та контртіла (2) від питомого навантаження при швидкості ковзання 1,0 м/с

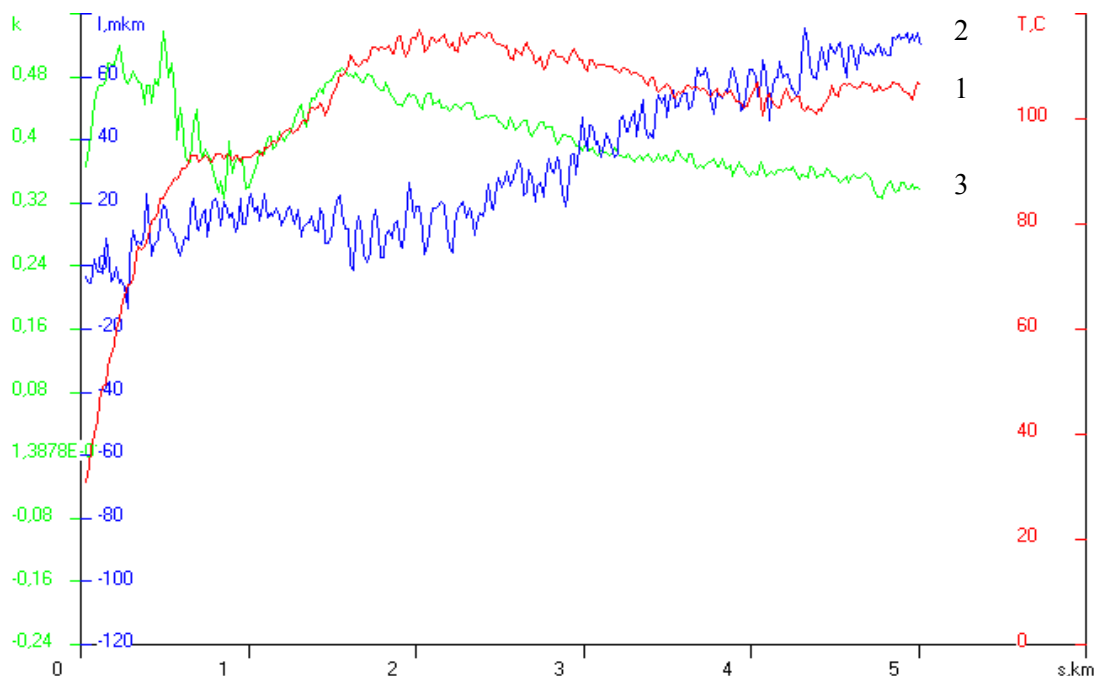
Подальше підвищення даної характеристики до 2,1 МПа призводить до зростання зношування системи, що пов'язано з втратою конструкційної міцності матеріалу. Зниження межі міцності при стисканні, а відповідно і деструкція полімерної складової на поверхні зразка погіршує тепловідведення із зони трибоконтакту, що не дозволяє інтенсивно формувати плівку перенесення на поверхню контртіла і призводить до катастрофічного зношування системи.

Виявлено, що крива залежності інтенсивності зношування контртіла при даному дослідженні має антибатний характер. Це свідчить про те, що зниження маси епоксикомпозитного зразка пов'язане із перенесенням матеріалу на контртіло та формуванням стійкої структури на обох поверхнях та встановленням режиму вибіркового перенесення [11].

Аналіз динаміки зміни триботехнічних характеристик (рис. 5) вказує на особливість моменту, що при кожній зміні умов тертя спочатку спостерігається незначне підвищення коефіцієнта тертя та температури в зоні трибоконтакту. Дослідження показали, що з часом (після 1,5...2 км) дані параметри стабілізуються, оскільки відбувається припрацювання трибосистеми до жорсткіших умов фрикційної взаємодії. Однак лінійна інтенсивність зношування є нестабільною величиною протягом всього проміжку тертя, що пов'язано із збільшенням температури в зоні трибоконтакту, та зростає через перенесення частини матеріалу на контртіло.



а



б

Рис. 5. Динаміка зміни температури в зоні трибоконтакту (1), лінійної інтенсивності зношування (2) та коефіцієнта тертя (3) на проміжку 5000 м фрикційної взаємодії при навантаженні 1,0 МПа і швидкості ковзання 3,0 м/с (а) та 1,8 МПа і 1,0 м/с (б)

**Висновки та перспективи розвитку.** Отже, явище фрикційного переносу при навантаженні тертям є важливим механізмом забезпечення надійності та довговічності функціонування пар тертя. Створення умов, що забезпечують реалізацію даного явища є важливим аспектом отримання композиційних матеріалів з комплексом керованих властивостей.

Створення нових матеріалів, які здатні реалізувати ефект вибіркового перенесення є важливим завданням для формування стійких структур, що здатні до самоорганізації та стабілізації процесу трибовзаємодії.

1. Зайцев А. Л. О фрикционном взаимодействии некоторых полимерных материалов с твердым сплавом / А. Л. Зайцев, П. В. Сысоев // Трение и износ. – 1987. – Т. 8. – № 2. – С. 348-353.
2. Золоторева В. В. Исследование истирания оксидных композиций / В. В. Золоторева, В. А. Липская, Ю. С. Кочеггин // Матеріали 25-ї міжнародної науково-практичної конференції. – Київ: УЩ “Наука. Техніка. Технологія”. – 2005. – С. 312-314.
3. Кашицкий В. П. Трибологичні процеси та структурні перетворення в поверхневих шарах полімеркомпозитів при навантаженні тертям / В. П. Кашицкий, П. П. Савчук, О. Л. Садова // Проблеми трибології – Хмельницьк, 2011. – №4 (62). – С. 103-107.
4. Богданович П. Н. Тепловые процессы в зоне контакта трущихся тел / П. Н. Богданович, В. Н. Белов // Трение и износ. – 1992. – №4. – Т. 13. – С. 624-632.
5. Мышко В. И. Исследование износостойкости высоконаполненных медью полимерных композиций / В.И. Мышко, Я.В. Кочетова // Композиционные полимерные материалы. – 1981. – № 9. – С. 12-18.
6. Триботехнические характеристики полимерных композитов, армированных волокнистыми структурами / А. И. Юга, Т. В. Грудина, В. М. Волкогон [и др.] // Порошковая металлургия. – 2004. – №9-10. – С. 32-37.
7. Денисов Л. М. Подшипники скольжения с безыносным режимом трения. Трибоника: [учеб. пособие] / Денисов Л. М. – Иркутск: ИПИ, 1982. – 88 с.
8. Особливості зношування модифікованих епоксидних композитів при навантаженні тертям / [П. П. Савчук, А. Г. Косторнов, В. П. Кашицкий, О. Л. Садова] // Порошкова металлургия. – 2014. – №. 3/4 – С.103-109.
9. Савчук П. П. Особливості застосування епоксидних композиційних матеріалів у триботехніці / П.П. Савчук // Проблеми трибології. – 2008. – № 4 (50). – С. 120-125.
10. Букетов А. В., Стухляк П. Д., Кальба Є. М. Фізико-хімічні процеси при формуванні епоксикомпозитних матеріалів. – Тернопіль: Збруч, 2005. – 182 с.
11. Савчук П. П. Наукові передумови та світова практика реалізації явища “вибіркового перенесення” в полімеркомпозитах при навантаженні тертям / П. П. Савчук, В. П. Кашицкий, О. Л. Садова // Наукові нотатки. – Луцьк, 2011. – С. 236-240.

Стаття надійшла до редакції 30.09.2014.

Рецензенти:

Савчук П. П. – д.т.н., проф., зав. кафедри матеріалознавства та пластичного формування конструкцій машинобудування Луцького НТУ.

Гулай Л. Д. – д.х.н., проф., зав. кафедри екології та охорони навколишнього середовища СНУ ім. Лесі Українки.



УДК 621.746:669.2.8

**Л. М. Самчук***Луцький національний технічний університет***АНАЛІЗ МЕТАЛОГРАФІЧНОГО ДОСЛІДЖЕННЯ ДЛЯ СИСТЕМИ ТІ-С-ШХ15  
ОТРИМАНОЇ МЕТОДОМ СВС**

*В даній роботі представлено металографічне дослідження структури матеріалу ТІ-С-ШХ15 отриманої методом само поширюваного високотемпературного синтезу. Проведені дослідження показали наявність утворених інтерметалідів, які і забезпечать даному матеріалові високу міцність і твердість. Висновки та отримані результати спонукають до подальшого наукового та практичного дослідження.*

*Ключові слова: система ТІ-С-ШХ15, властивості, конструкційний матеріал, СВС-процес, застосування.*

*Форм. 1. Рис. 5. Літ. 11*

**Л. М. Самчук****АНАЛИЗ МЕТАЛЛОГРАФИЧЕСКОГО ИССЛЕДОВАНИЯ ДЛЯ СИСТЕМЫ ТИ-С-ШХ15 ПОЛУЧЕННОЙ МЕТОДОМ СВС**

*В данной работе представлены металлографические исследования структуры материала ТИ-С-ШХ15 полученной методом же распространяемого высокотемпературного синтеза. Проведенные исследования показали наличие образованных интерметаллидов, которые и обеспечивают данному материалу высокую прочность и твердость. Выводы и полученные результаты побуждают к дальнейшему научного и практического исследования.*

*Ключевые слова: система ТИ-С-ШХ15, свойства, конструкционный материал, СВС-процесс, применение.*

**L. M. Samchuk****ANALYSIS SYSTEM FOR RESEARCH METALLOGRAFICHESKOHO TI-C-BBS15  
POLUCHENNOY BY SHS**

*In this work the metallographic investigation of the structure of the material TI-C-BBS15 obtained by similarly distributed high-temperature synthesis. Studies have shown the presence of intermetallic compounds formed, and that this material will provide high strength and hardness. Conclusions and findings encourage further research and practical research.*

*Keywords: TI-C-BBS15, properties, construction material, SHS-process applications.*

**Постановка проблеми.** В світлі обмежених енергетичних ресурсів України проблема енергозаощадження є особливо актуальна. Пошуки розв'язання проблеми здійснюються по декількох напрямках. В першу чергу, це дослідження та впровадження у виробництво нових, прогресивних енергозберігаючих технологій порошкової металургії, саморосповсюджувального високотемпературного синтезу (СВС-процесу), іонно-плазменного, лазерного напилення плівок, використання у якості сировини наноматеріалів та ін. [1]. Другим важливим резервом підвищення ефективності виробництва є використання відходів життєдіяльності людства, в тому числі і відходів машинобудівного комплексу[2].

Важливого значення вирішення цієї проблеми набуває і підвищення якості і надійності деталей і конструкцій за рахунок підвищення властивостей конструкційних матеріалів [3]. Одним із ефективних шляхів зменшення собівартості виготовлення деталей є використання відходів промислового виробництва. Особливу увагу приділяють відходам сталі ШХ15, що утворюються в процесі шліфування кілець шарикопідшипників. В Луцькому національному технічному університеті розроблено ряд технологічний процес отримання металевого порошку із шліфувальних шламів шарикопідшипникової сталі ШХ15[4].

**Мета статті:** провести аналіз металографічного дослідження для системи Ті-С-ШХ15 отриманої методом СВС.

**Виклад основного матеріалу.** Необхідність у матеріалі, що має високі експлуатаційні характеристики в екстремальних умовах з розвитком техніки і технологій постійно зростає. В залежності до поставлених вимог такі матеріали повинні бути зносостійкими, жароміцними, хімічно-інертними при контакті з агресивними рідинами і газами при високих температурах. Таким вимогам відповідають тугоплавкі з'єднання: карбіди, нітриди, бориди, силіциди, оксиди, а також тверді сплави і композиційні матеріали на їх основі. Отримання тугоплавких сполук і виробів з них пов'язане зі значними матеріальними витратами.

Винахід методу СВС (самопоширюваного високотемпературного синтезу) привело до розвитку нового напрямку як в науці про горіння, так і в технології отримання високоякісних матеріалів. На першій стадії розвитку цього процесу продукти реакції практично завжди були

достатньо слабоспеченими брикетами. В основному, для реалізації процесу використовувалися тугоплавкі металопоподібні карбіди, бориди і нітриди [5].

Розширення діапазону технологічних можливостей СВС дозволило синтезувати порошки з незвичайними, а інколи просто унікальними високими параметрами. Сьогодні такий підхід (створення методом СВС порошоків та виробів, що перевищують традиційні за технологічними характеристиками, або властивостям одержаних на їх основі матеріалів) фактично є домінуючим.

Метод СВС здійснюється за допомогою сильної екзотермічної взаємодії більшої кількості елементів періодичної системи з бором, вуглецем, азотом, кремнієм, що пов'язано з виділенням теплоти при утворенні продукту, і високих значень енергії активізації. В зв'язку з цими особливостями реалізується можливість протікання реакції взаємодії у вузькій зоні, що проходить по нагрітій суміші реагентів [6]. Вважається, що спікання сумішей починається з того, що в міжчастинкових контактах протікають дифузійні процеси [7]. Авторами [8] була запропонована схема процесу спікання пресовок із порошоків титану і заліза, суть якої полягає в тому, що рідка фаза евтектичного складу, яка виникає на границі частинок металу внаслідок контактного плавлення, добре розтікається по поверхні титану. На границях між частинками заліза і титану внаслідок інтенсивної контактної взаємодії, що веде до утворення інтерметалідів, процес розтікання рідкої фази гальмується і швидко припиняється. Рідина остаточно закристалізовується в інтерметалідну фазу [9].

При виконанні роботи були використанні матеріали: порошок титану марки ПТС-1 (ГОСТ 9722-79), вуглець С (сажа – ТУ 14-7-24-80 ) та порошок сталі ШХ 15. Хімічний склад порошку сталі ШХ15, який ми одержали із шламових відходів при виготовленні підшипників на ПАТ СКФ-України вивчали за допомогою спектрографа моделі ИСП-30. Для порівняння властивостей матеріалів, отриманих за різною технологією, проводилася серія паралельних дослідів. Зразки спікалися методом пічного спікання та в режимі СВС. Спікання пічним методом проводили в печі моделі СГО55-754 при температурі 1500 К під рідким затвором протягом двох годин. Перед спіканням робочу зону печі продували аргоном [10]. Методом СВС спікали в лабораторному реакторі, який був виготовлений в Луцькому національному технічному університеті. Синтез здійснюється в інтервалі температур від 557 –1677 К. Зразки для металографічних досліджень готувалися за стандартною методикою. Шліфи зразків досліджували за допомогою мікроскопу моделі ММР-4 при збільшенні  $\times 600$ .

З метою отримання чіткого зображення границь зерен шліфи протравлювали 4%  $H_2SO_4$ . Площинну пористість визначали по мікрофотографіях шліфів за допомогою програми RНОТОМ та програми Smart-eye. Встановлено, що пористість рівна 30%. Об'ємну пористість визначали ваговим методом за геометричними параметрами зразків. На рис. 1. наведена структура зразків спечених методом СВС. Програмний продукт Smart-eye дозволяє проводити морфологічний аналіз рельєфу поверхні зразків. На рис. 2. наведено характер поверхні зразків після пічного спікання (до і після травлення). На рис. 3. представлена структура отриманих пічним методом ( $\times 600$  (до і після травлення)). На рис.4. показано рельєф поверхні зразків після пічного спікання (до і після спікання). Очевидно, що травлення зменшує висоту мікронерівностей поверхні. Із знімка видно: темні області – мартенсит; світлі області – інтерметаліди заліза:  $Fe_2Ti$ ,  $FeTi$ ; сірі області – карбід титану ( $TiC$ ).

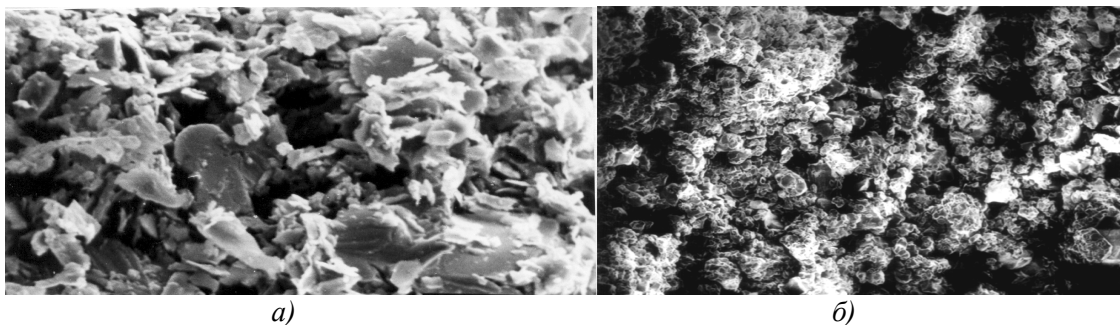
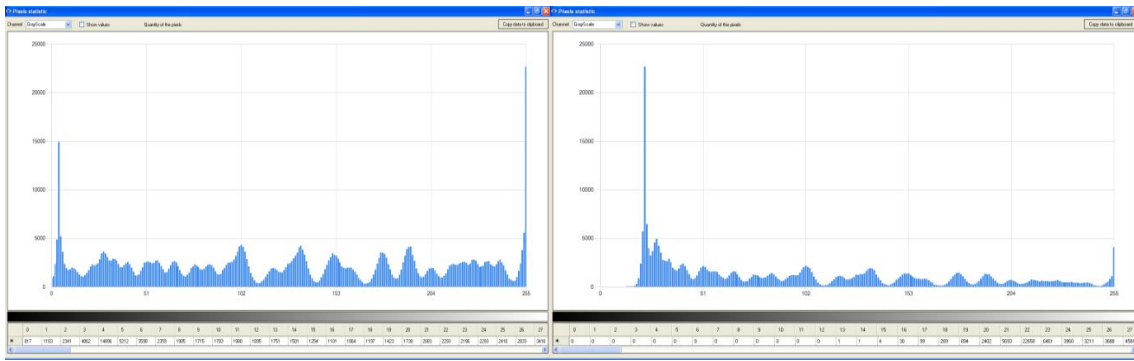


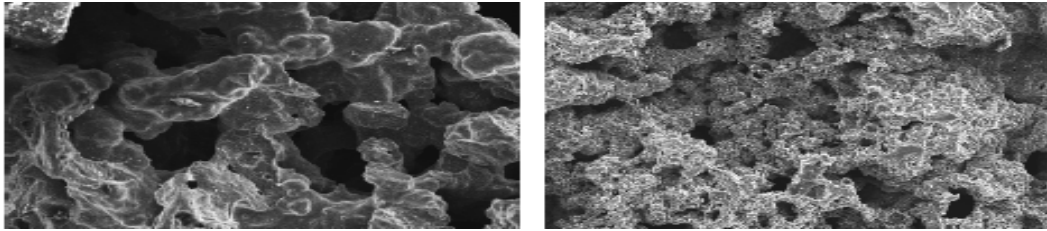
Рис. 1. Структура зразків спечених СВС при збільшенні  $\times 600$  (а – до і б – після травлення)



a)

б)

Рис. 2. Рельєф поверхні спечених методом СВС (а – до і б – після травлення)  $\times 600$



a)

б)

Рис. 3. Структура зразків спечених пічним методом при збільшенні  $\times 600$   
(а – до і б – після травлення)

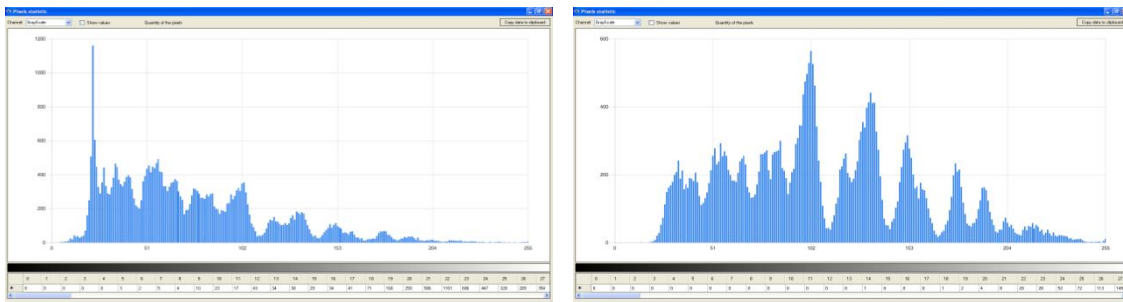
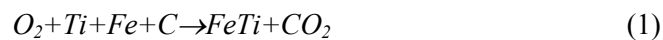


Рис. 4. Рельєф поверхні спечених пічним методом при збільшенні  $\times 600$   
(а – до і б – після травлення)

Методи СВС дозволяють отримувати інтерметаліди з великою теплою утворення. Особлива увага приділяється структурі твердого розчину інтерметаліду, що виникає в результаті досить швидкого протікання процесу [140].



В сплавах  $Fe-Ti$  є два інтерметалідних з'єднання. Фаза  $Fe_2Ti$  (фаза Лавеса типу  $MgZn_2$ ,  $a = 0,4774 \text{ нм}$ ,  $c = 0,7794 \text{ нм}$  при 27.4% (ат.)  $Ti$  і  $a = 0,785 \text{ нм}$  при 37% (ат.)  $Ti$ ) плавиться конгурентно при  $1427^\circ C$ . Область її гомогенності знаходиться в межах 27–33% (ат.)  $Ti$ . Фаза  $FeTi$  (типу  $CsCl$ ,  $a = 0,2976 \text{ нм}$  при 49.5% (ат.)  $Ti$ ) утворюється за перитектичною реакцією при  $1317^\circ C$  (склад евтектики 15% (ат.)  $Ti$ ). Залізо знижує температуру поліморфного перетворення титану до температури евтектоїдної рівноваги. Максимальна розчинність заліза в  $\beta-Ti$  становить 22% (ат.) при  $1085^\circ C$ , титану в  $\alpha-Fe$  – 9,8% (ат.) при  $1289^\circ C$ , титану в  $\gamma-Fe$  – 1% (ат.) при  $1100^\circ C$ . На рис. 5. наведена діаграма стану системи  $Fe-Ti$ .

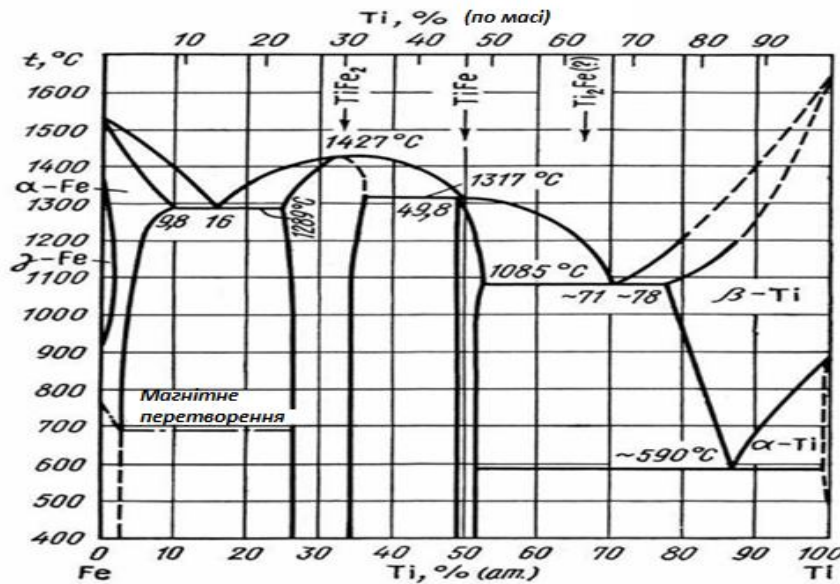


Рис. 5. Діаграма стану системи Fe–Ti [144]

Авторами [11] досліджено зміни фазового складу пресовок з порошків суміші  $Fe-TiFe$ . Показано, що структура спеченого матеріалу по мірі збільшення вмісту інтерметалідної фази послідовно трансформується з матричної в каркасну, в тому числі в евтектичну, а потім в однофазну інтерметалідну, збагачену залізом.

**Висновок.** Метод СВС дозволяє синтезувати порошки з незвичайними, а інколи просто унікальними високими параметрами. Як показали металографічні дослідження, що при спіканні методом СВС забезпечується однорідність структури.

1. Мержанов А. Г., Шаривкер С. Ю. СВС-порошки и их технологическая переработка/ И. П. Боровинская (ред.); РАН. Институт структурная макрокинетика и проблем материаловедения. – Черноголовка: Издательство ИСМАН, 2000. – 117 с.
2. Мержанов А. Г. Самораспространяющийся высокотемпературный синтез в химии и технологии тугоплавких соединений / А. Г. Мержанов, И. П. Боровинская // ВХО, 1999. – Т. XXIV. №3. – С. 223-227.
3. Бобович Б. Б., Девяткин В. В. Переработка отходов производства и потребления: Справочное издание / Под ред. док. техн. наук, проф. Б. Б. Бобовича. – М.: Интермет Инжиниринг, 2000. – 496 с.
4. Дорофеев Ю. Г., Мариненко Л. Г., Устиненко В. И. Конструкционные порошковые материалы и изделия. – М.: Металлургия, 1986. – 144 с.
5. Патент України № 63558 А МПК 7 B22F9/04. Спосіб отримання металевого порошку з шламових відходів підшипникового виробництва / В. Д. Рудь, Т. Н. Гальчук, О. Ю. Повстяной; Заявл.06.05.03; опубл. 15.01.04. Бюл. №1, 2004.
6. V. Kiebak, W. Shatt, G. Jangg. Titanium-alloyed sintered steels // Powder Met. Int., 16(5), pp. 207-212 (1984). R. German, W. Baek, J. Dillar. Microstructure and property development in transient liquid phase sintered iron-titanium alloys // Progress in Powder Metallurgy, 41, p. 765–790 (1985).
7. Жигуц Ю. Ю. Структура і властивості синтезованих твердих сплавів / Ю. Ю. Жигуц // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – Львів. – 2003. – №1. – С. 109-110.
8. Зарубицкая Л. И. Структура и некоторые свойства электролитических порошков интерметаллидов титана с железом / Л. И. Зарубицкая // Порошковая металлургия, (3). – 1991. – С. 1-3.
9. Петрик І. Я. Дослідження формування структури сплаву системи Fe -Ti в процесі дифузійного насичення та спікання з порошкових матеріалів і вплив її на триботехнічні властивості / І. Я. Петрик // Фізика і хімія твердого тіла. – 2008. – Т.9, №3. – С. 567–573.
10. Петрик І. Я. Вплив режиму спікання зразків на структуру і фазовий склад системи Fe-Ti / І. Я. Петрик // Фізика і хімія твердого тіла. – 2007. – Т. 8, № 3. – С. 628–630.

Стаття надійшла до редакції 20.09.2014.

**О. О. Сапронов**

*Херсонська державна морська академія*

**ПІДВИЩЕННЯ АНТИКОРОЗІЙНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ДЕТАЛЕЙ СУДНОВИХ  
ЕНЕРГЕТИЧНИХ УСТАНОВОК ЗА РАХУНОК ВИКОРИСТАННЯ  
ЕПОКСИКОМПОЗИТНИХ ПОКРИТТІВ**

*У роботі досліджено корозійну тривкість розроблених епоксикомпозитних покриттів. Проведений аналіз зміни опору і ємності покриттів впродовж 30 діб під впливом різних агресивних середовищ за температури  $T = 293 \pm 2$  К. Встановлено, що матеріал з вмістом  $Al_2O_3$  (60 мас.ч.) + БК (40 мас.ч.) характеризується найвищим значенням опору і найменшим значенням ємності у всіх агресивних середовищах, це свідчить про покращенні антикорозійні властивості покриття. Візуальний аналіз дефектів, який проводили в природних умовах під впливом річкової води і змінних температур у діапазоні  $\Delta T = (258...298) \pm 2$  К впродовж  $\tau = 250$  діб дозволив підтвердити попередні експериментальні дослідження і визначити покриття з поліпшеними антикорозійними властивостями.*

*Ключові слова:* антикорозійне покриття, агресивне середовище, опір, ємність, дефекти.

*Рис. 2. Літ. 6.*

**А. А. Сапронов**

**ПОВЫШЕНИЕ АНТИКОРРОЗИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ДЕТАЛЕЙ СУДОВЫХ  
ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК ЗА СЧЕТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ  
ЕПОКСИКОМПОЗИТНЫХ ПОКРЫТИЙ**

*В работе исследована коррозионная стойкость разработанных эпоксикомпозитных покрытий. Выполнен анализ изменения сопротивления и емкости покрытий в течение 30 суток под воздействием различных агрессивных сред при температуре  $T = 293 \pm 2$  К. Установлено, что материал с количеством наполнителя  $Al_2O_3$  (60 мас.ч.) + БК (40 мас.ч.) характеризуется высоким значением сопротивления и наименьшим значением емкости во всех агрессивных средах. Это свидетельствует об улучшенных антикоррозионных свойствах покрытия. Визуальный анализ дефектов, возникших в природных условиях под влиянием речной воды и переменных температур в диапазоне  $\Delta T = (258...298) \pm 2$  К в течение  $\tau = 250$  суток, позволил подтвердить предыдущие экспериментальные исследования и определить покрытие с улучшенными антикоррозионными свойствами.*

*Ключевые слова:* антикоррозионное покрытие, агрессивная среда, сопротивление, емкость, дефекты.

**A. A. Sapronov**

**THE IMPROVING PERFORMANCE PARTS ANTICORROSIVE SHIP POWER PLANTS  
BY UTILIZING EPOXY COMPOSITE COATINGS**

*The investigated corrosion resistance developed epoxy composite coatings of two-component filler bi dispersed whose contents were determined by mathematical planning of the experiment in this work. The analysis of the changes in resistance and capacitance of coatings for 30 days under various aggressive environments at temperature  $T = 293 \pm 2$  K. As an aggressive environment using distilled water, meadow and sulfuric acid. Established that material containing  $Al_2O_3$  (60 parts) + BC (40 parts) is characterized by the highest values of resistance and minimal capacitance value in all hostile environments, indicates improved corrosion resistance coating. The smallest value of resistance and the highest capacitance value in harsh environments characterized by matrix showing the initial stage of formation corrosion and protective coating may swell due to diffusion in polymer aggressive environment Visual analysis of defects which were performed in vivo under the influence of river water and variable temperatures in the range  $\Delta T = (258...298) \pm 2$  K for  $\tau = 250$  days allowed to confirm the previous experimental study and determine coating with improved corrosion protection.*

*Keywords:* corrosion-resistant coating, aggressive environment, resistance, capacitance, defects.

**Постановка проблеми.** Під час експлуатації деталі машин і механізмів суднових енергетичних установок (СЕУ) піддаються корозійному руйнуванню. Особливо кородує обладнання, що контактує з агресивним середовищем, наприклад: розчинами кислот, солей, лугів, морського середовища. Корозійне руйнування може охоплювати як всю поверхню металу – загальна корозія, так і окремі ділянки – локальна корозія. Остання небезпечніша, позаяк знижує міцність окремих ділянок поверхні, при цьому зменшується надійність конструкцій, деталей машин та ін. У зв'язку з цим корозія металів завдає значних економічних витрат в різних галузях промисловості, у тому числі і в суднобудуванні [1].

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Зважаючи на значні збитки, які призводить корозійне руйнування, на сьогодні вдосконалюють методи захисту поверхні деталей СЕУ. Серед основних методів протикорозійного захисту найбільш перспективним є використання неметалевих захисних покриттів. Їх вибір проводять на основі техніко-економічного аналізу із врахуванням наступних факторів: адгезійної міцності, фізико-механічних властивостей, відповідної межі термо-



і температуростійкості, типу конструкції, умов експлуатації, агресивності навколишнього середовища, трудомісткості робіт при нанесенні покриттів [2].

Серед неметалевих захисних покриттів покращеними експлуатаційними характеристиками відзначаються адгезивні на епоксидній основі. Такі композитні покриття (КП) не лише захищають метали і сплави від дії агресивних середовищ (морських, лужних, кислотних), але й підвищують адгезійну та когезійну міцність, тепло- та термостійкість, зносостійкість, що забезпечує економію чорних, кольорових металів і сплавів [3, 4]. Тому розробка та дослідження нових антикорозійних покриттів є актуальним завданням сучасного полімерного матеріалознавства.

**Мета роботи** – розробити антикорозійні епоксикомпозитні покриття для захисту устаткування в умовах впливу агресивних середовищ.

**Матеріали та методи дослідження.** Як основний компонент для зв'язувача при формуванні КП вибрано епоксидний діановий олігомер марки ЕД-20 (ГОСТ 10587-84), який характеризується високою адгезійною та когезійною міцністю, незначною усадкою і технологічністю при нанесенні на поверхні складного профілю. Для зшивання епоксидних композицій використано твердник поліетиленполіамін (ПЕПА) (ТУ 6-05-241-202-78), що дозволяє затверджувати матеріали при кімнатних температурах. Зшивали КМ, вводючи твердник у композицію при стехіометричному співвідношенні компонентів за вмісту (мас.ч.) – ЕД-20 : ПЕПА – 100 : 10.

Як наповнювачі для формування покриття використано частки оксиду алюмінію ( $Al_2O_3$ ) з дисперсністю 60...63 мкм та дрібнодисперсні частки бору кристалічного (БК) з дисперсністю 8...12 мкм. Антикорозійні покриття формували за попередньо розробленою технологією з використанням температурно-часових режимів зшивання, які описано в праці [5].

Корозійну тривкість захисних покриттів визначали двома методами. Перший метод передбачав експериментальні дослідження в лабораторних умовах, в результаті чого аналізували зміну опору і ємності зразків у часі під впливом агресивних середовищ. Для вимірювання опору і ємності захисних покриттів використовували прилад RCL-метр типу Е7-22. Прилад під'єднували до вимірювальної комірки, у яку поміщали зразки у вигляді покриттів, нанесених на металеву основу. На покриття наклеювали скляні циліндри з діаметром  $d = 25$  мм, які заповнювали дистильованою водою (ТУУ 006: 2011), лугом (ГОСТ Р 50711-94) та сірчаною кислотою (ГОСТ 4204-77). Упродовж 30 діб за температури  $T = 293 \pm 2$  К вимірювали опір і ємність покриттів, значення яких перераховували за формулами:

$$R_{кор} = R \cdot S, \text{ кОм}; C_{кор} = C \cdot S, \text{ нФ}; S = \pi D^2/4, \text{ см}^2.$$

Для одержання середніх значень опору та ємності покриттів використано не менше 5 зразків, робоча площа яких становила – 4,9 см<sup>2</sup>.

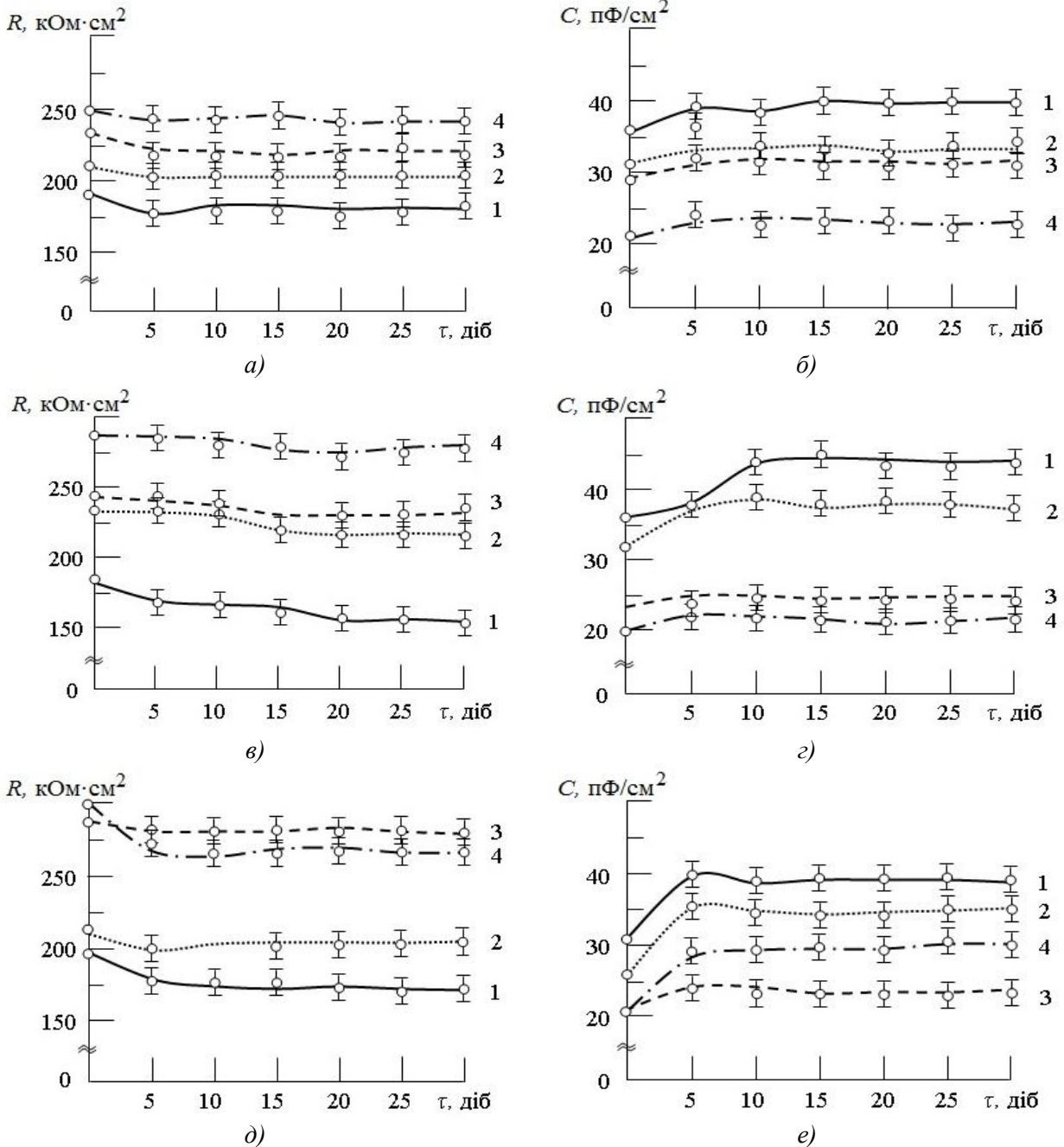
Другий метод передбачав експериментальні дослідження зразків в природних умовах під впливом річкової води і змінних температур у діапазоні  $\Delta T = (258...298) \pm 2$  К впродовж  $\tau = 250$  діб. Досліджували крайову корозію і відшаровування покриттів товщиною  $h = 130...150$  мкм і площею  $S = 27,5$  см<sup>2</sup>, які наносили на зразки зі сталі 45 методом пневматичного розпилення.

**Результати досліджень та їх обговорення.** Для антикорозійного захисту деталей СЕУ, що експлуатуються у агресивних середовищах, досліджували розроблені захисні покриття на основі епоксидного зв'язувача з двокомпонентним бідисперсним наповнювачем, вміст якого попередньо визначали методом математичного планування експерименту [6]. Випробовували чотири варіанти антикорозійного КП:

- матриця (контрольний зразок);
- КП 1 ( $Al_2O_3$  (70 мас.ч.) + БК (35 мас.ч.));
- КП 2 ( $Al_2O_3$  (80 мас.ч.) + БК (30 мас.ч.));
- КП 3 ( $Al_2O_3$  (60 мас.ч.) + БК (40 мас.ч.)).

Встановлено, що найменшими показниками опору у річковій воді ( $R = 180...190$  кОм·см<sup>2</sup>) впродовж  $\tau = 30$  діб досліджень відзначається матриця (рис. 1, а, крива 1). Також слід зауважити, що в 20 %-ному розчині сірчаної кислоти опір матриці значно нижчий –  $R = 165...180$  кОм·см<sup>2</sup>, а в 20 %-ному розчині луку –  $R = 175...200$  кОм·см<sup>2</sup> (рис. 1, в, д). Незначні показники опору опосередковано свідчать про початкову стадію утворення підплівкової корозії. Додаткові дослідження ємності покриттів корелюють з наведеним вище результатами. Доведено, що впродовж витримки покриттів у агресивних середовищах ( $\tau = 30$  діб) найвищими значенням

ємності відзначається матриця (рис. 1, б, г, е): у річковій воді –  $C = 36...40$  пФ/см<sup>2</sup>, у 20 %-ному розчині сірчаної кислоти –  $C = 36...44$  пФ/см<sup>2</sup>, у 20 %-ному розчині луку –  $C = 30...40$  пФ/см<sup>2</sup>. Підвищення показників ємності з часом свідчить про набухання захисного покриття внаслідок дифузії у полімер агресивного середовища.



**Рис. 1. Часова зміна опору (а, в, д) та ємності (б, г, е) захисних покриттів при частоті 1 кГц у агресивних середовищах: а, б) річкова вода (р. Дніпро); в, г) 20 %-ий розчин сірчаної кислоти (ГОСТ 4204-77); д, е) 20 %-ий розчин лужного середовища (ГОСТ Р 50711-94); 1 – матриця (контрольний зразок); 2 – КП 1 (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (70 мас.ч.) + БК (35 мас.ч.)); 3 – КП 2 (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (80 мас.ч.) + БК (30 мас.ч.)); 4 – КП 3 (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (60 мас.ч.) + БК (40 мас.ч.))**

Встановлено, що у річковій воді опір покриттів КП 3 із вмістом часток оксиду алюмінію (60 мас.ч.) і бору кристалічного (40 мас.ч.) є найвищим серед усіх досліджуваних зразків і становить  $R = 248...250$  кОм·см<sup>2</sup> (рис. 1, а). Покриття КП 2 із вмістом часток Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (80) + БК (30) відзначається меншим значенням опору (на  $\Delta R = 20...25$  кОм·см<sup>2</sup>) у річковій воді, порівняно з КП 3. Однак, важливо зазначити, що антикорозійні властивості такого матеріалу є достатньо прийнятними, тому що він характеризується також високими показниками опору впродовж усього часу дослідження ( $R = 230...235$  кОм·см<sup>2</sup>). Покриття КП 1 із вмістом часток: Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (70) + БК (35)

характеризується найменшими показниками опору у річковій воді ( $R = 200 \dots 210 \text{ кОм} \cdot \text{см}^2$ ) серед розроблених покриттів (рис. 1, а).

На рис. 1, б наведено результати дослідження зміни ємності розроблених покриттів після їх витримки у річковій воді впродовж  $\tau = 30$  діб. В результаті дослідження спостерігали підвищення електричної ємності захисних покриттів, що пов'язано зі зміною діелектричної проникності полімерного шару в результаті сорбції середовища. У процесі дифузії компонентів води і, як наслідок, набухання матеріалів встановлено наступні значення ємності покриттів: для КП 1 ( $\text{Al}_2\text{O}_3$  (70 мас.ч.) + БК (35 мас.ч.)) –  $C = 31 \dots 33 \text{ пФ/см}^2$ ; для КП 2 ( $\text{Al}_2\text{O}_3$  (80 мас.ч.) + БК (30 мас.ч.)) –  $C = 29 \dots 31 \text{ пФ/см}^2$ ; для КП 3 ( $\text{Al}_2\text{O}_3$  (60 мас.ч.) + БК (40 мас.ч.)) –  $C = 20 \dots 23 \text{ пФ/см}^2$  (рис. 5.3, б).

Надалі аналізували динаміку опору і ємності у часі при витримці зразків у розчині сірчаної кислоти та лужного середовища.

Встановлено (рис. 1, в, д), що максимальними значеннями опору відзначаються КП 2 і КП 3. Зокрема, впродовж усього часу дослідження у 20 %-ному розчині сірчаної кислоти опір КП 2 змінюється в межах –  $R = 246 \dots 248 \text{ кОм} \cdot \text{см}^2$ , а КП 3 –  $R = 286 \dots 287 \text{ кОм} \cdot \text{см}^2$ . При дослідженні у 20 %-ному розчині лужного середовища отримані наступні показники: для КП 2 –  $R = 285 \dots 287 \text{ кОм} \cdot \text{см}^2$ ; для КП 3 –  $R = 275 \dots 300 \text{ кОм} \cdot \text{см}^2$ .

Відповідно гіршими антикорозійними властивостями, а, отже, низькими значеннями опору та високими – ємності відзначається покриття КП 1. Для такого матеріалу спостерігали наступні характеристики (рис. 1, в-е):

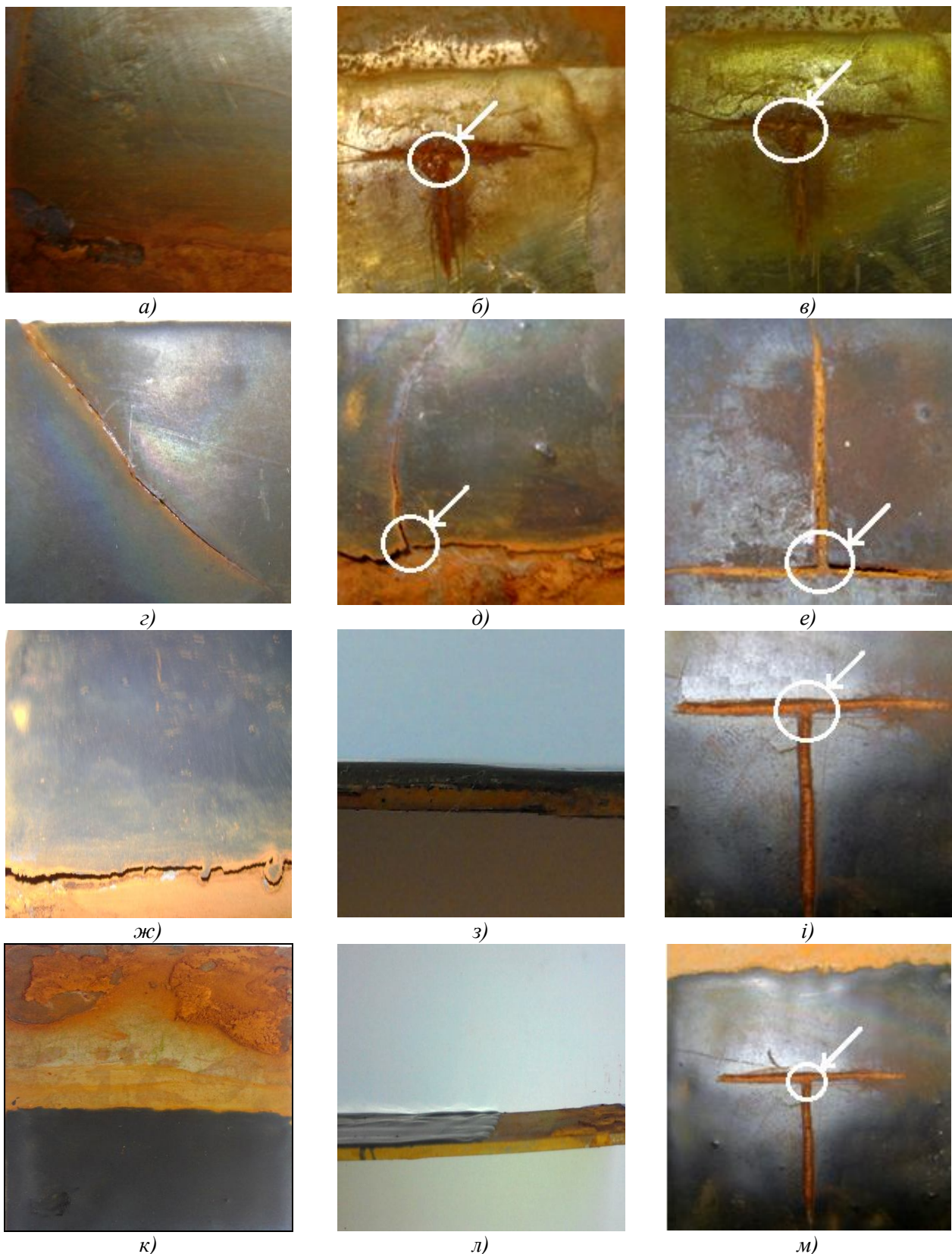
- при витримці у кислоті:  $R = 225 \dots 230 \text{ кОм} \cdot \text{см}^2$ ,  $C = 32 \dots 37 \text{ пФ/см}^2$ ;
- при витримці у лужному середовищі:  $R = 212 \dots 213 \text{ кОм} \cdot \text{см}^2$ ,  $C = 26 \dots 35 \text{ пФ/см}^2$ .

Отже доведено, що покриття КП 2 із вмістом часток:  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (80) + БК (30) і КП 3 із вмістом часток:  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (60) + БК (40) є бар'єром для проникнення агресивних середовищ до металевої основи. При цьому не утворюються наскрізні дефекти, підтвердженням чого є незначна зміна опору ( $\Delta R = 2 \dots 5 \text{ кОм} \cdot \text{см}^2$ ) у вибраному часовому діапазоні досліджень. Тому, судячи з характеру залежностей опору та ємності, зазначені покриття зберігають захисні властивості. Водночас низькі показники опору та високі значення ємності у покриттів (матриця і КП 1) свідчать про наявність у їх об'ємі дефектів, що утворюються внаслідок вимивання та розчинення низькомолекулярних складових полімерного шару корозійними середовищами.

Візуальний аналіз поверхні зразків, які досліджували в природних умовах під впливом річкової води і змінних температур у діапазоні  $\Delta T = (258 \dots 298) \pm 2 \text{ К}$  впродовж  $\tau = 250$  діб підтверджує результати попередніх випробувань. Для зразків з матриці (рис. 2, а-в) встановлено місцеве відшарування і розтріскування, а також точкове крихке руйнування, яке вказує на перебіг локальної корозії. При візуальному аналізі покриття КП 1 із вмістом часток:  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (70) + БК (35) виявлено розтріскування і відшарування покриття, що супроводжуються втратою адгезії до металевої основи (рис. 2, г-е). Можна припустити, що вплив води на межі поділу фаз «матриця – наповнювач» призводить до накопичення вологи на гідрофільних центрах твердої фази та виникнення осмотичного тиску, достатнього для розшарування композиту. Дифузійні сили забезпечують проникність вологи у покриття, завдяки чому руйнуються адгезійні зв'язки матриці з наповнювачем та знижується міцність системи. При цьому відбувається заміщення зв'язків «полімер – субстрат» на «середовище – субстрат» у матеріалі покриття. Адгезійні зв'язки в такому напруженому стані з часом руйнуються, утворюючи тріщини.

Покриття КП 2 із вмістом часток:  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (80) + БК (30) характеризується частковим відшаруванням (рис. 2, ж-і), проте, можна припустити, що виявлений дефект зумовлений технологічними режимами формування матеріалів, які можуть бути причиною нерівномірності нанесення покриття на торцях зразків. При аналізі поверхні покриття КП 3 із вмістом часток:  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (60 мас.ч.) + БК (40 мас.ч.) не виявлено дефектів поверхневого шару (рис. 5.4, к-м), що є свідченням покращених антикорозійних властивостей матеріалу.





**Рис. 2. Вигляд дефектів у покриттях при корозійному руйнуванні у природних умовах:**  
 а), б), в) матриця; г), д), е) КП 1 ( $\text{Al}_2\text{O}_3$  (70 мас.ч.) + БК (35 мас.ч.)); ж), з), і) КП 2 ( $\text{Al}_2\text{O}_3$  (80 мас.ч.) + БК (30 мас.ч.)); к), л), м) КП 3 ( $\text{Al}_2\text{O}_3$  (60 мас.ч.) + БК (40 мас.ч.))

**Висновки.** Досліджено зміну опору та ємності епоксикомпозитних покриттів для захисту деталей суднових енергетичних установок від корозії. Доведено, що покриття із вмістом часток:  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (80 мас.ч.) + БК (30 мас.ч.) і покриття із вмістом часток:  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (60 мас.ч.) + БК (40 мас.ч.) є бар'єром для проникнення агресивних середовищ до металевій основи. При цьому не

утворюються наскрізні дефекти, підтвердженням чого є незначна зміна опору ( $\Delta R = 2 \dots 5 \text{ кОм}\cdot\text{см}^2$ ) у вибраному часовому діапазоні досліджень. Судячи з характеру залежностей опору та ємності, зазначені покриття зберігають захисні властивості. Водночас низькі показники опору та високі значення ємності у адгезивах (матриця і покриття ( $\text{Al}_2\text{O}_3$  (70 мас.ч.) + БК (35 мас.ч.)) свідчать про наявність у їх об'ємі дефектів, що утворюються внаслідок вимивання та розчинення низькомолекулярних складових полімерного шару корозійними середовищами.

1. Лошкарев Ю. М. Повышение коррозионной стойкости цинковых покрытий из щелочных электролитов путем электрохимического легирования / Ю. М. Лошкарев, В. И. Коробов, В. В. Трофименко // Защита металлов. – 1994. – Т. 30, № 1. – С. 79–84.
2. Будник А. Ф. Неметалеві матеріали в сучасному суспільстві: навчальний посібник / А. Ф. Будник, В. Б. Юскаєв, О. А. Будник. – Суми: СДУ, 2008. – 222 с.
3. Килимник А. Б. Химическое сопротивление материалов и защита от коррозии: учебное пособие / А. Б. Килимник, И. В. Гладышева. – Тамбов: ГТУ, 2008. – 80 с.
4. Букетов А. В. Розробка полімеркомпозиційних захисних покриттів із самоорганізуючою структурою: дис. кандидата тех. наук: 05.02.01. / Букетов Андрій Вікторович. – Луцьк, 2001. – 168 с.
5. Букетов А. В. Дослідження впливу ультразвукової обробки на фізико-механічні і теплофізичні властивості епоксидних антикорозійних нанокompозитів / А. В. Букетов, О. О. Сапронов, М. В. Браїло, В. Л. Алексєнко // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2013. – № 5. – С. 126-132.
6. Сапронов О. О. Оптимізація складу захисного покриття методом математичного планування експерименту / О. О. Сапронов // Загальнодержавний міжвідомчий науково-технічний збірник. Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин. – Кіровоград: КНТУ. – 2013. – № 43. – Ч. II. – С. 260-267.

Стаття надійшла до редакції 24.04.2014.

**А. М. Сиротюк, Р. А. Барна, О. Л. Білий**

*Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України*

### **ОЦІНЮВАННЯ ПРАЦЕЗДАТНОСТІ ТА РИЗИКУ РУЙНУВАННЯ ДЕФЕКТНОГО ТРУБОПРОВОДУ ТЕПЛОЕНЕРГЕТИЧНОГО УСТАТКУВАННЯ**

*Розглянута проблема корозійно-втомної пошкоджуваності трубопроводів теплоенергетичного устаткування за тривалої експлуатації в умовах дії техногенних домішок. За критеріями механіки руйнування зроблено розрахункові оцінки допустимих розмірів тріщиноподібних дефектів у стінках живильних трубопроводів ТЕС залежно від їх форми та концентрації органічних домішок у робочому середовищі  $C_{HCOOH}$ . Зокрема, запропоновано діаграми оцінювання роботоздатності і ризику руйнування трубопроводів з дефектами, що базуються на концепції порогової та критичної глибини тріщини, а також на параметрах росту корозійно-втомних дефектів.*

*Ключові слова:* техногенні органічні домішки; корозійні пошкодження металу; тріщиноподібні дефекти; швидкість росту тріщини; порогова і критична глибини тріщини; діаграми оцінювання роботоздатності і ризику руйнування трубопроводів з дефектами.

*Рис. 2. Форм. 8. Табл. 2. Літ. 14.*

**А. М. Сыротюк, Р. А. Барна, О. Л. Билый**

### **ОЦЕНИВАНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ И РИСКА РАЗРУШЕНИЯ ДЕФЕКТНОГО ТРУБОПРОВОДА ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ**

*Рассмотрена проблема коррозионно-усталостной повреждаемости трубопроводов теплоэнергетического оборудования при длительной эксплуатации в условиях воздействия техногенных примесей. По критериям механики разрушения сделано расчетные оценки допустимых размеров трещиноподобных дефектов в стенках питательных трубопроводов ТЭС в зависимости от их формы и концентрации органических примесей в рабочей среде  $C_{HCOOH}$ . В частности, предложены диаграммы оценки работоспособности и риска разрушения трубопроводов с дефектами, базирующиеся на концепции пороговой и критической глубины трещины, а также на параметрах роста коррозионно-усталостных дефектов.*

*Ключевые слова:* водные среды; техногенные органические примеси; коррозионные повреждения металла; трещиноподобные дефекты; скорость роста трещины; пороговая и критическая глубины трещины; диаграммы оценки работоспособности и риска разрушения трубопроводов с дефектами.

**A. M. Syrotyuk, R. A. Barna, O. L. Bilyy**

### **ASSESSMENT OF SERVICEABILITY AND FRACTURE RISK OF DEFECTIVE PIPELINE OF HEAT-AND-POWER EQUIPMENT**

*The problem of corrosion fatigue damaging of pipelines for heat-and power equipment under long-term operation in the presence of man-caused admixtures was considered. Based on fracture mechanics criteria the calculation assessments of admissible size of crack-like defects in pipe wall of the feeding pipelines of HPP have been made depending on the defects shape and the concentration of organic admixtures  $C_{HCOOH}$  in operating environment. In particular, the diagrams for evaluation of serviceability and fracture risk of pipelines that based on concept of threshold and critical crack depth and parameters of corrosion fatigue defects growth were proposed.*

*Keywords:* man-caused organic admixtures; corrosion damaging of metal; crack-like defects; crack growth rate; threshold and critical crack depth; diagram for assessment of serviceability and fracture risk of pipelines with defects.

**Постановка проблеми.** Проблема надійної та безпечної роботи теплоенергетичного обладнання – актуальна і для України, і для високорозвинутих індустріальних країн [1]. Це пов'язано з двома основними чинниками. По-перше, обладнання поступово вичерпує свій плановий ресурс і в останні роки виявлено значну кількість його пошкоджень, переважно корозійно-втомного характеру [2]. По-друге, існує проблема присутності техногенних органічних домішок в теплоносії парогенеруючих систем енергоблоків ТЕС [3, 4]. У результаті забруднення експлуатаційного середовища утворюються корозійні та корозійно-механічні пошкодження на внутрішніх поверхнях обладнання. Досвід експлуатації електростанцій [1, 3] свідчить, що такі пошкодження можуть становити значний відсоток від загальної кількості (біля 40% [1]) і спричинити появу тріщиноподібних дефектів, подальший розвиток яких приводить до руйнування конструкцій в цілому або її окремих елементів.

*Зв'язок із важливими науковими чи практичними завданнями.* Електроенергетика – базова галузь економіки, яка забезпечує потреби країни в електричній енергії і може виробляти значний її обсяг для експорту. До 2030 р. основою електроенергетичної системи України залишатимуться теплові електростанції (ТЕС), тому вирішальне значення має технічний стан та безпечна експлуатація діючого теплоенергетичного устаткування [6].

На сьогодні 92,1% енергоблоків ТЕС відпрацювали свій розрахунковий ресурс (100 тис. год), а 63,8% перетнули визнану в світовій енергетичній практиці межу граничного ресурсу та межу фізичного зносу – відповідно, 170 тис. та 200 тис. год і потребують модернізації чи заміни [6].

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Технічна діагностика та інженерний досвід експлуатації відповідальних конструкцій і технологічного обладнання засвідчують [11, 12], що в таких об'єктах зростає кількість так званих нетрадиційних пошкоджень, які не прогнозують нормативні інструкції та документи і виникають внаслідок тривалої роботи устаткування або різноманітних відхилень від експлуатаційних режимів. Такі пошкодження, в основному, мають корозійно-механічну природу [4] і утворюються, в першу чергу, в місцях підвищеної концентрації напружень, що спричинена конструктивними особливостями або технологією виготовлення деталі чи вузла.

Експлуатаційна практика засвідчує [5], що власне в цих місцях і виникають основні поломки та руйнування конструктивних елементів. При цьому за фізичною природою таке руйнування є багатостадійним локалізованим процесом зародження та розвитку тріщиноподібних дефектів (гострокінцевих концентраторів напружень) до критичних розмірів [7]. Вирішальне значення тут мають фізико-хімічні чинники локальної взаємодії напруженого металу та робочого середовища, які принципово змінюють кінетику пошкоджуваності матеріалу та суттєво пришвидшують його руйнування.

**Формулювання цілей статті.** За критеріями механіки руйнування здійснити розрахункове оцінювання допустимих розмірів тріщиноподібних дефектів у стінках живильних трубопроводів ТЕС залежно від їх форми та концентрації техногенних органічних домішок у робочому середовищі.

*Об'єкт дослідження* – фізико-хімічні процеси руйнування конструкційних металів та сплавів теплоенергетичного призначення в умовах сумісної дії механічних навантажень та робочих середовищ.

*Мета роботи* – розрахункове оцінювання допустимих розмірів тріщиноподібних дефектів у стінках трубопроводів теплоенергетичного устаткування залежно від їх форми та концентрації техногенних органічних домішок у робочому середовищі.

**Виклад основного матеріалу дослідження.** Нижче, ґрунтуючись на підходах механіки руйнування матеріалів, пропонуємо методу та експертні оцінки працездатності та ризику руйнування дефектних живильних трубопроводів із урахуванням характеристик тріщиностійкості експлуатованого металу та концентрації техногенних органічних домішок у робочому середовищі.

**Критерії оцінки працездатності та ризику руйнування дефектних трубопроводів.** В основу було покладено параметри механіки руйнування матеріалів, а саме – характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості експлуатованого металу трубопроводу [5]. Розглядалися найбільш типові випадки форми дефектів, які виявляють методами неруйнівного контролю при профілактичному огляді трубопроводів [6, 7] в експлуатаційних умовах: корозійна боріздка та корозійна виразка (пітинг). Дефект у стінці трубопроводу з внутрішнім діаметром  $d$  та товщиною стінки  $t$  моделювався півеліптичною тріщиною із розмірами півосей  $a$  та  $c$ . При цьому, для дефектів типу корозійної боріздки відношення півосей змінювалось у діапазоні  $c/a = 0,01...0,2$ , а для корозійної виразки  $c/a = 0,4...0,8$ .

Для підрахунку значень коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН)  $\Delta K_I$  по контуру півеліптичної тріщини на внутрішній поверхні труби використовували залежність [5]:

$$\Delta K_I = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi c} \cdot \left\{ \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{1,12 - 0,48\beta + 0,13 \left( \frac{2\theta}{\pi} \right)^2 \cdot \beta (3\beta - 2 - \alpha)}{1 - \alpha (1 - 0,75\beta)} + \frac{1,13}{k_f} \left[ \beta \left( \frac{2\theta}{\pi} \right)^2 \cdot (\alpha - 0,4 + 0,6\beta) + \beta (1 - 1,4\alpha) + 0,62\lambda (1 - \beta) \cdot \psi(\alpha) \right] \right\}, \quad (1)$$

де  $\Delta \sigma$  – розмах напружень розтягу за цикл навантаження:  $\Delta \sigma = (\Delta p \cdot d) / 2t$ ;  $\Delta p$  – пульсація (зміна тиску) робочого середовища в трубопроводі за цикл навантаження;  $d$  – внутрішній діаметр труби;  $t$  – товщина стінки труби;  $c$  – глибина тріщини;  $a$  – довжина тріщини;  $\theta$  – кут від малої осі півеліптичної тріщини;  $k_f$  – коефіцієнт, що враховує відхилення поперечного перерізу труби від колового;

$$\lambda = \begin{cases} 1, \alpha \geq 1/20 \\ 1, 15 - 60(\alpha)^2; 0 \leq \alpha \leq 1/20 \end{cases}; \quad \psi(\alpha) = (\alpha)^{-1/2} \cdot \sqrt{(1-\alpha)^{-3} - (1-\alpha)^3}.$$

Основою для чисельних оцінок міцності та довговічності були базові діаграми [5] циклічної тріщиностійкості експлуатованого металу трубопроводу. Такі діаграми (залежності швидкості росту корозійно-втомної тріщини від розмаху КІН) розміщені між двома граничними значеннями: нижнім пороговим значенням  $\Delta K_{th}$ , яке відповідає значенню  $\Delta K_I$  за якого корозійно-втомна тріщини не росте і верхнім  $\Delta K_{fc}$ , яке відповідає значенню  $\Delta K_I$ , за якого настає спонтанний (катастрофічний) ріст тріщини.

При оцінюванні потенційного розвитку корозійно-втомних дефектів вважалось, що тріщиноподібний дефект розвивається з числом циклів навантаження  $N$  зберігаючи півеліптичну форму. Однак співвідношення півосей  $a$  та  $c$  є величиною змінною, тобто:

$$c/a = f(C_m, N), \quad (2)$$

і залежить від системи «матеріал–середовище», що характеризується деякими сталими  $C_m$ . Прийнято, що опір поширенню тріщини, як в напрямку півосі  $c$ , так і в напрямку півосей  $a$ , повністю визначається діаграмою циклічної корозійної тріщиностійкості металу трубопроводу, що одержана за заданих умовах випробування. В аналітичному вигляді це представлено за допомогою відомої степеневі залежності Паріса:

$$dc/dN = C(\Delta K_{I(\theta=0)})^n \quad \text{та} \quad da/dN = C(\Delta K_{I(\theta=\pi/2)})^n, \quad (3)$$

де  $C$  і  $n$  – константи, що характеризують систему «матеріал–середовище».

Оцінку безпечної експлуатації дефектного трубопроводу здійснювали за критерієм порогової глибини тріщини  $c_{th}$  на основі її взаємозв'язку із пороговими значеннями КІН  $\Delta K_{th}$ . Це дає змогу, враховуючи експериментальні дані про циклічну тріщиностійкість матеріалу труби та дані діагностики стану трубопроводів (тобто розміри та форму тріщин), оцінити потенційну можливість розвитку тріщин при подальшій експлуатації, а також ступінь ризику руйнування трубопроводу. Тут під пороговим розміром тріщини вважається напівеліптична тріщина фіксованої форми ( $c/a$ ) та глибиною  $c = c_{th}$  у вершині якої значення КІН рівне пороговому:  $K_I = \Delta K_{th}$ . Таким чином, критерієм безпечного тріщиноподібного дефекту буде умова [8]:

$$c \leq c_{th}(\Delta K_{th}) \quad \text{при} \quad (c/a) = \text{const}. \quad (4)$$

Тобто, всі виявлені при діагностичному огляді дефекти глибиною  $c \leq c_{th}$  вважаються безпечними, оскільки не мають потенційної здатності до подальшого розвитку.

Розглянуто також випадок розрахунку допустимої глибини  $c^*$  тріщини, для забезпечення безаварійної роботи трубопроводу між двома черговими профілактичними оглядами. Його пропонується здійснювати за критерієм приросту  $\Delta c$  виявленого тріщиноподібного дефекту глибиною  $c_0$ , тобто

$$\Delta c \leq \Delta c^* \quad \text{при} \quad \Delta N = \Delta N^*, \quad (5)$$

де  $\Delta c^*$  – допустимий приріст тріщини в глибину;  $\Delta N^*$  – планове число циклів навантаження впродовж експлуатації трубопроводу між двома профілактичними оглядами. Фізично це означає оцінку за деякою граничною швидкістю розвитку корозійно-втомної тріщини впродовж запланованого терміну експлуатації трубопроводу  $(dc/dN)^*$ :

$$dc/dN \leq (dc/dN)^*. \quad (6)$$

Так, наприклад, якщо ми виберемо значення  $(dc/dN)^* = 10^{-4}$  мм/цикл, то це означає, що наявні в трубопроводі тріщини глибиною  $c_i$  можуть максимально розвинути на 1 мм впродовж 10000 циклів навантаження [8]. Вибір значень  $\Delta N^*$  здійснюється із урахуванням статистичних даних про експлуатацію енергоблоків на ТЕС України [1].

Оцінка ризику крихкого катастрофічного руйнування здійснювалась за відомим критерієм механіки крихкого руйнування:

$$\Delta K_I \leq \Delta K_{fc}, \quad (7)$$

де  $\Delta K_{fc}$  – циклічна в'язкість руйнування [5]. Тут під критичним розміром тріщини вважається напівеліптична тріщина фіксованої форми ( $c/a$ ) та глибиною  $c = c_{fc}$ , у вершині якої значення КІН рівне критичному:  $K_I = \Delta K_{fc}$ . Таким чином, критерієм критичного тріщиноподібного дефекту буде умова:

$$c = c_{fc}(\Delta K_{fc}) \quad \text{при} \quad (c/a) = \text{const}. \quad (8)$$

Всі виявлені при діагностичному огляді дефекти глибиною близькою до значення  $c_{fc}$  є критично небезпечними, оскільки мають потенційну здатність до спонтанного поширення, що призведе до катастрофічного руйнування трубопроводу.

**Циклічна тріщиностійкість експлуатованого металу трубопроводу при різній концентрації техногенних органічних домішок в робочому середовищі.** Дослідження проведено в середовищах різного складу. За основу було взято робоче середовище номінального складу, згідно норм експлуатації ТЕС [1]: вода високого ступеня очистки з рН  $7 \pm 0,5$  та провідністю  $\chi \leq 3$  мС/м. Як органічні домішки використано розчин мурашиної кислоти різної концентрації  $C_{HCOOH}$  (мг/кг) у номінальному середовищі. Це зроблено на підставі результатів досліджень [1], які показали, що вона є найбільш корозійно агресивною відносно металу трубопроводу, порівняно із іншими домішками виявленими у водозаборі даної ТЕС.

При дослідженнях використано спеціальну методику [5], яка забезпечувала постійність складу та рН середовища у порожнині втомної тріщини, що розвивається. Експерименти проведено на балкових зразках прямокутного поперечного перерізу ( $10 \times 20$  мм) з початковою крайовою тріщиною однакової довжини  $c_0 \approx 4$  мм та при приблизно однаковому початковому рівні навантаження, що характеризувався значенням розмаху КІН  $\Delta K_0$  (табл. 1). Температура середовища становила  $25^\circ\text{C}$ , коефіцієнт асиметрії циклу навантаження –  $R = 0$ , частота  $f = 1$  Гц. Загалом, було проведено п'ять серій випробувань за різних концентрацій домішок у робочому середовищі (табл. 1).

Таблиця 1. Умови випробування на циклічну корозійну тріщиностійкість експлуатованого металу живильних трубопроводів за чистого згину

Середовище	$f$ , Гц	$R$	$c_0$ , мм	$\Delta K_0$ , МПа $\cdot\sqrt{\text{м}}$
Номінальне (H <sub>2</sub> O)	1,0	0	3,95	11,58
Номінальне + $C_{HCOOH}$ (3 мг/кг)	1,0	0	3,90	11,59
Номінальне + $C_{HCOOH}$ (5 мг/кг)	1,0	0	4,06	10,92
Номінальне + $C_{HCOOH}$ (10 мг/кг)	1,0	0	4,03	13,73
Номінальне + $C_{HCOOH}$ (100 мг/кг)	1,0	0	4,05	13,71

Первинні дані випробувань представлені як масив експериментальних точок швидкості росту корозійно-втомної тріщини  $dc/dN$  від її довжини  $c$  за різних концентраціях органічних домішок, які засвідчили їх помітний вплив на розвиток тріщиноподібних дефектів. На основі одержаних експериментальних даних були визначені значення порогових  $\Delta K_{th}$  та критичних  $\Delta K_{fc}$  КІН, а також константи  $n$  та  $C$  степеневі залежності Паріса (3), що описують середньоамплітудні ділянки діаграм циклічної тріщиностійкості матеріалу (табл. 2).

Аналіз одержаних результатів свідчить про наступне. У цілому, присутність техногенних органічних домішок змінює характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості експлуатованого металу живильних трубопроводів, порівняно із випробуваннями в робочому середовищі номінального складу. Найбільш помітні зміни відбуваються в діапазоні  $0 \leq C_{HCOOH} \leq 10$  мг/кг. При цьому, зростає крутизна діаграм, що відбивається зростанням значення параметра  $n$  степеневі залежності Паріса (див. табл. 2), а також помітно знижується циклічна в'язкість руйнування  $\Delta K_{fc}$  при практично незмінному рівні порогового значення КІН  $\Delta K_{th}$ . Цей факт повинен враховуватись при експертних оцінках роботоздатності та ризику руйнування експлуатованих живильних трубопроводів із тріщиноподібними дефектами.

Таблиця 2. Параметри циклічної корозійної тріщиностійкості експлуатованого металу живильних трубопроводів при різній концентрації техногенних органічних домішок у робочому середовищі

Середовище	$n$	$C$ , $\frac{\text{мм/цикл}}{(\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}})^n}$	$\Delta K_{th}$ , МПа $\sqrt{\text{м}}$	$\Delta K_{fc}$ , МПа $\sqrt{\text{м}}$
Номінальне (H <sub>2</sub> O)	4,25	$4,00 \cdot 10^{-10}$	10,80	31,88
Номінальне + $C_{HCOOH}$ (3 мг/кг)	4,56	$1,83 \cdot 10^{-10}$	10,90	29,88
Номінальне + $C_{HCOOH}$ (5 мг/кг)	5,56	$9,49 \cdot 10^{-12}$	12,13	27,78
Номінальне + $C_{HCOOH}$ (10 мг/кг)	5,78	$8,41 \cdot 10^{-12}$	11,25	24,95
Номінальне + $C_{HCOOH}$ (100 мг/кг)	5,83	$7,82 \cdot 10^{-12}$	11,07	24,34

Діаграми для оцінювання працездатності та ризику руйнування живильного трубопроводу з корозійними дефектами. На основі викладених вище критеріїв (4), (6) та (8) були побудовані спеціальні діаграми [9, 10] у координатах «характеристична глибина дефекту – форма дефекту» (рис. 1).

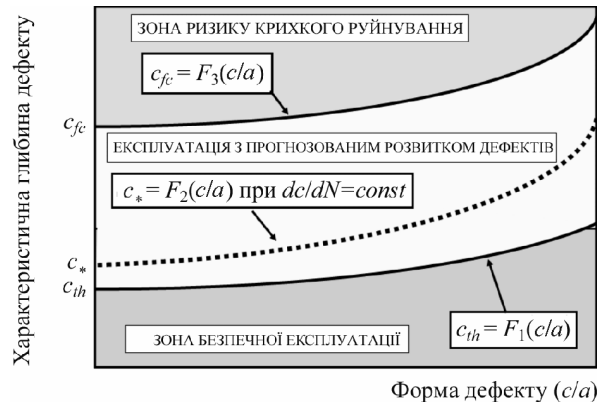


Рис. 1. Схематичний вигляд діаграми для оцінювання працездатності та ризику руйнування трубопроводу з тріщиноподібними дефектами

Така діаграма містить три характерні зони. По-перше це зона безпечної експлуатації трубопроводу, що знаходиться нижче кривої  $c_{th} = F_1(a/c)$ . Це стосується випадку коли глибина всіх виявлених при діагностичному огляді дефектів є меншою за порогове значення, тобто  $c = c_{th}$ . Такі дефекти вважаються безпечними, оскільки не мають потенційної здатності до подальшого розвитку.

Друга зона – це зона експлуатації з прогнозованим розвитком наявних тріщиноподібних дефектів. Це означає, що впродовж певного запланованого терміну експлуатації трубопроводу допускається розвиток існуючих тріщин з швидкістю, що не перевищує деяку встановлену граничну, тобто  $dc/dN \leq (dc/dN)^*$ . Значення  $(dc/dN)^*$  вибирається залежно до вимог та норм експлуатації трубопроводу, а також конкретної виробничої ситуації на ТЕС. За вибраним значенням граничної швидкості  $(dc/dN)^*$  розраховують криву  $c_* = F_2(a/c)$ . Всі наявні в трубопроводі тріщиноподібні дефекти глибиною  $c_i \leq c_*$  будуть розвиватись із швидкістю нижче граничної і можуть вважатись умовно безпечними для даного випадку.

Третя зона – зона ризику крихкого руйнування, яка знаходиться вище кривої  $c_{fc} = F_3(a/c)$ . Тобто для всіх виявлених при діагностичному огляді дефектів глибиною  $c_i \geq c_{fc}$  реалізується критерій катастрофічного руйнування і експлуатація трубопроводу з такими дефектами недопустима.

Нижче наведені діаграми оцінки роботоздатності та ризику руйнування розраховані для експлуатованого живильного трубопроводу з діаметром 526 мм та товщиною стінки 50 мм при максимальному робочому тиску теплоносія  $p_{max} = 35$  МПа та можливій пульсації тиску при експлуатації  $\Delta p = 10,5$  МПа (рис. 2).

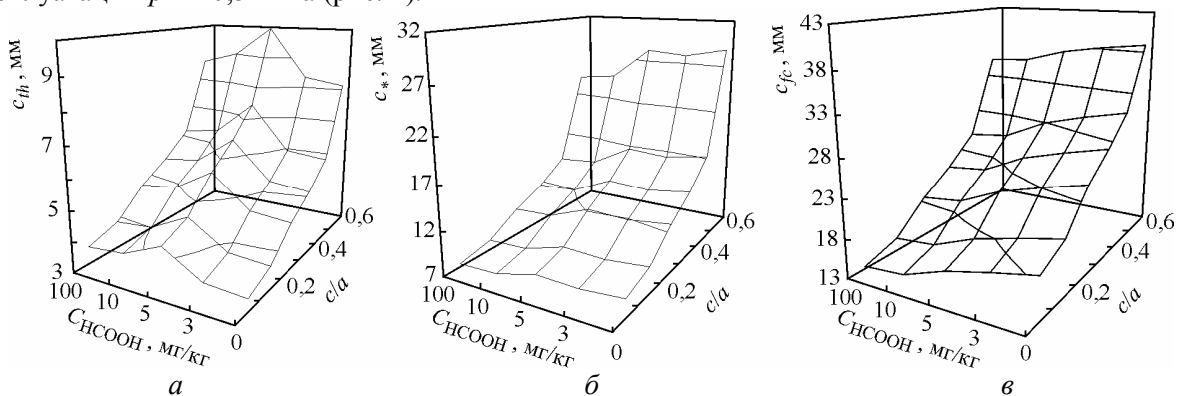


Рис. 2. Діаграми для оцінювання працездатності та ризику руйнування живильного трубопроводу з дефектами (труба 526×50 мм з ТЕС «Л», термін експлуатації 145 тис. год.).

Допустима глибина тріщини за критеріями: а –  $c_{th}$ ; б –  $c_*$ ; в –  $c_{fc}$

Тут були враховані одержані експериментальні дані про базові характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості металу трубопроводу, концентрації техногенних органічних домішок у теплоносії  $C_{НСООН}$ , а також зміну форми тріщиноподібних дефектів, що враховувалось



параметром  $c/a$ . Для зони експлуатації з прогнозованим розвитком наявних тріщиноподібних дефектів крива  $c_* = F_2(a/c)$  розрахована за значення граничної швидкості розвитку корозійно-втомної тріщини  $(dc/dN)_* = 10^{-4}$  мм/цикл [10].

Одержані результати (рис. 2) вказують на зниження допустимих розмірів дефектів із зростанням концентрації органічних домішок у робочому середовищі, тобто їх негативний вплив на експлуатаційну міцність та довговічність розглянутих живильних трубопроводів енергоблоків ТЕС.

*Висновки з даного дослідження і перспективи подальших розвідок у даному напрямку.* За критеріями механіки руйнування зроблено розрахункові оцінки допустимих розмірів тріщиноподібних дефектів у стінках живильних трубопроводів ТЕС залежно від їх форми та концентрації техногенних органічних домішок у робочому середовищі. Виявлено зниження допустимих розмірів дефектів із зростанням їх концентрації. Побудовані діаграми оцінки роботоздатності та ризику руйнування можна розглядати як основу для експертних висновків про можливість подальшої експлуатації живильних трубопроводів з дефектами, виявленими під час профілактичних оглядів.

1. Білий О. Критерії оцінки ризику корозійно-втомного руйнування живильних трубопроводів енергоблоків ТЕС / О. Білий, А. Сиротюк // Вісник Нац. техн. ун-ту «Харківський політехнічний інститут». – 2008. – № 32. – С. 14–18.
2. Вайнман А. Современное состояние проблемы коррозии металла пароводяного тракта энергоблоков СКД ТЭС Украины / Аркадій Вайнман // Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів (Корозія–2002): у 2-х т. // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2002. – Спец. вип. № 3. – Т. 1. – С. 44–50.
3. Вайнман А. Б. О влиянии среды на металл пароводяного тракта энергетических блоков сверхкритического давления / А. Б. Вайнман, О. И. Мартынова, О. Д. Смиян // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 1995. – Т. 31, № 5. – С. 95–104.
4. Дмитрах І. М. Вплив корозійних середовищ на локальне руйнування металів біля концентраторів напружень [Текст] / І. М. Дмитрах, В. В. Панасюк. – Львів: Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка, 1999. – 342 с.
5. Энергетична стратегія України на період до 2030 року. Схвалено розпорядженням Кабінету Міністрів України від 15 березня 2006 р., №145 – 16 р.
6. Механіка руйнування та міцність матеріалів [Текст]: довідн. посіб. / За заг. ред. В.В. Панасюка. [Т. 7]: Надійність та довговічність елементів конструкцій теплоенергетичного устаткування / І.М. Дмитрах, А.Б. Вайнман, М.Г. Стащук, Л. Тот: [за ред. І.М. Дмитраха]. – К.: ВД „Академперіодика”, 2005. – 378 с.
7. Панасюк В. В. Механика квазирупкого разрушения материалов / В. В. Панасюк. – К.: Наук. думка, 1991. – 416 с.
8. Поведение органических веществ на разных стадиях водоподготовки / Б. Н. Ходырев, В. В. Панченко, А. И. Калашников и др. // Энергетик. – 1993. – №3. – С. 16–18.
9. Характеристики корозійної тріщиностійкості матеріалів та їх значення в проблемі забезпечення експлуатаційної надійності теплоенергетичного обладнання. Ч. I / В. В. Панасюк, І. М. Дмитрах, А. Б. Вайнман та ін. // Энергетика та електрифікація. – 1998. – № 6. – С. 29–35.
10. Характеристики корозійної тріщиностійкості матеріалів та їх значення в проблемі забезпечення експлуатаційної надійності теплоенергетичного обладнання. Ч. II / В. В. Панасюк, І. М. Дмитрах, А. Б. Вайнман та ін. // Энергетика та електрифікація. – 1999. – № 1. – С. 34–44.
11. Цільова комплексна програма наукових досліджень НАН України „Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин” // Зб. наук. статей за результатами, отриманими в 2004–2006 рр. / За заг. ред. Б. Є. Патона. – К.: Ін-т електрозварювання ім. Є. О. Патона, 2006. – 588 с.
12. Цільова комплексна програма наукових досліджень НАН України „Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин” // Зб. наук. статей за результатами, отриманими в 2007–2009 рр. / За заг. ред. Б. Є. Патона. – К.: Ін-т електрозварювання ім. Є. О. Патона, 2009. – 708 с.
13. Dmytrakh I. M. Corrosion fatigue cracking and failure risk assessment of pipelines / I. M. Dmytrakh // Safety, Reliability and Risks Associated with Water, Oil and Gas Pipelines: NATO Science for Peace and Security Series. – The Netherlands: Springer, 2008. – P. 99–113.
14. Dmytrakh I.M. Structural Integrity Assessment of Heat-and-Power-Engineering Pipelines with Corrosion Defects [електронний ресурс] / I. M. Dmytrakh, V. V. Panasyuk // Proc. 17th European Conference on Fracture ECF17). – Brno, Czech Republic, September 2-5, 2008.

Стаття надійшла до редакції 24.04.2014.

Рецензенти:

Студент О. З. – д.т.н., проф., провідний науковий співробітник Фізико-механічного інституту ім. Г. В. Карпенка НАН України;

Ткачук Ю. М. – к.т.н., доцент Луцького національного технічного університету.



УДК: 539.3:620.179.17

В. Р. Скальський<sup>1</sup>, Л. Н. Добровольська<sup>1</sup>, Д. В. Рудавський<sup>2</sup>, Р. Я. Ярема<sup>3</sup><sup>1</sup> Луцький національний технічний університет<sup>2</sup> Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка Національної академії наук України<sup>3</sup> Приватне акціонерне товариство "Львівський локомотиво-ремонтний завод"**РОЗПОДІЛ КОНЦЕНТРАЦІЇ ВОДНЮ У СТІНЦІ РЕКТОРА ПІД ЧАС ЙОГО ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТА ОХОЛОДЖЕННЯ**

*Подано результати розрахунку розподілу концентрації водню у біметалі стінки реакторів у стаціонарному режимі роботи та під час їх охолодження. Встановлено, що нестационарне температурне поле породжує в біметалі пікові концентрації водню, які в декілька разів перевищують рівноважні значення для умов наводнювання за високих температури та тиску. Такі перенасичення воднем є нерівноважними, оскільки в цілому йде процес дегазації стінки і ці піки після певного часу (у даному випадку після декілька десятків тисяч годин) роботи реактора у стаціонарному режимі починають розсмоктуватися.*

*Показано, що за наявності тепловмін необхідно брати до уваги параметри, що характеризують розчинність та дифузію водню в матеріалах. Зі збільшенням відношення розчинності водню у наплавці до аналогічного показника для металу основи під час охолодження, збільшується концентрація водню у зоні сплавлення.*

Рис. 2. Літ. 26.

В. Р. Скальський, Л. Н. Добровольская, Д. В. Рудавский, Р. Я. Ярема

**РАСПРЕДЕЛЕНИЕ КОНЦЕНТРАЦИИ ВОДОРОДА В СТЕНКЕ РЕКТОРА ПРИ ЕГО ЕКСПЛУАТАЦИИ И ОХЛАЖДЕНИИ**

*Представлены результаты расчета распределения концентрации водорода в биметаллической стенке реакторов в стационарном режиме работы и при их охлаждении. Установлено, что нестационарное температурное поле порождает в биметалле пиковые концентрации водорода, которые в несколько раз превышают равновесные значения для условий наводороживания при высоких температуре и давлении. Такое перенасыщение водородом является неравновесными, поскольку в целом идет процесс дегазации стенки и эти пики после определенного времени (в данном случае после нескольких десятков тысяч часов) работы реактора в стационарном режиме начинают рассасываться.*

*Показано, что при наличии тепловмен необходимо учитывать параметры, характеризующие растворимость и диффузию водорода в материалах. С увеличением отношения растворимости водорода в наплавке к аналогичному показателю для металла основы при охлаждении, увеличивается концентрация водорода в зоне сплавления.*

V. R. Skalsky, L. N. Dobrovol'ska, D. V. Rudavsky, R. Y. Yarema

**HYDROGEN CONCENTRATION DISTRIBUTION IN THE REACTOR WALL DURING ITS OPERATION AND COOLING**

*The calculation results of hydrogen concentration distribution in the bimetallic wall of the reactors in steady state operation as well as during its cooling are presented at the paper. It was found that non-stationary temperature field generates peak concentrations of hydrogen in the bimetal, which is several times higher than the equilibrium values for the hydrogenation conditions of high temperature and pressure. Such hydrogen oversaturation is non-equilibrium. Because of degassing process in the reactor wall these concentration peaks start to dissolve after a certain time (in this case, after tens of thousands of hours) of the reactor operation.*

*It is shown that parameters of the hydrogen solubility and diffusion in materials should be taken into account because of heat variation. The hydrogen concentration in the fusion zone increases with the increase in the ratio of the hydrogen solubility in overlaying welding to the hydrogen solubility in the base metal during cooling.*

**Актуальність досліджень.** Реактори, які працюють за наявності високих температур і тиску, а також воденьмісного середовища, виробляють з хромомолібденової сталі. Водень розчиняється в біметалевій стінці реактора під час робочих процесів і може викликати водневі пошкодження [1, 2]. При цьому матеріали корпусу реакторів перебувають під впливом водню досить високої активності. Для газової фази мірою активності є тиск водню, а у твердому розчині в металі – його концентрація, причому в широкому температурному інтервалі – від кімнатної (приблизно 290° К) до температури робочих процесів 723 К (450° С).

Коли реактор потрапляє в режим роботи за кімнатної температури, конструкція зазнає дії водню, що надійшов в метал в результаті високотемпературного наводнення протягом робочих циклів. Це означає, що реактори піддаються ризику водневої деградації, коли є умови для реалізації всіх трьох основних чинників – водневої крихкості, водневої деградації перетворення

(тут важливою є воднева корозія вуглецевих сталей за підвищеної температури і активності водню) і водневої деструкції [3].

Форми реалізації водневої деградації металів у конкретних ситуаціях дуже різноманітні і можуть стати несподіваними, наприклад, у вигляді утворення і росту тріщин водневої крихкості, а може проявитися і у вигляді утворення водневих деструкцій – несущільностей і розшарувань у період спокою агрегатів після виведення їх з робочого режиму та усунення контакту з воднем. Такі деструкції можуть потім за повторних пусків стати ініціаторами повного руйнування.

Маючи мету оцінити працездатність і дослідити ресурс конструкцій, що піддаються ризику водневої деградації, аж ніяк не достатньо проводити розрахунки для того чи іншого з режимів роботи агрегату, який підозрюється як найбільш несприятливий за рівнем напружень або за зовнішньою активністю водню (у середовищі), будь то номінальний робочий, форсований чи перехідний режими. Для достовірності результатів і висновків необхідно проаналізувати всю історію взаємодії з воднем, зміни температурного і напружено-деформованого стану виробів за всіма складовими частинами ординарних циклів. Обумовлено це тим, що на будь-якому з етапів можуть складатися сприятливі умови для реалізації катастрофічного поєднання зовнішніх впливів і факторів водневої деградації матеріалу в конструкції, котрі здатні проявитися або негайно, або стати джерелом подальшого руйнування [4].

**Стан проблеми.** Воднева корозія є різновидом водневої деградації перетворення і являє собою процес хімічної взаємодії компонентів сталі основи або зони сплавлення (головним чином вуглецю) з воднем, який проходить крізь наплавлення. При цьому відбувається утворення водневих сполук (зазвичай метану тощо), що викликає обезвуглечення і деструкцію металу. Опір сталі водневій корозії описується діаграмами Нельсона [5].

Що стосується корпусної сталі 15X2НМФ-А, то можливість її водневої корозії за умов роботи реактора заперечується [5]. У літературі, присвяченій розгляду аналогічних проблем за кордоном, для сталей того ж призначення (2,25% Cr – 1% Mo) згадки про можливість водневої корозії також відсутні, констатується її стійкість проти такого виду деградації [6].

Дослідження в галузі фізики систем “метал-водень” вказують на можливе існування впливу водню на процеси взаємної дифузії в сплавах, на процеси дифузії вакансій, виникнення вакансійних кластерів та їх коагуляції в мікропори, на процеси фазоутворення і на мікροструктурні перетворення. Тобто, взагалі кажучи, не виключений вплив водню на протікання в металах мікропроцесів, пов’язаних з повзучістю і тепловою крихкістю. Виявляється, що вплив водню на високотемпературну механічну поведінку матеріалів реактора, хоча і не виключений, але не є суттєвим. Тому його вивчення, насамперед експериментальне встановлення самого факту його існування для матеріалів реактора, представляє швидше науковий, ніж практичний інтерес.

Воднева деструкція (в реакторах проявляється у вигляді водневих відшарувань) – різновид водневої деградації металів, що відбувається за невисоких температур і виявляється, як показує досвід [7–11], утворенням у них несущільностей (деструкцій) без участі будь-яких хімічних процесів. Вона не вимагає, взагалі кажучи, додаткових механічних і теплових навантажень, а обумовлена лише перенасиченням металу воднем. У світовій літературі, присвяченій аналізу водневих проблем реакторобудування, цей ефект є предметом найбільшої уваги [1, 6, 12, 13].

Факти (дані про промислові реактори гідрокрекінгу і результати експериментальних досліджень зразків із наплавками) свідчать про те, що в біметалах, насичених воднем за високої температури і тиску, після їх охолодження без впливу водню через декілька годин виникають і починають з’являтися відшарування наплавки від основи. Відбувається це, підкреслимо, через чималий час після завершення охолодження. У порожнину відшарування з навколишнього металу, мабуть, виділяється водень, тиск якого викликає розширення тріщини відшарування. На цьому етапі до ймовірних чинників водневої деструкції реакторів можна віднести водневу крихкість, тобто зменшення під дією водню опору металу руйнуванню (тріщиностійкості), яке не обумовлене хімічними, фазовими або структурними перетвореннями в сталях. Таким чином, саме явище водневої деструкції (відшарування), яке може відбуватися після виходу реактора з режиму взаємодії з воднем при високих температурах і тиску, заслуговує на увагу з точки зору оцінювання ресурсу та забезпечення працездатності реактора.

Наплавлений шар металу на внутрішню поверхню корпусу реактора наносять із матеріалів, які мають низьку водневу проникливість, тобто відзначаються незначною розчинністю у них водню чи дифузійною його рухливістю. Таким чином, захисні покриття лише сповільнюють наводнювання основного матеріалу корпусу, але не виключають його. За час експлуатування в основному металі буде досягнута концентрація водню, що дорівнює його рівноважній розчинності

в основному металі за наявних тиску і температури. Надалі водень у металі може проявитися по-різному, залежно від параметрів експлуатування корпусу, особливо циклів його зупинки-пуску. У цьому випадку відбувається охолодження конструкції, під час якого нижча температура біля поверхні призводить до виникнення там температурних напружень розтягу, які у випадку реактора, у наплавці будуть суттєвішими внаслідок більшого температурного коефіцієнта лінійного розширення аустенітної сталі, ніж сталі основи. В умовах швидкого охолодження вони можуть бути великі протягом деякого часу, доки температура вузла не стане рівномірнішою. З іншого боку, з пониженням температури наводнений метал потрапляє у такий температурний інтервал, коли може проявитися воднева деградація у вигляді "внутрішнього водневого окрихчення" [4, 14]. Тоді під дією механічних напружень і водню, що наявний у металі стінки реактора, можливе утворення тріщин водневого окрихчення та їх докритичне підростання. Це є причиною подальшого руйнування корпусу під дією робочого навантаження, яке до цього було безпечним.

За час тривалого експлуатування основний метал може бути так само сильно наводнений, як і без покриття. З причини малої водневої проникливості, покриття також перешкоджають і виходу водню з основного металу та межі сплавлення під час охолодження корпусу або за відсутності контакту металу внутрішньої поверхні з воденьвмісним середовищем. У випадку досить швидкого охолодження можливе дуже високе перенасичення металу воднем [1]. Тоді тріщини утворюються вздовж границь великих аустенітних зерен поблизу межі сплавлення, де відбулося випадання карбідів під час посттермообробки і утворився широкий шар карбідів внаслідок міграції вуглецю з основного металу. Тріщини зароджуються і ростуть вздовж цієї межі, перетворюючись на розшарування.

**Мета досліджень** – розрахувати розподіл концентрації водню у біметалевій стінці корпусу ядерного реактора у стаціонарному режимі експлуатування та під час охолодження.

**Розрахунок концентрації водню у стінці реактора за стаціонарного режиму роботи.** В якості основного металу стінки корпусу розглядали сталь 15X2МФА-А, а наплавленого шару – сталь 07X25Н13. Товщини матеріалів становили для основного металу  $x_{\alpha} = 0,18$  м, а для наплавки –  $x_{\gamma} = 0,01$  м (рис. 1). Робочі параметри водневого середовища: температура  $T = 623$  К (350°C), тиск  $p_{H_2} = 16$  МПа.

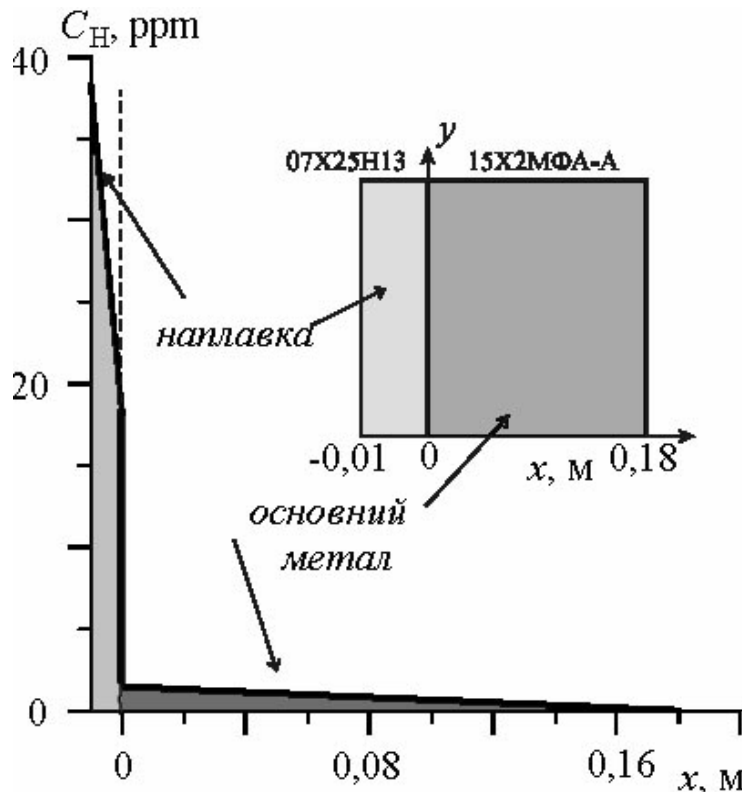


Рис. 1. Розрахований стаціонарний розподіл концентрації водню у біметалі стінки реактора

Розрахунок проводили за відомою методикою [11, 15], поклавши для основного металу коефіцієнт дифузії  $D_\alpha = 4,96 \times 10^{-9} \text{ м}^2/\text{с}$ , розчинність водню –  $K_\alpha = 3,042 \text{ ppm}$ . Для металу наплавки ці параметри були:  $D_\gamma = 1,98 \times 10^{-11} \text{ м}^2/\text{с}$ ;  $K_\gamma = 38,313 \text{ ppm}$ , відповідно [16, 17]. Отримані результати приведено на рис. 1. і вони корелюють із аналогічними розрахунками, проведеними для стінки реактора гідрокрекінгу нафти [1]. Як бачимо, граничні концентрації водню в металах під час роботи реактора відповідають його розчинності у них, а найвища концентрація в основному металі є на межі сплавлення.

**Розподіл концентрації водню під час охолодження.** Хоча у багатьох працях дослідники показали домінуючу роль водню у механізмах відшарування наплавленого металу від основного [1, 18–26], однак особливої уваги заслуговує процес охолодження корпусу реактора. Під час зупинки його роботи з подальшим охолодженням проходить перерозподіл і аномальне накопичення водню на межі сплавлення, коли багатократно перевищується межа розчинності [1, 11]. Як вже згадано вище, виділяючись на поверхнях карбідів водень, відповідно до закону Сівертса, спричинює там високий тиск, який зумовлює руйнування шляхом відшарування наплавки.

Вплив водню не проявляється відразу, але він може бути причиною несподіваного руйнування під час подальшого експлуатування. Визначальну роль тут відіграє біметалева конструкція корпусу. Захисні покриття мають малу водневу проникність, яка визначається добутком  $C_S D$ , тобто малими значеннями розчинності у них водню чи його дифузійною рухливістю. З часом в основному металі досягається концентрація водню, яка дорівнює (в закритій рівноважній системі) рівноважній його розчинності в основному металі за робочих тиску середовища і температури (рис. 1). Надалі цей чинник може проявлятися по-різному, залежно від параметрів перехідних процесів, які відбуваються у стінці корпусу.

Розглянемо поведінку біметалу, наводненого за високотемпературного режиму, з подальшим охолодженням протягом перехідного режиму зупинки чи за аварійної ситуації [11]. У цьому разі відбувається охолодження корпусу, під час якого нижча температура біля поверхні призводить до виникнення там температурних напружень розтягу, які у наплавці будуть вищими внаслідок більшого значення температурного коефіцієнта лінійного розширення для аустенітної сталі ( $15 \dots 16 \times 10^{-6} \text{ град}^{-1}$ ), ніж для сталі основи ( $12 \dots 13 \times 10^{-6} \text{ град}^{-1}$ ). Швидке охолодження призводить до того, що ці напруження можуть бути значними протягом деякого часу, доки температура вузла не стане рівномірнішою. Окрім цього, з пониженням температури наводнений метал переходить у температурний інтервал  $150 \leq T \leq 400 \text{ K}$ , коли може проявитися воднева деградація у вигляді “внутрішнього водневого окрихчення” [12, 14]. Тоді під дією механічних і температурних напружень та наявного водню, що вже є у металі стінки реактора, можливе утворення тріщин водневого окрихчення та їхнє докритичне підростання. Це призводить до безпосереднього руйнування конструкції або зумовлює руйнування за наступних навантажень тільки внаслідок росту тріщини під дією робочого тиску, який до цього часу не мав такого впливу.

Якщо наявне захисне покриття, то воно може не тільки не захистити метал основи від проникнення водню, але й поглибити небезпеку водневого руйнування. Протягом деякого часу основний метал стає так само наводненерим, як і без покриття. Але в той же час в силу малої водневої проникності, покриття перешкоджають і виходу водню з металу під час охолодження або за відсутності контакту з водневомісним середовищем. Тоді за швидкого охолодження можливе високе перенасичення металу воднем, яке еквівалентне дії на метал середовища водню за невисокої температури, але тиску в тисячі атмосфер. За тих же обставин у разі високих значень відношення швидкості охолодження до швидкості дегазації (зменшення концентрації водню), можливий такий прояв водневої деградації, як воднева деструкція металу.

А саме, якщо у металі існують які-небудь внутрішні дефекти (особливо пори), то за концентрації водню  $C_0$  в околі такої порожнини за температури  $T_0$  тиск газу водню у ній згідно з законом Сівертса може збільшитись до  $4,6 \times 10^3$  разів (якщо охолодження досить швидке порівняно зі швидкістю дегазації). Тоді виникає руйнування матеріалу стінки без впливу термомеханічних напружень. Відзначимо, що це може статися навіть тоді, коли конструкція перебуває у неробочому стані спокою, тобто відсутні і силові, і температурні навантаження. Отже, деструктивна дія водню у даному випадку може посилитися чинниками, які перешкоджають швидкому його виходу з металу під час охолодження.

Зазначимо, що рушійною силою руйнування тут буде механічний тиск водню у дефекті. Але при цьому руйнування проходить у наводненому металі за наявності в зоні руйнування водневого середовища. Отож ріст тріщини у металі під дією тиску водню може відбуватися ще й за водневого окрихчення металу [11]. Однак для розвитку таких пошкоджень необхідною умовою є наявність порожнин в зоні перенасичення. Допоки їх немає, надрівноважний тиск водню не може бути чинником водневої деградації у конструкції стінки реактора. Початкові мікропорожнини у металах існують не завжди і тоді основним є питання про їхнє утворення у двошаровому елементі за виникнення перенасичення металу воднем.

Під час охолодження металу реакція знеугличення карбідів згасає і за досягнення температури приблизно 573 К зупиняється. Але у мікропори продовжує натікати водень, оскільки температурна залежність розчинності водню в  $\alpha$ -залізі основного металу сильніша, ніж у  $\gamma$ -залізі наплавки. Це означає, що під час зниження температури величина коефіцієнта розчинності  $K_{S_\alpha}$  зменшується набагато швидше, ніж  $K_{S_\gamma}$ . Відповідно за таких концентрацій в  $\alpha$ - і  $\gamma$ -залізі  $C_{\alpha,\gamma}$  ступінь перенасичення металу воднем, яка характеризується відношенням концентрації до розчинності, у металі основи буде збільшуватися швидше, ніж у наплавці. Крім того, під час охолодження у деякому околі зони сплавлення виникне рушійна сила перенесення водню зі сталі основи у наплавку. Вона буде тим більшою, чим швидше знижується температура. У свою чергу, коефіцієнт дифузії водню у наплавці  $D_\gamma$ , який і так менший, ніж коефіцієнт дифузії для основи  $D_\alpha$ , під час зниження температури буде зменшуватися швидше, тобто нерівність  $D_\gamma \ll D_\alpha$  суттєво посилюватиметься. Це означає, що вихід водню з наплавки у навколишнє середовище заповільнюється. За сильного натікання водню з основи у наплавку це призведе до виникнення надзвичайно великого перенасичення воднем зони сплавлення зі сторони наплавки.

Процес накопичення водню у порах продовжується і після повного вистигання об'єкту. В охолодженому металі досягаються концентрації водню в околі зони сплавлення на порядок більші за значення концентрації водню, яка досягається під час високотемпературного наводнювання протягом того чи іншого циклу роботи реактора. Внаслідок того, що тиск газів у мікропорах підвищується, вони ростуть, зливаються і перетворюються у тріщини, а відтак у відшарування.

Виходячи із сказаного вище, під час кількісного аналізу водневої стійкості стінки реактора важливим етапом є дослідження накопичення та перерозподілу водню у ній під час високотемпературного наводнювання і в процесі його охолодження до температури доквілля. Для цього необхідно розв'язати задачу дифузії у біметалі за вихідних даних і умов взаємодії з воднем, вказаних вище (рис. 1). Вибирали дві характерні швидкості охолодження: 0,13 та 0,09 К/с, які відповідають аварійній зупинці і штатному охолодженню під час регламентної зупинки реактора, відповідно.

Під час розв'язання задачі виходили з таких міркувань. У випадку кусково-неоднорідних тіл на границі переходу між підобластями однорідностей функція розчинності водню має стрибок, а значить матиме його і функція концентрації водню, що впливає з умови неперервності функції хімічного потенціалу водню у всій області. Ця обставина суттєво ускладнює постановку дифузійної задачі. Тому замість концентрації водню ввели неперервну у всій області з'єднання наплавленого шару з основним металом так звану функцію потенціалу водню  $\Pi$ , запропоновану у праці [23]:

$$\Pi_i(x, y, t) = C_i(x, y, t) / K_i(t).$$

Тоді розподіл концентрації водню у біметалевій стінці реактора шукали на основі узагальненого закону Фіка, який у термінах функції потенціалу водню  $\Pi$  набуде вигляду

$$\frac{\partial \Pi}{\partial t} = D_i(T(t)) \vec{\nabla}_{xy}^2 \Pi - \frac{1}{K_i(T(t))} \frac{\partial K_i(T(t))}{\partial t} \Pi,$$

де  $i = 1$  – для основного металу,  $i = 2$  – для металу наплавки.

Показаний на рис. 1 елемент біметалевої стінки моделювали двовимірною прямокутною областю розмірами  $1 \times 19$  см, ураховуючи товщину наплавки (1 см) і основного металу (18 см). На внутрішній поверхні виділеної області (поверхня наплавки) задавали крайову умову постійності концентрації водню, а на зовнішній – рівність її нулю, а також крайові умови відсутності потоку водню на бокових (вздовж стінки) поверхнях.

Відтак розв'язували нестационарну задачу дифузії за умови охолодження біметалевої стінки від 723 до 291 К за лінійним законом для кожної із заданих швидкостей. Функції температурної залежності коефіцієнтів дифузії та розчинності водню у металах стінки реактора взяли із праці [15]. Застосовували метод скінченних елементів за допомогою програмного пакету FEMLAB. Змодельовану область стінки розбивали трикутними скінченними елементами із багатократним згущенням скінченно-елементної сітки біля межі розділу між наплавкою та основним металом. Загальна кількість скінченних елементів становила 42656. Отримані результати розрахунків показано на рис. 2.

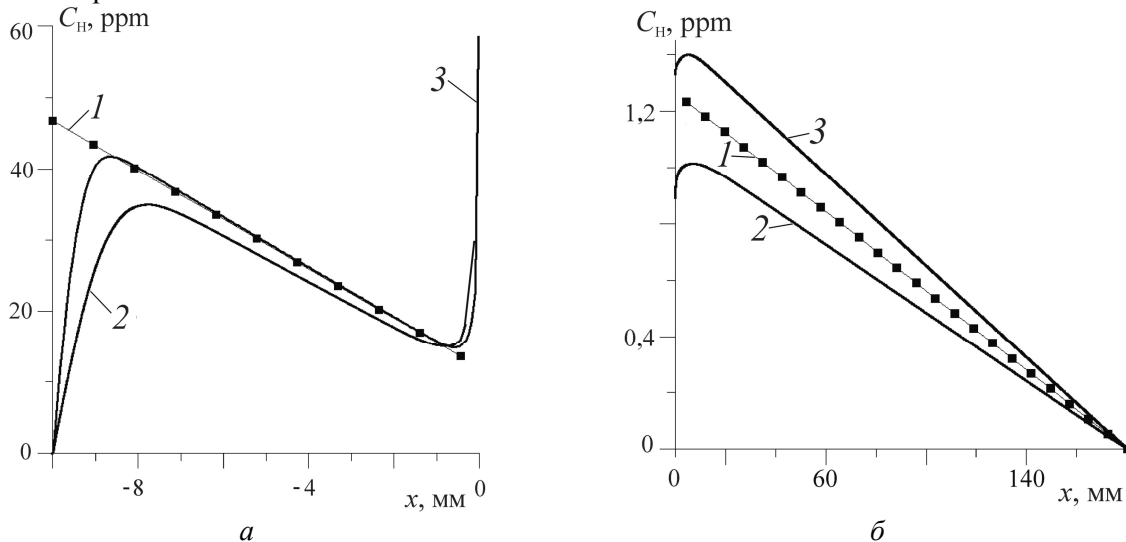


Рис. 2. Розподіл концентрації водню у стінці корпусу реактора під час охолодження з різними швидкостями після високотемпературного наводнювання: а – за товщиною наплавки; б – за товщиною основного металу; 1 – стаціонарний розподіл, 2 – охолодження зі швидкістю 0,09 К/с, 3 – 0,13 К/с

Як бачимо, під час охолодження реактора розподіл концентрації водню є відмінним від стаціонарного. Особливо необхідно звернути увагу на перерозподіл концентрації на межі сплавлення металів, що спричинює згадані вище процеси відшарування.

Порівнюючи отримані дані розрахунку з розв'язком аналогічної задачі у праці [17], де характеристики взаємодії матеріалів стінки з воднем і температурні залежності коефіцієнтів розчинності дещо відмінні, бачимо, що у нашому випадку максимальне значення концентрації водню у зоні сплавлення досягає близьк 60 ppm проти 261 ppm для стінки реактора гідрокрекінгу нафти (рис. 2). Отримані результати узгоджуються з експериментальними даними і свідчать про те, що зі зниженням швидкості охолодження зменшується вплив межі наплавлення захисного шару на основний метал.

**Висновки.** Нестационарне температурне поле породжує в стінці корпусу пікові концентрації водню, які в декілька разів перевищують рівноважні значення для умов наводнювання за високих температури та тиску. Такі перенасичення воднем є нерівноважними, оскільки в цілому йде процес дегазації стінки і ці піки після певного часу (у даному випадку після декілька десятків тисяч годин) роботи реактора у стаціонарному режимі починають розсмоктуватися.

Окрім механічних характеристик матеріалів, які враховують для оцінки надійності конструкції, за наявності теплозмін необхідно брати до уваги параметри, що характеризують розчинність  $K_S(T)$  та дифузії  $D(T)$  водню в матеріалах. Зі збільшенням відношення розчинності водню у наплавці до аналогічного показника для металу основи під час охолодження, збільшується концентрація водню у зоні сплавлення. Така ж сама тенденція спостерігається щодо коефіцієнта дифузії.

1. Hydrogen Induced Disbonding of Stainless Steel Overlay Weld / K. Ohnishi, R. Chiba, J. Watanabe et al. // Pressure Vessels Research Committee Meeting. New York, September 1980. – New York, 1980. – P. 1–38.
2. Застосування методу акустичної емісії для дослідження утворення тріщин під захисною наплавкою корпусів реакторів / М. В. Лисак, В. Р. Скальський, Я. Л. Іваницький та ін. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 1989. – № 2. – С. 79–81.

3. Скальський В. Р. Оцінка об'ємної пошкодженості матеріалів методом акустичної емісії / В. Р. Скальський, О. Є. Андрейків. – Львів: ВЦ ЛНУ ім. Івана Франка, 2006. – 330 с.
4. Колачев Б. А. Водородная хрупкость металлов / Б. А. Колачев. – М.: Металлургия, 1985. – 217 с.
5. Арчаков Ю. И. Водородная коррозия стали / Ю. И. Арчаков. – М.: Металлургия, 1985. – 192 с.
6. Стеклов О. И. Отслаивание наплавленного слоя аустенитной коррозионно-стойкой стали сосудов высокого давления, работающих в водородосодержащих средах (обзор) / О. И. Стеклов, А. В. Алексеев, О. А. Александров // Сварочное производство. – 1988. – № 4. – С. 10–12.
7. Скальський В. Р. Влияние водорода на растрескивание металлов и контроль таких процессов методом АЭ / В. Р. Скальський // Техн. диагностика и неразруш. контроль. – 1995. – № 1. – С. 52–65.
8. Диагностика развития трещин по границе сплавления в наводороженных образцах / А. Е. Андрейків, Н. В. Лысак, В. К. Каленский и др. // Техн. диагностика и неразруш. контроль. – 1990. – № 3. – С. 32–36.
9. Назарчук З. Т. Акустико-емісійне оцінювання динаміки накопичення об'ємної пошкоджуваності корпусів реакторів / З. Т. Назарчук, В. Р. Скальський, Л. Н. Добровольська // Вісник Тернопільського нац. техніч. ун-ту. – 2013. – № 3(71). – С. 7–15.
10. Повышение стойкости нержавеющей металла, наплавленного на сталь 10Х2ГНМА, против отслоения при эксплуатации в среде водорода / В. К. Каленский, Т. Ю. Николенко, А. Н. Козин и др. // Автоматическая сварка. – 1990. – № 12. – С. 27–33.
11. Андрейків О. Є. Механіка руйнування та довговічність металевих матеріалів у водневмісних середовищах / О. Є. Андрейків, О. В. Гембара. – К.: Наук. думка, 2008. – 344 с.
12. Андрейків О. Є. Метод оцінки високотемпературного водневого руйнування біметалевих елементів конструкцій / О. Є. Андрейків, В. Р. Скальський, О. В. Гембара // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2000. – № 4. – С. 15–22.
13. Hydrogen Attack in Cr-Mo Steels and Disbonding of Austenitic Stainless Weld Overlay / N. Imanaka, J. Shimomura, S. Nakano, K. Yasuda // Kawasaki steel technical report. – 1985. – No 13. – P. 109–119.
14. Гельд П. В. Водород и несовершенство структуры металла / П. В. Гельд, Р. А. Рябов, Е. С. Кодес. – М.: Металлургия, 1979. – 221 с.
15. Кроншталь О. В. Влияние неоднородности материалов и тепловых потоков на диффузию водорода как фактор риска развития водородной деградации металлов / О. В. Кроншталь, В. С. Харин // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 1992. – № 6. – С. 7–20.
16. Hydrogen induced disbonding of weld overlay in pressure vessels and its prevention / T. Sakai, K. Asami, M. Katsumata et al. // Current Solution to Hydrogen Problems in Steels: Proc 1<sup>st</sup> Int. Conf. – Metals Park: ASM, 1982. – P. 340–348.
17. A safety analysis of overlay disbonding of pressure vessels for hydrogen service / T. Fuji, T. Hazawa, H. Nakajima, R. Horita // Ibid. – P. 361–386.
18. Hydrogen attack in austenitic stainless weld overlay / T. Imanaka, J. Shimomura, S. Nakano, K. Yasuda // Kawasaki steel Techn. Rep. – 1985. – No 13. – P. 109–119.
19. Matsuda F. Proposal of hydrogen blistering mechanism associated with disbonding between 2.25Cr-1Mo steel and type 309 overlaid metal / F. Matsuda, H. Nakagawa, S. Tsuruta // Trans. JWRI. – 1986. – 15, No 2. – P. 207–208.
20. Effects of strip overlay welding conditions on resistance to hydrogen-induced disbonding / K. Ohniski, A. Fuji, R. Chiba et al. // Quarterly J. Japan Weld Soc. – 1983. – 1, No 3. – P. 75–82.
21. Металлургия дуговой сварки. Взаимодействие металла с газами / И. К. Походня, Н. Р. Явдошин, А. П. Пальцевич и др. – Киев: Наукова думка, 2004. – 441 с.
22. Студент О. З. Вплив водню на механічні властивості реакторної сталі 15Х2МФА / О. З. Студент // Машинознавство. – 1999. – № 4. – С. 23–29.
23. Походня И. К. Математическое моделирование поведения газов в сварных швах. / И. К. Походня, В. Ф. Демченко, Л. И. Демченко – Киев: Наук. думка, 1979. – 56 с.
24. Gacaman M. I. Hydrogen attack in the austenitic stainless steel / M. I. Gacaman, T. A. Parthasarathy, I. R. Hirth // Metallurgical Trans. – 1984. – 15A, No 7. – P. 1485–1490.
25. Влияние карбидов и включений на внутреннее водородное охрупчивание Cr-Mo сталей для сосудов давления / Sakai Tadamichi et al. // J. Iron and Steel Inst. Jap. – 1985. – 71, No 13. – P. 1308–1312.
26. Влияние карбидообразующих элементов на водородное охрупчивание и на воздействие водорода на Cr-Mo сталь для сосудов давления / Sakai Tadamichi et al. // J. Iron and Steel Inst. Jap. – 1986. – 72, No 5. – P. 553–559.

Стаття надійшла до редакції 26.09.2014.

УДК 622.232

**В. М. Стасюк***Луцький національний технічний університет***ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ НАДІЙНОСТІ ТА БЕЗПЕКИ ПРИВОДІВ ІЗ ПНЕВМОМЕХАНІЧНИМИ СИСТЕМАМИ КЕРУВАННЯ НА ЕТАПІ ПРОЕКТУВАННЯ**

*Запропоновано варіант оцінки надійності приводів із пневмомеханічними системами керування на етапі їх проектування.*

*Ключові слова:* приводи із пневмомеханічними системами керування, етап проектування, надійність.

*Літ. 2.*

**В. М. Стасюк****ОБЕСПЕЧЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ И БЕЗОПАСНОСТИ ПРИВОДОВ С ПНЕВМОМЕХАНИЧЕСКИМИ СИСТЕМАМИ УПРАВЛЕНИЯ НА ЭТАПЕ ПРОЕКТИРОВАНИЯ**

*Рассмотрены варианты обеспечения надежности приводов с пневмомеханическими системами управления на этапе их проектирования.*

*Ключевые слова:* приводы с пневмомеханическими системами управления, этап проектирования, надежность.

**V. M. Stasiuk****ENSURING OF SECURITY AND SAFETY OF THE DRIVES WITH PNEUMO-MECHANICAL SYSTEMS OF CONTROL DURING THE DESIGNING STAGE**

*The variant of security estimation of the drives with pneumo-mechanical systems of control during the designing stage has been suggested.*

*Keywords:* pneumatic actuators of the control system, stage design, reliability.

**Постановка проблеми.** Пневматичні приводи, серед них і з пневмомеханічними системами керування, значно надійніші за інші види приводів під експлуатації оснащених ними машин у несприятливих умовах пилового та радіаційного забруднення, високих температур тощо. При цьому основи згаданої надійності закладаються на етапі їх проектних розробок. Тому питання дослідження надійності пневматичних приводів під час їх проектування було і надалі залишається актуальним науковим завданням.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Частково питання забезпечення надійності пневматичних приводів розглядаються в роботі [1], однак в цілому робота присвячена дослідженню надійності гідроприводів і гідромашин як складних систем. Окрім зазначеного джерела, детальних результатів досліджень забезпечення надійності пневматичних приводів на етапі їх проектування (зокрема приводів із пневмомеханічними системами керування) виявити не вдалося.

**Формулювання цілей статті.** Запропоновано в роботі [1] методику забезпечення надійності приводів в цілому адаптувати до розрахунків надійності приводів із пневмомеханічними системами керування на етапі їх проектування.

**Результати досліджень** є синтезом методики, запропонованої в роботі [1] та результатів досліджень приводів із пневмомеханічними системами керування, наведених в роботі [2]. У цілому в процесі життєвого циклу привод проходить три основні етапи: перший – проектування, другий – виготовлення і третій – експлуатації. Перший із них є визначальним в принципі щодо забезпечення надійності як самого привода, так і машини, основу якої він становить. Основні завдання дослідження та розрахунку надійності на цьому етапі доцільно поділити на три основні групи:

1) обґрунтування вимог щодо надійності основних елементів привода – потрібно виконувати на початковій стадії проектування, коли створюється структура конструкції привода та вибирається принцип його дії;

2) забезпечення надійності привода та його елементів – полягають у дослідженні та кількісній оцінці ефективності можливих способів забезпечення надійності, виборі основних проектних характеристик, статистичних запасів міцності та інших показників, а також проведенні порівняльного аналізу основних можливих варіантів і виборі оптимального конструктивного рішення;

3) виконання контрольних розрахунків надійності привода за проектною документацією.



Оскільки привод є складною системою взаємопов'язаних вузлів і систем, то для аналізу надійності його доцільно розглядати розділеним на певні елементи. У цілому привод характеризується структурою та функціями. Структура привода – це сукупність елементів і взаємозв'язки між ними, а функція – це сукупність всіх можливих його дій. Тому спочатку потрібно аналізувати характеристики елементів і лише після цього оцінювати працездатність всієї системи.

Вплив параметрів елементів (як окремих складників) на надійність привода як системи істотно відрізняється. При цьому всі ці параметри доцільно розглядати розділеними на три основні групи:

- 1) визначальні для оцінки рівня працездатності окремого елемента;
- 2) одні з визначальних щодо формування вихідних параметрів всієї системи;
- 3) здатні чинити вплив на працездатність інших параметрів.

Тому методи аналізу надійності повинні вибиратись залежно від того, елементи якої групи із зазначених вище переважають. При цьому система на основі елементів із параметрами першої групи практично належить до систем із незалежними елементами, для забезпечення надійності функціонування якої потрібна висока надійність кожного складника. Під час аналізу надійності приводів із елементами другої групи система повинна розглядатись у цілому та здійснюватись оцінка впливу кожного елемента на її загальну надійність. Під час аналізу надійності привода як складної системи всі її елементи доцільно розглядати поділені на три основні групи:

- 1) елементи, працездатність яких не впливає/мало впливає на працездатність всієї системи;
- 2) елементи, працездатність яких змінюється неістотно протягом певного періоду часу;
- 3) елементи, відмова яких призводить до відмови привода в цілому.

Очевидно, що детальному аналізу повинні підлягати лише елементи третьої групи. У складних системах безвідмовність роботи цих елементів є необхідною, але не достатньою умовою надійності всієї системи. Це обумовлено вагомою роллю взаємозв'язків між елементами такої системи. Тобто модель надійності привода з пневмомеханічним керуванням повинна враховувати функціональний взаємозв'язок між його складовими, а також вплив виробничо-експлуатаційних чинників. У загальному випадку ймовірність безвідмовної роботи такого привода можна описати залежністю:

$$P(t) = P\{F(P_i, t_i, N)U(\delta_i, T_i, N)\},$$

де  $F(\bullet)$  - функціональне подання структури привода і взаємозв'язку його складників у кожний даний момент часу  $t_i$ ;  $P_i$  - ймовірність безвідмовної роботи  $i$ -го елемента системи;  $N$  - кількість елементів привода;  $U(\bullet)$  - оператор, який визначає ступінь впливу на показники надійності факторів збурення;  $\delta_i$  і  $T_i$  - об'єм і регламент технічного обслуговування  $i$ -го елемента системи в процесі експлуатації.

Оскільки привод складається з функціонально залежних елементів, то між ними існує статистичний зв'язок. Допустимо, що для кожного елемента привода в апіорі відомі показники надійності, наприклад, ймовірність безвідмовної роботи  $P_i$ . Однак кожен елемент привода може знаходитись в одному із двох станів:  $A$  – справному та  $\bar{A}$  - несправному. Тоді ймовірність того, що, наприклад, одночасно відбудеться  $N$  подій  $A$  (усі елементи системи знаходяться в справному стані), визначатиметься за виразом:

$$P = P(\cap A) = 1 - P(\cap \bar{A}).$$

Між подіями  $A$  та  $\bar{A}$  (ймовірностями безвідмовної роботи елементів  $i$  та  $j$ ) існує кореляційний зв'язок, який описується коефіцієнтом кореляції:

$$\rho_{A_i A_j} = \frac{P(A_i \cap A_j) - P(A_i)P(A_j)}{\sqrt{P(A_i)P(A_j)[1 - P(A_i)][1 - P(A_j)]}},$$

де  $P(A_i \cap A_j)$  - ймовірність одночасної появи подій  $A_i$  та  $A_j$ ;  $P(A_i)$  та  $P(A_j)$  - ймовірність появи відповідно подій  $A_i$  та  $A_j$ .

Ретельне дослідження наведених рівнянь (проміжні обчислення та перетворення не наводимо) дозволило отримати залежність для ймовірності безвідмовної роботи пневмомеханічного привода як системи, що складається із  $N$  незалежних елементів:

$$P = \prod_1^N P_i + \left( P_{\min} - \prod_1^N P_i \right) K_N,$$

де  $P_{\min}$  - мінімальне значення  $P_i$ ;  $K_N$  - коефіцієнт, який враховує статистичний зв'язок між

$$\text{відмовами елементів системи: } K_N = \frac{2}{\pi c \sum_{i < j} \arcsin \rho_{AiAj}}.$$

Кількісну надійність приводів із системами пневмомеханічного керування доцільно оцінювати за методом неперевишень або методом структурних схем. Перший із зазначених методів використовується у випадку необхідності визначення надійності по відношенню до поступових відмов та надійності щодо міцності конструкції. Другий метод найчастіше використовується для оцінки надійності по відношенню до раптових відмов приводів.

За першим методом умови справного функціонування привода часто виражають у вигляді співвідношень, які враховують неперевищення певної функції її допустимих значень. Однак результати проведених досліджень свідчать, що для кінцевої оцінки ймовірності безвідмовної роботи привода із пневмомеханічною системою керування доцільно використовувати рівняння на основі безрозмірних коефіцієнтів: статистичного запасу працездатності ( $\eta$ ), варіації навантаження ( $v_R$ ) та варіації здатності витривалості ( $v_S$ ):

$$P(Z > 0) = \Phi \left( \frac{\eta - 1}{\sqrt{\eta^2 v_S^2 + v_R^2 - 2 \rho_{SR} \sigma_R \sigma_S}} \right),$$

де  $Z$  - різниця між здатністю витривалості  $S$  та навантаженням  $R$ , прийнята в якості параметру стану:  $Z = S - R$ ;  $\rho_{SR}$  - коефіцієнт кореляції;  $\sigma_R$  та  $\sigma_S$  - середньоквадратичне відхилення відповідно навантаження та здатності витривалості.

Здатність витривалості та навантаження внаслідок сукупного впливу факторів збурення різноманітної природи є випадковими величинами або функціями, які описуються нормальним законом розподілення зі щільністю ймовірності:

$$f(R) = \frac{1}{\sigma_R \sqrt{2\pi}} \exp \left[ - (R - m_R)^2 / (2\sigma_R^2) \right];$$

$$f(S) = \frac{1}{\sigma_S \sqrt{2\pi}} \exp \left[ - (S - m_S)^2 / (2\sigma_S^2) \right],$$

де  $m_R$  і  $m_S$  - математичне очікування відповідно навантаження та здатності витривалості.

$$\text{Безрозмірні коефіцієнти визначаються за виразами: } \eta = \frac{m_S}{m_R}; v_R = \frac{\sigma_R}{m_R}; v_S = \frac{\sigma_S}{m_S}.$$

Безумовно, важливим параметром, який потрібно оцінювати на етапі проектування приводів із пневмомеханічними системами керування, є статистична міцність (надійність за міцністю). Надійність за міцністю – це міцність конструкції в реальних умовах роботи із врахуванням ймовірностей характеристик металургійних, технологічних та експлуатаційних факторів. Надійність за міцністю елементів будь-яких видів приводів значною мірою визначається властивостями матеріалів, із яких вони виготовлені. Тому для забезпечення необхідної міцності елементів пневмомеханічних приводів ще на етапі проектування останніх потрібно обов'язково виконувати необхідні розрахунки та дослідження матеріалів, із яких виготовлені ці елементи, на статистичну міцність та опір втомі.

Проведені дослідження засвідчують, що коефіцієнт запасу міцності, який є критерієм статистичної міцності, наближено можна визначати за виразом:

$$\eta = \frac{\bar{\sigma}_B^{\Gamma}}{k_{\sigma} \bar{\sigma}_{e\max}},$$

де  $\bar{\sigma}_B^{\Gamma}$  - гранична міцність (межа текучості) за нормативними документами;  $k_{\sigma}$  - коефіцієнт безпеки, який враховує особливості конструкції й умови експлуатації;  $\bar{\sigma}_{e\max}$  - напруження у деталі при максимальному навантаженні.

Щоб об'єктивно оцінити рівень надійності привода, при виконанні відповідних розрахунків в якості одного із основних показників доцільно використовувати ймовірність безвідмовної роботи, виражаючи її як функцію характеристик ймовірностей параметрів, які чинять збурювальну дію та обумовлюють випадковий характер навантаження та напружено-деформованого стану. Тобто забезпечення високої надійності приводів на етапі їх проектування потребує проведення якісних досліджень різноманітних впливів на привод як систему та умов його експлуатації, виконання значної кількості відповідних розрахунків, що у кінцевому рахунку досягнути оптимального варіанту мінімальної ймовірності неруйнування.

При цьому одним із раціональних шляхів отримання бажаної надійності привода є вплив на параметри збурення шляхом зміни їх математичних очікувань. Адже змінити математичне очікування таких параметрів, як товщина стінок пневмоциліндра, площі перетинів елементів, моменти інерції елементів силового набору тощо зовсім нескладно. А вже зміна границі міцності та модуля пружності потребує використання іншого конструкційного матеріалу. Однак аналіз виконуваних за такою схемою розрахунків свідчить про їх значну громіздкість і складність, що може служити причиною отримання неадекватних результатів.

Під час виконання проектних розрахунків приводів потрібно враховувати також особливості впливу на безвідмовність їх роботи знакозмінного навантаження. Адже під впливом знакозмінного навантаження в конструкції привода відбувається накопичення пошкоджень і його стан поступово наближається до граничного. В якості граничного стану (здатності витривалості) при знакозмінному навантаженні приймають границю витривалості  $\bar{\sigma}_{-1}$ . Достатню точність розрахунків забезпечує використання в них коефіцієнта запасу довговічності для заданого циклу навантаження  $\varphi$ :

$$\varphi = \frac{\bar{\sigma}_{-1}}{\bar{\sigma}_{PP}},$$

де  $\bar{\sigma}_{PP} = \bar{\sigma}_a + \psi\bar{\sigma}_m$  - приведена напруга, обумовлена навантаженням, котра виникає під час експлуатації привода.

**Висновки.** Використання наведених залежностей на етапі проектування приводів із пневмомеханічними системами керування дозволить оцінити їх надійність (та частково безпеку) як у цілому, так і надійність їх окремих складових частин. Перспективи подальших досліджень у даному напрямку полягають у дослідженні надійності та безпеки зазначених приводів і оснащених ними машин із врахуванням особливостей їх конструкцій та специфіки умов експлуатації.

1. Фінкельштейн З. Л. Надійність та експлуатація гідромашин і гідроприводів / З. Л. Фінкельштейн, П. М. Андренко, О. В. Дмитрієнко. – Алчевськ: ДонДТУ, 2013. – 142 с.
2. Стасюк В. М. Пневматичний привод виконавчих органів ударних машин із механічним зв'язком поршня-ударника з впускними елементами / В. М. Стасюк // Дис. канд. техн. наук: 050203. – Вінниця, 2003. – 296 с.

Стаття надійшла до редакції 30.09.2014.

УДК 622.232

**В. М. Стасюк***Луцький національний технічний університет***ТЕПЛООБМІН ПРИВОДІВ ІЗ ПНЕВМОМЕХАНІЧНИМ КЕРУВАННЯМ: ВПЛИВ НА ДИНАМІКУ ТА БЕЗПЕКУ ЕКСПЛУАТАЦІЇ***Наведено результати досліджень теплообміну приводів із пневмомеханічними системами керування для етапу холостого ходу.**Ключові слова: приводи із пневмомеханічним керуванням, холостий хід, теплообмін.**Літ. 2.***В. М. Стасюк****ТЕПЛООБМЕН ПРИВОДОВ С ПНЕВМОМЕХАНИЧЕСКИМ УПРАВЛЕНИЕМ: ВЛИЯНИЕ НА ДИНАМИКУ И БЕЗОПАСНОСТЬ ЭКСПЛУАТАЦИИ***Наведены результаты исследований теплообмена приводов с пневмомеханическими системами управления для этапа холостого хода.**Ключевые слова: приводы с пневмомеханическим управлением, холостой ход, теплообмен.***V. M. Stasiuk****HEAT EXCHANGE OF THE DRIVES WITH PNEUMO-MECHANICAL CONTROL: INFLUENCE OVER DYNAMIC AND SAFETY OF OPERATION***The results of the investigations of heat exchange of the drives with pneumo-mechanical control for the stage of idle stroke have been presented.**Keywords: pneumatic actuators with control, idle, heat transfer.*

**Постановка проблеми.** Під час експлуатації приводів із пневмомеханічними системами керування їх надійність може погіршуватись внаслідок істотного нагрівання основних складових частин. Відбувається нагрівання внаслідок неврахування термодинамічних процесів у робочих камерах під час проектування приводів. Тому відображення в рівняннях динаміки робочих процесів теплообміну із навколишнім середовищем, а особливо при фазній диференціації робочого циклу, дозволить простежити за впливом температури на зміну тиску в робочих камерах і, за необхідності, прийняти відповідні конструкторські рішення для підвищення рівня надійності приводів із пневмомеханічними системами керування.

**Аналіз останніх досліджень.** Загальні залежності, які описують теплообмін пневматичних приводів із навколишнім середовищем, наведені в роботі [1, с.81-84]. Однак результатів досліджень термодинаміки приводів із пневмомеханічними системами керування в згаданій і в інших роботах виявити не вдалося.

**Формулювання цілей статті** – отримати рівняння динаміки приводів із пневмомеханічним керуванням, в яких враховано їх теплообмін із навколишнім середовищем.

**Результати досліджень.** Кількість тепла, яке передається навколишньому середовищу під час робочого циклу пневматичного приводу, можна з достатньою точністю визначити за формулою [1, с.81-84]:

$$dQ = \frac{\alpha_0 p}{R} \left( 1 - \frac{T_c}{T} \right) (F^K + \pi D x) dt.$$

де  $\alpha_0$  - коефіцієнт пропорційності;  $p$  - усереднене значення тиску в порожнині пневмоциліндра;  $R$  - газова стала;  $T_c$  і  $T$  відповідно температура корпусу (стінок) пневмоциліндра та повітря в камері (робочій чи холостого ходу);  $F^K$  - площа поверхні кришки компенсаційної камери холостого ходу;  $D$  - діаметр поршня;  $x$  - координата переміщення поршня.

Використавши отримані Герц Є.В. та Крейніном Г.В. (на основі першого закону термодинаміки) вирази для визначення кількості тепла в порожнині пневмоциліндра [1, с.26-29, 38-40] та рівняння динаміки приводів із пневмомеханічними системами керування для етапу їх холостого ходу [2, с.55-58], а також виконавши ряд відповідних перетворень, отримуємо залежності, які описують вплив теплообміну на зміну тиску в камері наповнення на кожній із характерних фаз під час холостого ходу поршня:

- для першої фази, на якій поршень рухається з крайньої точки камери холостого ходу до моменту закриття впускного клапана:

$$\frac{dp_I}{dt} = \frac{n}{x_{01} + x} \left( \frac{f_{en}^e p_M K \sqrt{RT_M} \varphi_1(\sigma_1)}{F} - p_1 \frac{dx}{dt} \right) - \frac{\alpha_0 p_1 (n-1) (F^K + \pi D x) \left( 1 - \frac{T_c}{T} \right)}{ARF(x_{01} + x)},$$

- для другої фази, яка триває з моменту припинення надходження магістрального повітря в камеру холостого ходу до моменту перекриття поршнем випускних отворів у пневмоциліндрі:

$$\frac{dp_{II}}{dt} = p_2 \left( 1 + \frac{x}{x_{01} + l_1} \right)^{-k} - \frac{\alpha_0 p_2 (k-1) \left( 1 - \frac{T_c}{T} \right)}{ARF(x_{01} + l_1 + x)} \times [F^K + \pi D(l_1 + x)];$$

- для третьої фази, на якій поршень рухається при закритих випускних отворах за рахунок енергії розширення стисненого повітря до моменту відкриття впускного клапана камери робочого ходу:

$$\frac{dp_{III}}{dt} = p_3 \left( 1 + \frac{x}{x_{01} + l_1 + l_2} \right)^{-k} - \frac{\alpha_0 p_3 (k-1) \left( 1 - \frac{T_c}{T} \right)}{ARF(x_{01} + l_1 + l_2 + x)} \times [F^K + \pi D(l_1 + l_2 + x)];$$

- для четвертої фази, на якій у камеру робочого ходу надходить стиснене магістральне повітря, активно протидіючи рухові поршня, і яка закінчується відкриванням випускних отворів:

$$\frac{dp_{IV}}{dt} = p_4 \left( 1 + \frac{x}{x_{01} + l_1 + l_2 + l_3} \right)^{-k} - \frac{\alpha_0 p_4 (k-1) \left( 1 - \frac{T_c}{T} \right)}{ARF(x_{01} + l_1 + l_2 + l_3 + x)} \times [F^K + \pi D(l_1 + l_2 + l_3 + x)];$$

- для п'ятої (завершальної) фази, на якій поршень, рухаючись при відкритих випускних отворах, внаслідок зростаючої протидії його переміщенню закінчує свій холостий хід:

$$\frac{dp_V}{dt} = \frac{kp_5}{x_{01} + l_1 + l_2 + l_3 + l_4 + x} \left( - \frac{f_{e.o}^e K \sqrt{RT_M} \varphi_5(\sigma_5)}{F} - \frac{dx}{dt} \right) - \frac{\alpha_0 p_5 (k-1) \left( 1 - \frac{T_c}{T} \right)}{ARF(x_{01} + x + l_1 + l_2 + l_3 + l_4 + x)} \times [F^K + \pi D(l_1 + l_2 + l_3 + l_4 + x)].$$

У наведених формулах:  $n$  - показник політропи;  $x_{01}$  - довжина компенсаційної камери холостого ходу;  $f_{en}^e$  - ефективна площа робочого перерізу випускних елементів камери холостого ходу ( $f_{en}^e = \frac{\pi \psi D^2}{4}$ , де  $\psi = 0,065 - 0,08$  - коефіцієнт відношення площі перерізу підвідних каналів до площі поперечного перерізу поршня [2, с.85]);  $p_M$  - абсолютний тиск у напірній магістралі;  $K$  - коефіцієнт ( $K = \sqrt{\frac{2gk}{k-1}}$  [1, с.33], де  $k$  - коефіцієнт адиабати);  $T_M$  - температура магістрального повітря;  $\varphi_1(\sigma_1)$ ,  $\varphi_5(\sigma_5)$  - витратні функції термодинамічних процесів на першій та п'ятій фазах відповідно (при цьому  $\sigma_1 = \frac{p_1}{p_M}$ ,  $\sigma_5 = \frac{p_a}{p_5}$  [2, с.76]);  $F$  - площа поперечного перерізу поршня ( $F = \frac{\pi D^2}{4}$ , де  $D$  - діаметр суцільноциліндричного тіла поршня);  $p_1, p_2, p_3, p_4, p_5$  - усереднені значення тисків у камері холостого ходу відповідно на 1, 2, 3, 4, 5 фазах;  $A$  - термічний еквівалент;  $l_1, l_2, l_3, l_4$  - величина переміщення поршня відповідно на 1, 2, 3, 4 фази;  $f_{e.o}^e$  - ефективна площа робочого перерізу випускних вікон.

Усереднені значення тисків у камері холостого ходу в отриманих вище рівняннях динаміки доцільно приймати наступними [2, с.111-117]:

- для I фази:  $p_1 = 0,97 p_M$ ;

- для II фази:

$$p_2 = 0,47 p_M \left[ 1 + \left( 1 + \frac{l_2}{x_{01} + l_1} \right)^{-k} \right];$$

- для III фази:

$$p_3 = \frac{0,47 p_M}{\left( 1 + \frac{l_2}{x_{01} + l_1} \right)^k} \left[ 1 + \left( 1 + \frac{l_3}{x_{01} + l_1 + l_2} \right)^{-k} \right];$$

- для IV фази:

$$p_4 = 0,47 p_M \left( 1 + \frac{l_2}{x_{01} + l_1} \right)^{-k} \cdot \left( 1 + \frac{l_3}{x_{01} + l_1 + l_2} \right)^{-k} \cdot \left[ 1 + \left( 1 + \frac{l_4}{x_{01} + l_1 + l_2 + l_3} \right)^{-k} \right];$$

- для V фази:

$$p_5 = \frac{1}{2} \left[ 0,94 p_M \left( 1 + \frac{l_2}{x_{01} + l_1} \right)^{-k} \cdot \left( 1 + \frac{l_3}{x_{01} + l_1 + l_2} \right)^{-k} \cdot \left( 1 + \frac{l_4}{x_{01} + l_1 + l_2 + l_3} \right)^{-k} - p_a \right];$$

де  $p_a$  - атмосферний тиск.

Витратні функції  $\varphi(\sigma)$  залежать від видів термодинамічних процесів, що протікають у камерах пневмопривода. Для адіабатних процесів, характерних для 2-5 фаз, вони визначаються за формулами [2, с.81-82]:

$$\varphi(\sigma) = \sqrt{\sigma^{\frac{2}{k}} - \sigma^{\frac{(k+1)}{k}}} \text{ при } 0,528 < \sigma < 1;$$

$$\varphi(\sigma) = 0,2588 \text{ при } 0 < \sigma < 0,528,$$

а для політропних процесів, характерних для I фази, [2, с.81-82]:

$$\varphi(\sigma) = \sqrt{\sigma^{\frac{2}{n_1}} - \sigma^{\frac{(n_1+1)}{n_1}}}.$$

При цьому показник політропи для першої фази визначатиметься за виразом [2, с.74]:

$$n_1 = 1 + \left[ \sigma_0^* (k-1) \left( \frac{p_1}{p_M} \right)^{-1} \right],$$

де  $\sigma_0^* = \frac{p_a}{p_M}$  [2, с.73].

Для визначення величини ефективної площі робочого перерізу випускних вікон  $f_{e.o}^e$  доцільно використовувати залежність:

$$f_{e.o}^e = \mu_{e.o} f_{e.o},$$

де  $\mu_{e.o}$  - коефіцієнт витрати випускних отворів;  $f_{e.o}$  - фактична площа випускних отворів.

**Висновки.** Отримані залежності дозволяють оцінити температурні впливи на динаміку приводів із пневмомеханічними системами керування на кожній із характерних фаз руху поршня на етапі холостого ходу, а також оцінити (шляхом виконання відповідних розрахунків) безпечність їх експлуатації у випадку застосування зазначених приводів у складі ручних пневматичних машин ударної дії.

Перспективи подальших досліджень у даному напрямку полягають у дослідженні термодинамічних процесів у робочих камерах приводів із пневмомеханічними системами керування на протязі робочого циклу в цілому із врахуванням режиму надходження/витікання повітря (надкритичний чи підкритичний), їх впливу на динаміку машин та безпеку їх експлуатації.

1. Герц Е. В. Расчет пневмоприводов. Справочное пособие. / Е. В. Герц, Г. В. Крейнин // М.: Машиностроение, 1975. – 272 с.
2. Стасюк В. М. Пневматичний привод виконавчих органів ударних машин із механічним зв'язком поршня-ударника з випускними елементами / В. М. Стасюк // Дис. канд. техн. наук: 050203. – Вінниця, 2003. – 296 с.

Стаття надійшла до редакції 30.09.2014.

УДК 331.45:621.9.047

**В. І. Федорчук-Мороз***Луцький національний технічний університет***ВИМОГИ БЕЗПЕКИ ПРИ ЕЛЕКТРОХІМІЧНІЙ ОБРОБЦІ МЕТАЛІВ**

*В роботі проведено аналіз загальних вимог безпеки при електрохімічній обробці металів. Основна увага приділена новим правилам охорони праці під час електрохімічної обробки металів та їх сплавів. Проаналізовано статистику виробничого травматизму у металургійній галузі, вимоги безпеки при організації робочого місця та вимоги охорони праці під час технологічних процесів.*

*Ключові слова:* правила охорони праці, безпека праці, електрохімічна обробка металів та їх сплавів, вимоги безпеки, технологічні процеси.

*Літ. 14.***В. И. Федорчук-Мороз****ТРЕБОВАНИЯ БЕЗОПАСНОСТИ ПРИ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ МЕТАЛЛОВ**

*В работе проведен анализ общих требований безопасности при электрохимической обработке металлов. Основное внимание уделено новым правилам охраны труда при электрохимической обработке металлов и их сплавов. Проанализированы статистику производственного травматизма в металлургической отрасли, требования безопасности при организации рабочего места и требования охраны труда при технологических процессах.*

*Ключевые слова:* правила охраны труда, безопасность труда, электрохимическая обработка металлов и их сплавов, требования безопасности, технологические процессы.

**V. Fedorchuk-Moroz****SAFETY IN THE ELECTROCHEMICAL TREATMENT OF METALS**

*This paper analyzes the general safety requirements in the electrochemical treatment. The main attention is paid to the new rules of safety in the electrochemical treatment of metals and their alloys. Analysis of statistics of occupational injuries in the steel industry safety requirements in the organization of the workplace and occupational safety requirements during manufacturing processes.*

*Keywords:* safety rules, safety, electrochemical treatment of metals and their alloys, safety requirements, processes.

**Актуальність.** Формування безпечного та здорового виробничого середовища – важливий аспект збереження на ринку праці працівників, яким для продовження роботи потрібно залишатися міцними та здоровими. Високий рівень виробничого травматизму і професійної захворюваності значно впливає на згуртованість суспільства та продуктивність праці.

Досвід показує, що чинні на сьогодні в окремих країнах високі вимоги до охорони праці – прямий результат довгострокової політики, що спирається на соціальний діалог, колективні договори між роботодавцями та профспілками, а також на розвинене законодавство у сфері охорони й гігієни праці [1].

Впровадження таких енергоекономічних технологічних процесів у металообробці, як електролітичне шліфування, ультразвукова, електроіскрова й електрохімічна обробка металу; заміна механічної обробки на холодну штамповку та гарячу накатку тощо призведе до значного скорочення споживання паливно-енергетичних ресурсів, що нині вкрай актуально для України [2].

**Постановка проблеми.** Аналіз статистики виробничого травматизму у металургійному виробництві свідчить про зниження кількості нещасних випадків, пов'язаних із виробництвом, за дванадцять місяців 2013 року порівняно з аналогічним періодом 2012 року. Згідно офіційних даних, кількість випадків виробничого травматизму у металургійному виробництві зменшилася з 509 до 427, в тому числі зі смертельними наслідками – з 31 у 2012 році до 21 у 2012 році [3].

Протягом останніх років було сформовано нормативно-правову базу технічного регулювання в галузі промислової безпеки, яка складається з ряду технічних регламентів, зокрема Технічного регламенту безпеки машин та устаткування, затвердженого постановою Кабінету Міністрів України від 30.01.2013 № 62. До нормативно-правової бази технічного регулювання охороною праці у металургійному виробництві належать і нові Правила охорони праці під час електрохімічної обробки металів, які набули чинності на початку травня цього року. Відповідно не застосовуються на території України Правила з техніки безпеки і промислової санітарії при електрохімічній обробці металів та їх сплавів (НПАОП 28.5-1.04-69).

Ці правила поширюються на суб'єктів господарювання незалежно від форм власності та організаційно-правових форм, які здійснюють діяльність з обробки металів та є обов'язковими для роботодавців та працівників, які виконують роботи з електрохімічної обробки металів [4].

Згідно цього нормативно-правового документа забороняється залучення жінок та неповнолітніх до робіт відповідно до Переліку важких робіт та робіт із шкідливими і небезпечними умовами праці, на яких забороняється застосування праці жінок та неповнолітніх [5, 6]. Підіймання та переміщення важких речей жінками та неповнолітніми здійснюється з дотриманням вимог Граничних норм підіймання і переміщення важких речей жінками, затверджених наказом Міністерства охорони здоров'я України від 10 грудня 1993 року № 241, зареєстрованих у Міністерстві юстиції України 22 грудня 1993 року за № 194 та Граничних норм підіймання і переміщення важких речей неповнолітніми, затверджених наказом Міністерства охорони здоров'я України від 22 березня 1996 року № 59, зареєстрованих у Міністерстві юстиції України 16 квітня 1996 року за № 183/1208.

Під час електрохімічної обробки металів роботодавець повинен безоплатно забезпечити працівників, зайнятих на роботах зі шкідливими умовами праці, молоком або іншими рівноцінними харчовими продуктами; на роботах з особливо шкідливими умовами праці – лікувально-профілактичним харчуванням відповідно до Кодексу законів про працю України. Крім того, роботодавець організовує проведення медичних оглядів працівників певних категорій під час прийняття на роботу (попередній медичний огляд) та протягом трудової діяльності (періодичні медичні огляди) відповідно до вимог Порядку проведення медичних оглядів працівників певних категорій, затвердженого наказом Міністерства охорони здоров'я України від 21 травня 2007 року № 246, зареєстрованого в Міністерстві юстиції України 23 липня 2007 року за № 846/14113.

Навчання і перевірка знань з питань охорони праці посадових осіб та працівників повинні проводитися відповідно до вимог Типового положення про порядок проведення навчання і перевірки знань з питань охорони праці, затвердженого наказом Державного комітету України з нагляду за охороною праці від 26 січня 2005 року № 15, зареєстрованого в Міністерстві юстиції України 15 лютого 2005 року за № 231/10511 (НПАОП 0.00-4.12-05).

Роботодавець повинен розробити та затвердити перелік робіт з підвищеною небезпекою відповідно до Переліку робіт з підвищеною небезпекою, затвердженого наказом Державного комітету України з нагляду за охороною праці від 26 січня 2005 року № 15, зареєстрованого в Міністерстві юстиції України 15 лютого 2005 року за № 232/10512 (НПАОП 0.00-2.01-05).

Розслідування та облік нещасних випадків, професійних захворювань та аварій на виробництві здійснюються відповідно до вимог Порядку проведення розслідування та ведення обліку нещасних випадків, професійних захворювань і аварій на виробництві, затвердженого постановою Кабінету Міністрів України від 30 листопада 2011 року № 1232.

Роботодавець повинен організувати проведення атестації робочих місць за умовами праці відповідно до вимог Порядку проведення атестації робочих місць за умовами праці, затвердженого постановою Кабінету Міністрів України від 01 серпня 1992 року № 442.

Роботодавець повинен забезпечити безпечну експлуатацію електроустаткування відповідно до вимог Правил безпечної експлуатації електроустановок споживачів, затверджених наказом Комітету по нагляду за охороною праці Міністерства праці та соціальної політики України від 09 січня 1998 року № 4, зареєстрованих у Міністерстві юстиції України 10 лютого 1998 року за № 93/2533 (НПАОП 40.1-1.21-98).

Системи опалення, вентиляції та кондиціонування приміщень повинні відповідати вимогам чинного законодавства.

Роботодавець повинен забезпечити працівників спеціальним одягом, спеціальним взуттям та іншими засобами індивідуального захисту (далі – ЗІЗ) відповідно до вимог Положення про порядок забезпечення працівників спеціальним одягом, спеціальним взуттям та іншими засобами індивідуального захисту, затвердженого наказом Державного комітету України з промислової безпеки, охорони праці та гірничого нагляду від 24 березня 2008 року № 53, зареєстрованого в Міністерстві юстиції України 21 травня 2008 року за № 446/15137 (НПАОП 0.00-4.01-08).

Засоби індивідуального захисту повинні відповідати вимогам Технічного регламенту засобів індивідуального захисту, затвердженого постановою Кабінету Міністрів України від 27 серпня 2008 року № 761.

Працівники, які виконують роботи з електрохімічної обробки металів, повинні бути забезпечені ЗІЗ відповідно до Норм безплатної видачі спеціального одягу, спеціального взуття та інших засобів індивідуального захисту працівникам загальних професій різних галузей



промисловості, затверджених наказом Державного комітету України з промислової безпеки, охорони праці та гірничого нагляду від 16 квітня 2009 року № 62, зареєстрованих у Міністерстві юстиції України 12 травня 2009 року за № 424/16440 (НПАОП 0.00-3.07-09), та Норм безплатної видачі спеціального одягу, спеціального взуття та інших засобів індивідуального захисту працівникам машинобудування та металообробної промисловості, затверджених наказом Міністерства України з питань надзвичайних ситуацій та у справах захисту населення від наслідків Чорнобильської катастрофи від 21 лютого 2006 року № 89, зареєстрованих у Міністерстві юстиції України 10 березня 2006 року за № 250/12124 (НПАОП 29.0-3.02-06).

Роботодавець повинен забезпечувати працівників під час роботи зі шкідливими речовинами відповідними захисними пастами, мазями, що мають маркування згідно з ГОСТ 12.4.068-79 «ССБТ. Средства индивидуальной защиты дерматологические. Классификация и общие требования», та засобами нейтралізації (розчинами соди для нейтралізації кислот при ураженні шкіри; розчинами оцтової або борної кислоти для нейтралізації луку при ураженні шкіри).

Щодо вимог безпеки до організації робочих місць, то до обов'язків роботодавця входить створення для кожного працівника безпечних і нешкідливих умов праці шляхом належного облаштування робочих місць відповідно до Загальних вимог стосовно забезпечення роботодавцями охорони праці працівників, затверджених наказом Міністерства надзвичайних ситуацій України від 25 січня 2012 року № 67, зареєстрованих у Міністерстві юстиції України 14 лютого 2012 року за № 226/20539 (НПАОП 0.00-7.11-12).

Робочі місця працівників при виконанні електрохімічної обробки металів повинні відповідати вимогам ергономіки [7, 8] та виробничої санітарії щодо дотримання норм мікроклімату, виробничого шуму, ультразвуку та інфразвуку [9, 10].

Рівень вібрації на робочих місцях не повинен перевищувати норм, встановлених Державними санітарними нормами виробничої загальної та локальної вібрації, затвердженими постановою Головного державного санітарного лікаря України від 01 грудня 1999 року № 39 (ДСН 3.3.6.039-99), та ДСТУ ГОСТ 12.1.012:2008 «ССБТ. Вибрационная безопасность. Общие требования».

У робочій зоні виробничих приміщень вміст шкідливих речовин не повинен перевищувати граничнодопустимих концентрацій, встановлених ГОСТ 12.1.005-88 «ССБТ. Общие санитарно-гигиенические требования к воздуху рабочей зоны».

На робочих місцях параметри електромагнітних полів повинні відповідати вимогам Державних санітарних норм і правил при роботі з джерелами електромагнітних полів, затверджених наказом Міністерства охорони здоров'я України від 18 грудня 2002 року № 476, зареєстрованих у Міністерстві юстиції України 13 березня 2003 року за № 203/7524 (ДСанПіН 3.3.6.096-2002).

Робочі місця повинні бути обладнані стелажми та інструментальними шафами для зберігання пристосувань, інструментів. Розмір стелажів повинен відповідати найбільшим габаритам виробів, які на них укладаються. Забороняється захарашувати робочі місця готовою продукцією, матеріалами, деталями і відходами виробництва.

Однак у даних Правилах охорони праці під час електрохімічної обробки металів відсутнє посилення на Гігієнічну класифікацію праці за показниками шкідливості та небезпечності факторів виробничого середовища, важкості та напруженості трудового процесу.

Щодо вимог охорони праці під час технологічних процесів, то роботодавець повинен забезпечити організацію і безпечно виконання робіт з електрохімічної обробки металів відповідно до вимог ГОСТ 12.3.002-75 «ССБТ. Процессы производственные. Общие требования безопасности».

Для зберігання, складування та транспортування заготовок, матеріалів і готових виробів необхідно використовувати спеціальну та уніфіковану тару відповідно до вимог ГОСТ 14861-91 «Тара производственная. Типы», ГОСТ 19822-88 «Тара производственная. Технические условия» та ГОСТ 12.3.010-82 «ССБТ. Тара производственная. Требования безопасности при эксплуатации».

Хімічні речовини повинні зберігатися на складі у закритій тарі з бирками та етикетками відповідно до вимог ГОСТ 3885-73 «Реактивы и особо чистые вещества. Правила приемки, отбор проб, фасовка, упаковка, маркировка, транспортирование и хранение» з урахуванням класу небезпеки речовин та їх фізико-хімічних властивостей відповідно до вимог ГОСТ 12.1.007-76 «ССБТ. Вредные вещества. Классификация и общие требования безопасности».

Для визначення заходів щодо охорони праці під час поводження з хімічною продукцією її постачальник повинен надати Паспорт безпечності хімічної продукції згідно [11].

Роботодавець повинен забезпечити встановлення знаків безпеки для позначення небезпечних зон відповідно до вимог Технічного регламенту знаків безпеки і захисту здоров'я працівників [12].

Транспортування хімічних рідин повинно виконуватися переважно централізовано трубопроводами з матеріалів, хімічно стійких до речовин, що транспортуються.

Роботи з використанням вантажопідіймальних кранів, вантажопідіймальних машин, вантажозахоплювальних пристосувань необхідно виконувати відповідно до вимог Правил будови і безпечної експлуатації вантажопідіймальних кранів, затверджених наказом Державного комітету України з промислової безпеки, охорони праці та гірничого нагляду від 18 червня 2007 року № 132, зареєстрованих у Міністерстві юстиції України 09 липня 2007 року за № 784/14051 (НПАОП 0.00-1.01-07).

Експлуатацію виробничого устаткування необхідно здійснювати відповідно до вимог Технічного регламенту безпеки машин [13] та ГОСТ 12.2.003-91 «ССБТ. Оборудование производственное. Общие требования безопасности».

Температура нагрітих поверхонь устаткування та огорожень не повинна перевищувати 43 °С відповідно до вимог ДСТУ EN 563-2001 «Безпечність машин. Температури поверхонь, доступних для дотику. Ергономічні дані для встановлення граничних значень температури гарячих поверхонь».

Відкриті частини машин, механізмів і устаткування та частини, які рухаються, повинні бути огорожені відповідно до вимог ГОСТ 12.2.062-81 «ССБТ. Оборудование производственное. Ограждения защитные». Верстати, що працюють з відкритими електродами та поливом зони обробки, повинні мати огороження для захисту працівників від бризок електроліту та укриття з витяжною вентиляцією. Тип, форма та розмір огороження повинні визначатися конструкцією деталі, що оброблюється. У разі неможливості встановлення постійних огорожень необхідно передбачати відкидні, поворотні або підйомні запобіжні огороження з органічного скла з блокуванням пуску верстата.

Працівники під час виконання робіт повинні дотримуватися вимог Інструкції з охорони праці під час виконання монтажних робіт інструментами і пристроями, затвердженої наказом Міністерства праці та соціальної політики України від 05 червня 2001 року № 254, зареєстрованої у Міністерстві юстиції України 20 липня 2001 року за № 616/5807 (НПАОП 0.00-5.24-01).

Інструменти, які додатково використовуються під час електрохімічної обробки металів, повинні бути обміднені або виготовлені з металу, що не спричинює іскроутворення. Використання абразивного інструменту необхідно здійснювати відповідно до вимог Правил охорони праці під час роботи з абразивним інструментом, затверджених наказом Міністерства надзвичайних ситуацій України від 22 жовтня 2012 року № 1277, зареєстрованих у Міністерстві юстиції України 08 листопада 2012 року за № 1879/22191 [14].

Щодо роботи з лугом, кислотами, електролітами, то її необхідно виконувати при включеній загальнообмінній та місцевій вентиляції. Баки з електролітом та пристрої для перекачування електролітів повинні розміщуватися в окремому ізольованому приміщенні, обладнаному припливно-витяжною вентиляцією.

Розкриття тари з хімічними речовинами необхідно виконувати на робочих місцях, обладнаних місцевою витяжною вентиляцією.

Роботи з електрохімічної обробки металів необхідно виконувати при включеній загальнообмінній та місцевій вентиляції. Заміну електроліту, заповнення та спустошення баків і ванн необхідно виконувати за допомогою пристроїв для перекачування або сифонних пристосувань. Під час виконання цих операцій забороняється використовувати відра та черпаки.

Роботи на електрохімічних верстатах необхідно виконувати відповідно до вимог ГОСТ 12.2.009-80 «ССБТ. Станки металлообрабатывающие. Общие требования безопасности» та ГОСТ 12.3.025-80 «ССБТ. Обработка металлов резанием. Требования безопасности».

Під час обробки деталей температура та концентрація електроліту, тиск та швидкість прокачування електроліту, щільність струму, величина робочої напруги, швидкість подачі електрода-інструмента, зазор між електродами повинні визначатися відповідно до класу чистоти оброблюваних деталей, їх конфігурації та складності конструкції. Під час роботи на електрохімічних верстатах рівень електроліту в баку повинен регулюватися автоматично.

Забороняється припиняти подачу електроліту для забезпечення відповідного класу чистоти обробки деталей, яка визначена технологічною документацією.

У верстатах з герметичною робочою камерою повинен бути встановлений пристрій, який унеможливує відкриття робочої камери до закінчення циклу обробки та видалення газів із камери.

Для унеможливлення вибуху гримучого газу верстата та установки повинні мати блокування та включатися в такій послідовності:

- вентилятор для відсмоктування водню з робочої камери;
- насос для подачі електроліту;
- вентилятор джерела живлення (електроустаткування);
- електродвигуни робочих головок.

Перед пуском установки необхідно перевірити справність блокування витяжної вентиляції.

Перед установленням шліфувального круга на шпindelь верстата необхідно виконати балансування круга. Забороняється працювати з несправним електромагнітом на магнітному столі заточувального та шліфувального верстатів. Очищення електроліту необхідно виконувати на сепараторах або центрифугах з механічним вивантаженням шламу. Кришка центрифуги повинна бути зблокована з її пуском.

**Висновки:** Оскільки при електрохімічній обробці деталей наявний цілий ряд небезпечних та шкідливих виробничих чинників, то лише належне дотримання Правил охорони праці під час електрохімічної обробки металів (НПАОП 28.0-1.34-14) поряд з іншими законодавчими та нормативними документами, може забезпечити створення безпечних та здорових умов праці, зменшення рівня виробничого травматизму та професійних захворювань на підприємствах металургійного виробництва.

1. Охорона праці (техніка безпеки): Навч. пос. / За ред. І. П. Пістуна. – Луцьк: В-цтво «Волинянин», 2012. – 448 с.
2. Регіональна програма підвищення енергоефективності Волинської області на 2011-2015 р. – Луцьк, 2011. – 210 с.
3. www.dnpr.gov.ua.
4. НПАОП 28.0-1.34-14. Правила охорони праці під час електрохімічної обробки металів.
5. Перелік важких робіт та робіт із шкідливими і небезпечними умовами праці, на яких забороняється застосування праці жінок, затверджений наказом Міністерства охорони здоров'я України від 29 грудня 1993 року № 256.
6. Перелік важких робіт і робіт із шкідливими і небезпечними умовами праці, на яких забороняється застосування праці неповнолітніх, затверджений наказом Міністерства охорони здоров'я України від 31 березня 1994 року № 46.
7. ГОСТ 12.2.032-78 «ССБТ. Рабочее место при выполнении работ сидя. Общие эргономические требования».
8. ДСТУ ГОСТ 12.2.061:2009 «ССБТ. Оборудование производственное. Общие требования безопасности к рабочим местам».
9. ДСН 3.3.6.042-99. Санітарні норми мікроклімату виробничих приміщень, затверджені постановою Головного державного санітарного лікаря України від 01 грудня 1999 року № 42.
10. ДСН 3.3.6.037-99. Санітарні норми виробничого шуму, ультразвуку та інфразвуку, затверджені постановою Головного державного санітарного лікаря України від 01 грудня 1999 року № 37.
11. ДСТУ ГОСТ 30333:2009 «Паспорт безпечності хімічної продукції. Загальні вимоги».
12. Технічний регламент знаків безпеки і захисту здоров'я працівників, затверджений постановою Кабінету Міністрів України від 25 листопада 2009 року № 1262.
13. Технічний регламент безпеки машин та устаткування, затверджений постановою Кабінету Міністрів України від 30 січня 2013 року № 62.
14. НПАОП 28.0-1.30-12. Правила охорони праці під час роботи з абразивним інструментом.

Стаття надійшла до редакції 09.09.2014.

УДК 621.762

**Р. В. Яковенко, В. А. Маслюк, А. И. Толочин, А. В. Лаптев, А. Н. Грипачевский**  
*Институт проблем материаловедения им. Францевича НАН Украины*  
**ПОЛУЧЕНИЕ КАРБИДОСТАЛИ ИМПУЛЬСНОЙ ГОРЯЧЕЙ ДЕФОРМАЦИЕЙ**

*Исследовано влияние температуры импульсного горячего прессования и последующего отжига на структуру и некоторые механические свойства карбидостали. Показано, что использование импульсного горячего прессования приводит к получению текстурированной мелкозернистой микроструктуры и обеспечению повышенных физико-механических свойств материала.*

*Ключевые слова:* нержавеющая сталь, карбидосталь, импульсное прессование, карбид хрома, отжиг.

*Рис. 15. Форм. 9. Табл. 1. Лит. 7.*

**Р. В. Яковенко, В. А. Маслюк, А. И. Толочин, А. В. Лаптев, А. Н. Грипачевський**  
**ОТРИМАННЯ КАРБИДОСТАЛІ ІМПУЛЬСНОЮ ГАРЯЧОЮ ДЕФОРМАЦІЄЮ**

*Досліджено вплив температури імпульсного гарячого пресування і наступного відпалу на структуру і деякі механічні властивості карбідосталі. Показано, що використання імпульсного гарячого пресування призводить до отримання текстурованої дрібнозернистої микроструктури і забезпеченню підвищених фізико-механічних властивостей матеріалу.*

*Ключові слова:* нержавіюча сталь, карбідосталь, імпульсне пресування, карбід хрому, відпал.

**R. V. Yakovenko, V. A. Maslyuk, A. I. Tolochyn, A. V. Laptev, A. N. Gripachevsky**  
**GETTING KARBIDOSTALI PULSE HOT DEFORMATION**

*The effect of temperature pulsed hot pressing and subsequent annealing on the structure and mechanical properties of some karbidostali. It has been shown that the use of a pulsed hot pressing results in a fine-grained microstructure, and oriented achieving improved physical and mechanical properties of the material.*

*Keywords:* stainless steel, carbeed-steels, impulsive pressing, chromium carbide, annealing.

**Введение.** Применение метода интенсивной горячей деформации позволяет получить высокую однородность прочности, которая обеспечивает высокую эксплуатационную надежность сплавов, полученных этим методом. С формированием практически беспористого материала проходит формирование готовой детали, которая имеет высокую чистоту поверхности и точные размеры [1-3].

Нержавеющие стали, экономлегированные никелем, из экономической, технологической точек зрения и за уровнем физико-механических свойств являются наиболее пригодной основой для создания карбидосталей с участием карбида хрома. Эти сплавы малоисследованы, вместе с тем по уровню физико-механических и эксплуатационных свойств они являются перспективными материалами для изготовления деталей с повышенной износостойкостью, которые могут также эксплуатироваться в коррозионноактивных средах.

Целью работы являлось исследование физико-механических свойств карбидостали X17H2-30% об. Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub>, полученной импульсным горячим прессованием (ИГП) в вакууме.

**Методика эксперимента.** Смеси порошков X17H2 с 30% об. Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub> подвергали совместному размолу-смешиванию в шаровой мельнице в среде спирта. Прессование проводили при комнатной температуре в заготовки-брикеты, пористость брикетов составляла 40 %. Затем заготовки загружали в вакуумную камеру установки для импульсного горячего прессования. После достижения заданного уровня температуры делали изотермическую выдержку, длительностью 20 мин и осуществляли прессование в вакууме. Уплотнение заготовки проходило в закрытой графитовой матрице при скорости перемещения пуансонов ~ 8 м/с. После уплотнения спрессованную заготовку охлаждали в вакуумной камере.

Для импульсного компактирования заготовок были выбран следующий интервал температур: 1000-1200 °С. С целью повышения диффузионного взаимодействия между частицами карбида и стали, часть образцов после ИГП поддавали отжигу при температуре 1150°С в течение 60 минут в вакууме.

Исследовали влияние температуры импульсного горячего прессования на формирования микроструктуры, плотность, предел прочности при изгибе и твердость по Роквеллу. Металлографические исследования проводили на оптическом микроскопе XJL-17 AT при увеличении 100 и выше.

**Результаты экспериментов и их обсуждение.** Отличительной особенностью метода ИГП являлось то, что его использование позволяет получить материал при температурах твердофазного

© Р. В. Яковенко, В. А. Маслюк, А. И. Толочин, А. В. Лаптев, А. Н. Грипачевський

спекания, что исключает рост размера зерен карбидной составляющей в отличии от спекания с участием жидкой фазы. Исследовали влияние температуры ИГП на плотность и пористость карбидостали X17H2-30% об. Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub> (Рис. 1 а, б).

Как видно из приведенных зависимостей получение образцов методом ИГП в интервале температур 1000–1200 °С мало влияет на изменение плотности и пористости. При этом формируются высокоплотные образцы с пористостью 1–4 %. Некоторое увеличение пористости до 4 % можно объяснить перекристаллизацией карбида хрома Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub> в сложный карбид (Fe, Cr)<sub>7</sub>C<sub>3</sub> [4]. В процессе чего происходит интенсивная взаимная гетеродиффузия железа, хрома и углерода, образовавшаяся диффузионная пористость не успевает залечиться из-за относительно низкой температуры и кратковременной выдержки. Для сравнения, спеченные при 1200 °С карбидостали X17H2- 30% об. Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub> имеют до 14 % пор [5].

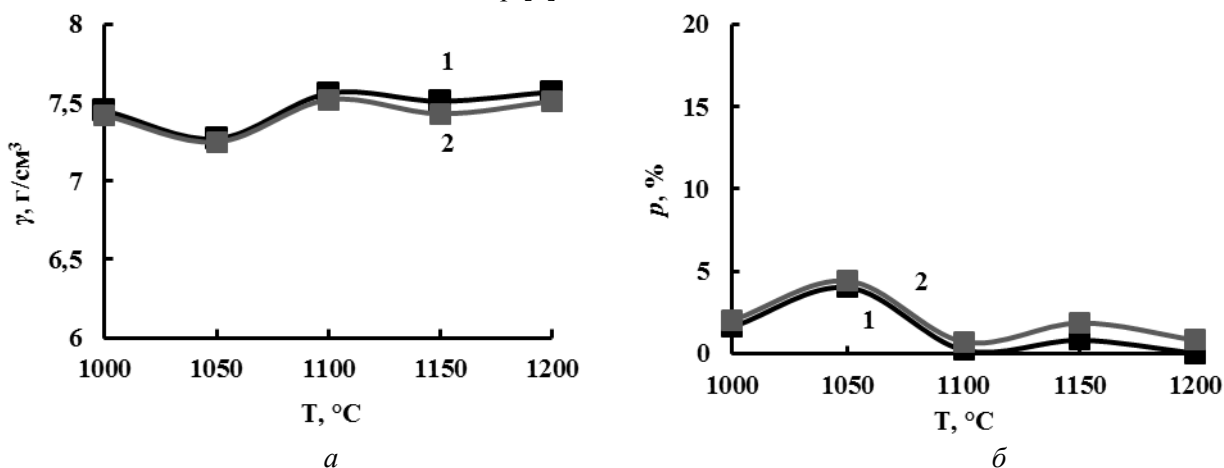


Рис. 1. Зависимость плотности (а) и пористости (б) от температуры ИГП карбидосталей X17H2- 30% об. Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub> (1 - образцы полученные ИГП; 2 - образцы полученные ИГП с последующим отжигом)

Дополнительно было изучено удельное электрическое сопротивление, которое характеризует способность вещества препятствовать прохождению электрического тока. Этот метод, хотя и не раскрывает полную картину процессов уплотнения, но позволяет судить о степени совершенства контактов между частицами и завершенности процесса уплотнения, т.е. разрешает получить достаточно надежную информацию о консолидации порошкового тела. На (рис. 2) мы видим при температуре 1050 °С увеличением электросопротивления с 86 до 93 мкОм·см, что соответствует увеличению пористости.

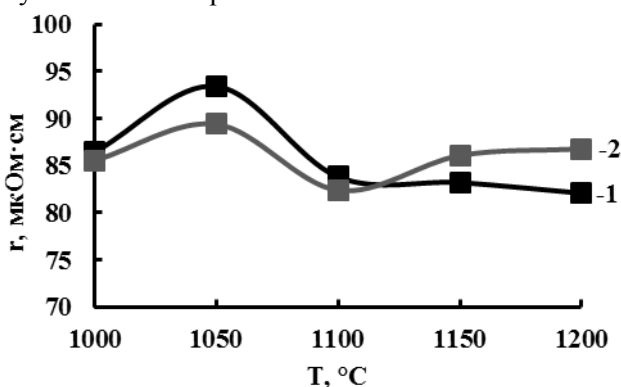


Рис. 2. Зависимость удельного электрического сопротивления от температуры ИГП карбидосталей X17H2- 30% об. Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub> (1 - образцы полученные ИГП; 2 - образцы полученные ИГП с последующим отжигом)

Для увеличения диффузионного взаимодействия между частицами карбида и стали с целью повышению физико-механических свойств был проведен высокотемпературный отжиг. На (рис. 1, а) видно что отжиг при температуре 1150 °С не привел к изменению плотности, т.к. при данной температуре в этой системе возможно только твердофазное взаимодействие, которое не может увеличить плотность уже продеформированных образцов.

Рассматривая влияние отжига на электросопротивление образцов карбидостали X17H2-30% об.  $\text{Cr}_3\text{C}_2$ , видим, что при температурах ИГП 1000-1100 °С электросопротивление отожженных образцов ниже, чем образцов без отжига, что вполне закономерно. Но при повышении температуры ИГП до 1150-1200 °С электросопротивление отожженных образцов несколько возрастает. Это скорее всего вызвано повышением объемного содержания образующихся сложных карбидов [3], которые ухудшают электрическую проводимость (Рис. 2).

Образцы, полученные ИГП имеют мелкозернистую трехфазную микроструктуру, светлая фаза – карбиды, более темная – металлическая матрица (Рис. 3). Повышение температуры ИГП от 1000 до 1200 °С приводит к росту карбидных зерен в среднем в 1,5 раза. Дополнительные отжиг приводит к гомогенизации микроструктуры карбидостали. Сравнение микроструктур отожженных и неотожженных образцов показали, что микроструктура отожженных – более равновесная и имеет четкие границы зерен (рис. 3, г, д, е).

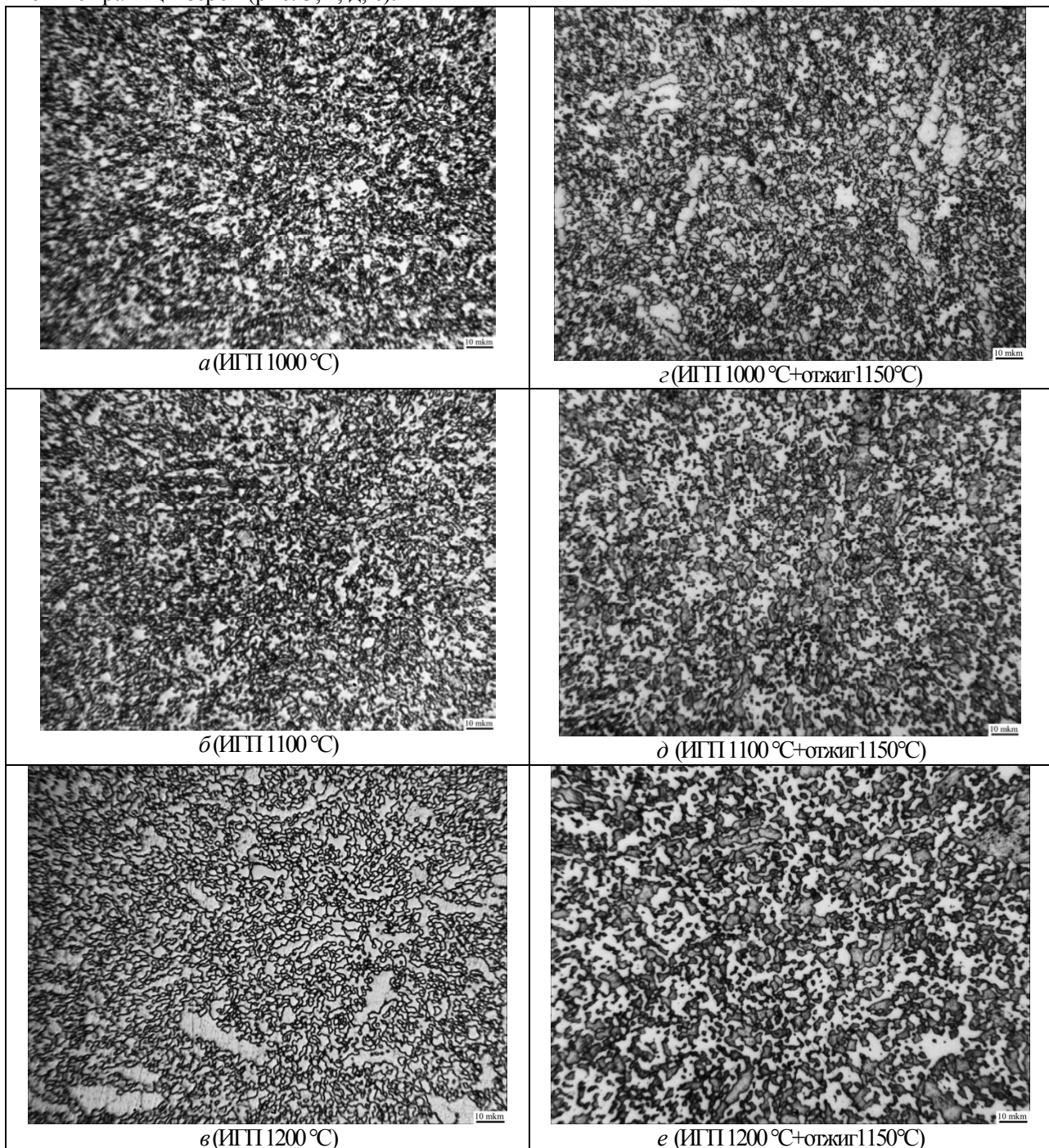


Рис. 3. Микроструктуры карбидостали X17H2-30% об.  $\text{Cr}_3\text{C}_2$ , полученной ИГП и ИГП с последующим отжигом

Следует отметить, что микроструктура карбидостали X17H2-30% об.  $\text{Cr}_3\text{C}_2$  имеет четко выраженную вытянутую форму зерен металлической матрицы. Это происходит из-за радиальной составляющей усилия при ИГП, зерна вытягиваются в направлении, перпендикулярном направлению прессования.

Исследовали физико-механические свойства карбидостали X17H2-30% об.  $\text{Cr}_3\text{C}_2$ , полученных с помощью импульсного горячего прессования в вакууме. Установлено, что для неотожженных образцов карбидостали X17H2-30% об.  $\text{Cr}_3\text{C}_2$ , в зависимости от температуры импульсного горячего прессования, прочность на изгиб и твердость повышаются от 345 до 1366 МПа (рис. 4).

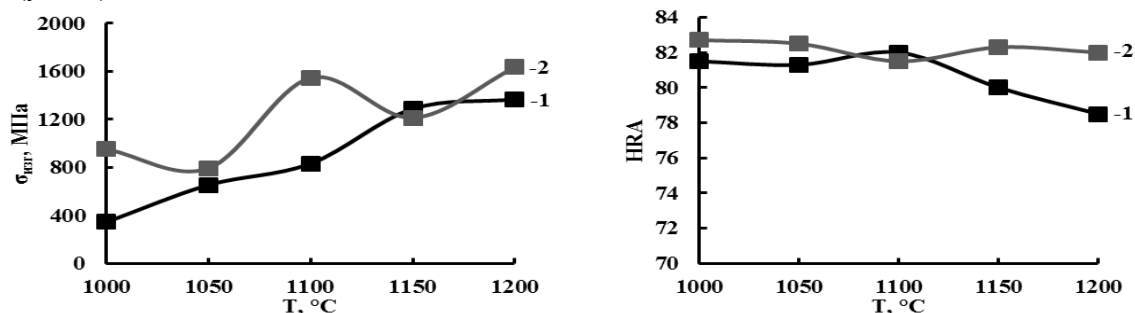


Рис. 4. Зависимость прочности на изгиб (а) и твердости (б) от температуры ИГП карбидосталей X17H2- 30% об.  $\text{Cr}_3\text{C}_2$  (1 - образцы полученные ИГП; 2 - образцы полученные ИГП с последующим отжигом)

У отожженной карбидостали прочность на изгиб изменяется немонотонно, практически во всем температурном интервале и она выше, чем у неотожженных образцов карбидостали. При температуре ИГП 1100 °C она составляет 1545 МПа, что в 1,8 раз выше, чем у неотожженных образцов. Твердость с повышением температуры ИГП, для неотожженных образцов до температуры 1100 °C остается практически неизменной, а при повышении температуры до 1150-1200 °C – снижается с 82 до 78,5 HRA. Это может быть связано скорее всего с ростом зерен карбидной и металлической фаз. Отожженные карбидостали имеют твердость в диапазоне 81,5-82,7 HRA. Карбид хрома интенсивно взаимодействует с основой, происходит активная гетеродиффузия железа и хрома в карбид, а углерода в стальную матрицу, в результате чего увеличивается количество твердой фазы и повышение твердости.

Значительное влияние оказывает и последующий отжиг, который повышает прочность на изгиб и твердость, хотя плотность отожженных образцов несколько ниже, чем у неотожженных, поэтому повышение прочностных характеристик можно связывать только с увеличением межчастичного взаимодействия и повышение адгезионной прочности.

**Заключение.** Проведенное исследование влияния температуры импульсного горячего прессования на структуру и свойства отожженных и неотожженных образцов карбидостали X17H2-30% об.  $\text{Cr}_3\text{C}_2$  позволило установить, что использование метода ИГП в вакууме позволяет получить карбидостали с достаточным уровнем физико-механических свойств. Проведение последующего диффузионного отжига приводит к дальнейшему повышению прочности на изгиб и твердости карбидостали X17H2-30% об.  $\text{Cr}_3\text{C}_2$ . Полученные результаты позволяют рекомендовать данный материал для изготовления конструкционных изделий, работающих в условиях абразивного изнашивания и действия коррозионноактивных сред.

1. Толочин А. И., Лаптев А. В., Головова М. Е., Ковальченко М. С. Ультрамелкозернистый высококобальтовый твердый сплав ВК40. I. Структура и свойства сплава // Порошковая металлургия, 2008. – № 3/4. – С. 27–37.
2. Толочин А. И., Лаптев А. В., Головова М. Е., Ковальченко М. С. Ультрамелкозернистый высококобальтовый твердый сплав ВК40. II. Связь механических свойств со структурой // Порошковая металлургия, 2008. – № 5/6. – С. 66-77.
3. Ковальченко М. С. Спекание порошковых материалов под внешним давлением // Порошковая металлургия. – 2011. – № 1/2. – С. 22-42.
4. Яковенко Р. В. Растворение карбида  $\text{Cr}_3\text{C}_2$  в стальной матрице при спекании / Р. В. Яковенко, В. А. Маслюк, А. Н. Грипачевский, В. Б. Деймонтович // Порошковая металлургия. – 2011. – № 3/4. – С. 75-83.
5. Яковенко Р. В. Механические и трибологические свойства износостойких карбидосталей системы сталь- $\text{Cr}_3\text{C}_2$  / Р. В. Яковенко, В. А. Маслюк, Г. А. Баглюк, В. Т. Варченко, Д. Н. Бродниковский //Международный специализированный научно-технический семинар «Композиционные фрикционные материалы: свойства, производство, применение», 25-26 мая 2010 г., Минск, Беларусь. – С. 122-130.

Стаття надійшла до редакції 24.04.2014.

УДК 620.1 + 539.3 + 539.4

**О. П. Ясній, Ю. І. Пиндус, В. П. Ясній**

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя

**ОЦІНКА КОЕФІЦІЄНТІВ ІНТЕНСИВНОСТІ НАПРУЖЕНЬ В ПІВЕЛІПТИЧНИХ ТРІЩИНАХ КОЛЕКТОРА ПАРОПЕРЕГРІВАЧА ТЕС**

Оцінка коефіцієнтів інтенсивності напружень в півеліптичних тріщинах колектора пароперегрівача ТЕС. З використанням методу скінчених елементів (МСЕ) змодельовано систему півеліптичних тріщин, локалізованих у містку між отворами колектора пароперегрівача теплової електростанції (ТЕС). Геометрія тріщин відповідає результатам аналізу пошкоджень реальних конструкцій. Повномасштабну тривимірну модель колектора з тріщиною навантажували термомеханічними навантаженнями, які охоплюють найбільш небезпечні режими експлуатації за дії внутрішнього тиску пари та різниці внутрішньої і зовнішньої температур стінок колектора. З використанням прямого методу визначення напружень отримано розподіли коефіцієнтів інтенсивності напружень (КІН) вздовж фронтів тріщин різних глибин. З урахуванням НДС внутрішньої поверхні містка між отворами пароперегрівача та визначених КІН у фронтах тріщин різних розмірів отримано поправкову функцію КІН. Функція враховує різницю зовнішньої та внутрішньої температур колектора і глибину тріщини.

**Ключові слова:** колектор пароперегрівача, півеліптична тріщина, метод скінчених елементів, коефіцієнт інтенсивності напружень.

Рис. 15. Форм. 9. Табл. 1. Літ. 7.

**О. П. Ясній, Ю. І. Пиндус, В. П. Ясній****ОЦЕНКА КОЭФФИЦИЕНТОВ ИНТЕНСИВНОСТИ НАПРЯЖЕНИЙ В ПОЛУЭЛЛИПТИЧЕСКИХ ТРЕЩИНАХ КОЛЛЕКТОРА ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЯ ТЭС**

С использованием метода конечных элементов (МКЭ) смоделировано систему полуэллиптических трещин, локализованных в мостике между отверстиями колектора пароперегревателя тепловой электростанции (ТЭС). Геометрия трещин соответствует результатам анализа повреждений реальных конструкций. Полномасштабную трехмерную модель колектора с трещиной нагружали термомеханическими нагрузками, которые охватывают наиболее опасные режимы эксплуатации при действии внутреннего давления пара и разности внутренней и внешней температур стенок колектора. При использовании прямого метода определения напряжений получено распределения коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) вдоль фронтов трещин различных глубин. С учетом НДС внутренней поверхности мостика между отверстиями пароперегревателя и определенных КИН во фронтах трещин различных размеров получено поправочную функцию КИН. Функция учитывает разницу внешней и внутренней температур колектора и глубину трещины.

**Ключевые слова:** колектор пароперегревателя, полуэллиптическая трещина, метод конечных элементов, коэффициент интенсивности напряжений.

**О. P. Yasny, Yu. I. Pyndus, V.P. Yasny****EVALUATION STRESS INTENSITY FACTOR IN THE SEMI-ELLIPTICAL CRACK RESERVOIR HEATER TPP**

*Evaluation of stress intensity factors in semi-elliptical cracks of thermal power plant superheater collector. Using the finite element method (FEM) the system of semi-elliptical cracks that were localized in the ligament between the holes of thermal power plant (TPP) superheater collector is modeled. The geometry of the cracks corresponds to the results of the analysis of real structures damage. Full-scale three-dimensional model of the collector with a crack was loaded by thermomechanical loads that cover most dangerous modes of operation under the actions of internal steam pressure and temperature difference on the internal and external collector walls. Using the direct method of stress determination the distributions of stress intensity factors (SIF) along the crack front for different crack depth were obtained. Taking into account the stress strain state of the internal surface of the ligament between the holes of superheater and determined SIF at the crack fronts of different sizes the obtained correction function of SIF were evaluated. The function takes into account the difference of external and internal temperature of the collector and the depth of the crack.*

**Keywords:** superheater collector, semi-elliptical crack, finite element method, stress intensity factor.

**Вступ.** Одними з найбільш небезпечних, з точки зору ймовірності руйнування, елементів обладнання ТЕС вважаються колектори пароперегрівачів. Основними факторами, які призводять до виникнення в них пошкоджень і руйнування є неоднорідний розподіл температурного поля по товщині стінки та високий внутрішній тиск пари. Довговічність колекторів пароперегрівачів залежить від напружень, які виникають в найбільш навантажених ділянках. Як правило, пошкодження виникають на внутрішній поверхні в містках між отворами колектора. Тому для оцінювання міцності і довговічності колектора, поряд із характеристиками тріщиностійкості за статичного і циклічного навантаження, необхідно описати напружено-деформований стан колектора за експлуатаційного термомеханічного навантаження з урахуванням геометричних



параметрів дефектів. Достовірна оцінка напружено-деформованого стану (НДС) товстостінного циліндра з отворами за комплексного температурного та механічного впливів та з урахуванням впливу температури на теплофізичні та фізико-механічні властивості матеріалу є складною міждисциплінарною задачею, вирішення якої можливе тільки з використанням методу скінченних елементів (МСЕ).

**Мета досліджень та постановка задачі.** Відомі роботи, у яких визначали коефіцієнти інтенсивності напружень для небезпечних з точки зору зародження і поширення тріщин ділянок колекторів пароперегрівачів, зокрема [1, 2]. МСЕ обчислено напруження і відповідні коефіцієнти інтенсивності напружень колектора з дефектами на ділянці між отворами за сумісної дії внутрішнього тиску пари і градієнту температур, спричинених холодними, теплими чи гарячими пусками а також регулюванням потужності енергоблоків. Показано, що найбільші напруження та коефіцієнти інтенсивності напружень для заданого розміру і геометрії дефекту виникають, коли температура зовнішньої поверхні колектора перевищує температуру внутрішньої.

На основі аналізу відомих літературних даних щодо експлуатаційного пошкодження колекторів різних конструкцій і різних виробників виявив, що місце зародження дефектів і їх геометрія приблизно співпадають. Тріщини зароджуються на центральному отворі перфорованої ділянки перпендикулярно до осі колектора пароперегрівача [1, 2, 3]. На основі розгляду НДС колектора з прямою поперечною між отворами тріщиною сталої глибини побудовано розподіл розкриття тріщини вздовж її фронту і показано, що максимальні напруження при охолодженні колектора під час зупинки енергетичного блоку виникають в околі вершини тріщини на центральному отворі [2]. У праці [1] при аналізі НДС колектора під дією внутрішнього тиску і термічних напружень теж розглядали експлуатаційний дефект у вигляді прямої поперечної тріщини між отворами, хоча на основі неруйнівного контролю виявлено, що вона має параболічну форму.

Слід зауважити, що при моделюванні підростання тріщини і оцінюванні граничного стану елементів конструкцій точність прогностичних оцінок буде залежати від того наскільки точно форма розрахункового дефекту відповідає геометрії експлуатаційних дефектів.

В роботі авторів [4] МСЕ у пружній постановці змодельовано вплив внутрішнього тиску і перепаду температур на внутрішній і зовнішній поверхнях, які виникають під час пуску і зупинки блоку ТЕС на напружено-деформований стан колектора пароперегрівача ТЕС. Показано, що найбільш небезпечними для експлуатації є режими, коли температура внутрішньої поверхні колектора пароперегрівача нижча від зовнішньої. При збільшенні вказаної різниці від 0 до 100 °С нормальні напруження на внутрішній поверхні містка між отворами пароперегрівача зростають у 5 разів і сягають 230 МПа, що перевищує умовну межу текучості матеріалу колектора – сталі 12Х1МФ за температури 500 °С.

Метою даної роботи є дослідження НДС колектора пароперегрівача ТЕС з урахуванням експлуатаційних термомеханічних навантажень, температурних змін теплофізичних і фізико-механічних властивостей сталі 12Х1МФ та геометрії реальних експлуатаційних дефектів. З використанням скінченноелементного програмного забезпечення ANSYS Workbench створено тривимірну повномасштабну модель та оцінено НДС і розподіл КІН вздовж фронту півеліптичної поперечної тріщини між отворами колектора пароперегрівача. Побудовано поправкову функцію для визначення КІН, яка ураховує глибину і форму тріщини за комплексної дії внутрішнього тиску і термомеханічного навантаження.

**Моделювання колектора пароперегрівача ТЕС з тріщинами МСЕ.** Повномасштабну модель колектора пароперегрівача котла ТП-100 у вигляді товстостінного циліндра з отворами побудовано у прямокутній декартовій системі координат (рис.1). Внутрішній діаметр колектора становить 235 мм, зовнішній 325 мм. Діаметр отворів 22 мм, кут між осями отворів в площині  $OXY$  дорівнює  $20^{\circ}$ . Відстань між рядами отворів вздовж осі  $OY$  становить 80 мм.

З урахуванням умов симетрії моделювали фрагмент колектора пароперегрівача [4]. Для достовірного відтворення поведінки матеріалу за комплексного термомеханічного впливу у скінченноелементну модель колектора пароперегрівача закладали теплофізичні та фізико-механічні властивості сплаву 12Х1МФ [5].

Систему локалізованих півеліптичних тріщин (рис. 1) створювали в площині  $OYZ$  на ділянці між отворами, де виникає найбільша концентрація напружень за експлуатаційних умов [1-4, 6]. Тріщини створювали з урахуванням їх геометрії в реальних конструкціях колекторів пароперегрівачів з пошкодженнями (рис. 2).

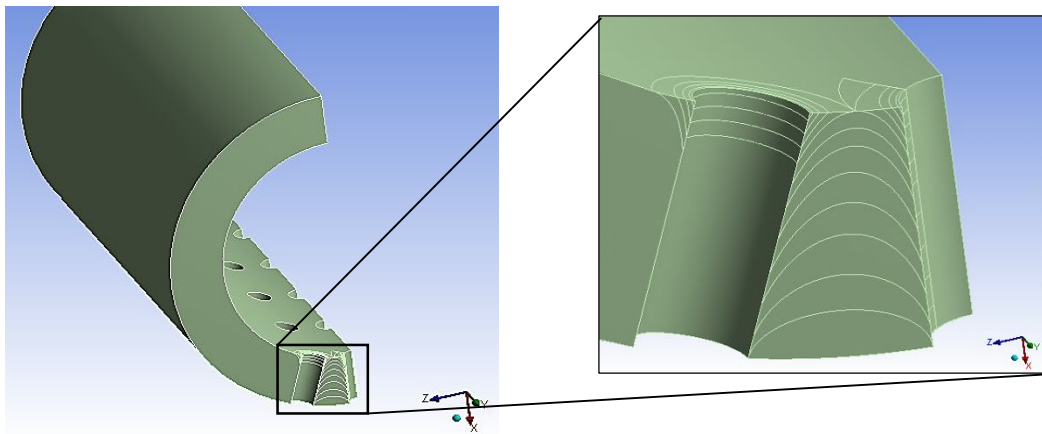


Рис. 1. Повномасштабна модель колектора пароперегрівача котла ТП-100 з площинами півеліптичних тріщин

Фронти тріщин (№1 - №8) описуються еліпсом з центром, який знаходиться посередині ділянки між отворами на зовнішній поверхні колектора пароперегрівача (рис. 2). Вісь еліпса  $a$  має сталий розмір. Розмір осі  $b$ , яка визначає глибину фронту тріщини приймали змінною. Розміром (глибиною)  $l$  тріщини вважали відстань між отворами вздовж осі симетрії ділянки: від центру еліпса, який незалежно від глибини тріщини співпадає із серединою проміжку між отворами на зовнішній поверхні, до середини фронту тріщини.

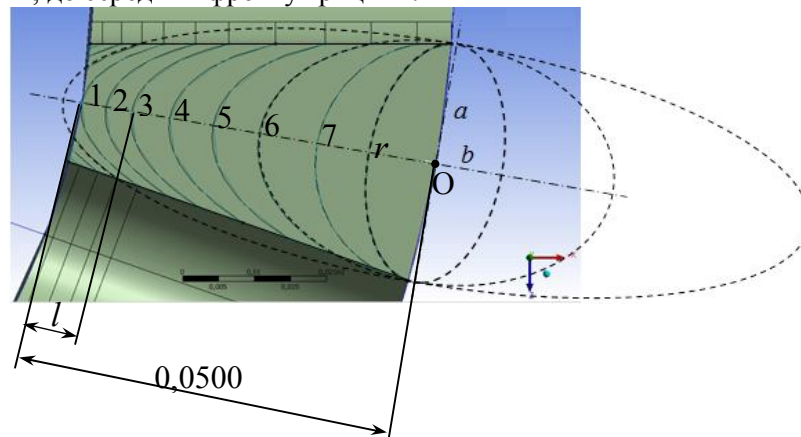


Рис. 2. Геометрія фронтів тріщин у проміжку між отворами колектора пароперегрівача

Створені між фронтами тріщин в площині  $OXZ$  поверхні можуть моделювати суцільний матеріал або поверхні тріщини (рис. 3). Наприклад (тріщина №2), для відтворення суцільного матеріалу на виділеній червоним кольором поверхні (рис. 3 а) наклали умови симетрії відносно площини  $OXZ$ , тобто обмежували їх в переміщеннях вздовж осі  $OY$ . Області над контуром фронту тріщини в площині  $OXZ$  (позначені червоним кольором (рис.3 б) в переміщеннях не обмежували, що визначало поверхню тріщини.

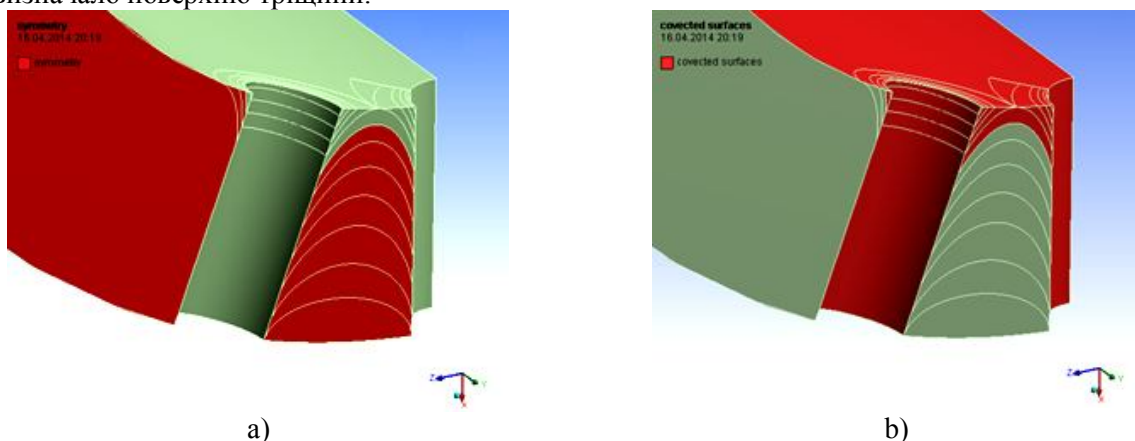


Рис. 3. Моделювання тріщини № 2

Внутрішні поверхні циліндра, отворів та поверхні утвореної тріщини (рис. 2 b) піддавали впливу внутрішнього тиску та температури пари. В околі фронту тріщини сітку скінченних елементів згущували. Мінімальний розмір між вузлами елементів становив 0,05 мм (рис.4).

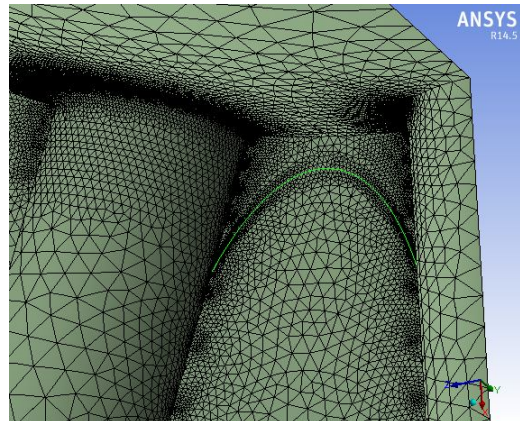


Рис. 4. Згущення скінченноелементної сітки біля фронту тріщини № 2

НДС колектора пароперегрівача з тріщиною оцінювали за методикою термомеханічного розрахунку з використанням платформи ANSYS Workbench, запропонованою у праці [4]. Термомеханічний розрахунок поєднує два етапи – нелінійний тепловий "Transient Thermal" та статичний структурний "Static Structural" і дозволяє пов'язувати програмні модулі шляхом передачі (експорт-імпорт) результатів розрахунку з одного модуля в інший. Результати теплових розрахунків, отримані в модулі "Transient Thermal" (розподіл температур в корпусі товстостінного циліндра), передавались у модуль "Static Structural" для подальших обчислень переміщень вузлів, деформацій та напружень, які виникають внаслідок нерівномірного температурного розширення матеріалу по товщині корпусу колектора. Окрім того, в модулі "Static Structural" моделювали вплив тиску пари на поверхню тріщини, а також внутрішні поверхні та отвори колектора пароперегрівача [4].

**Оцінка розподілу КІН вздовж фронтів тріщин.** В працях [1, 2, 4, 6] встановлено, що найбільш небезпечними для експлуатації колектора пароперегрівача є режими, коли температура його внутрішньої поверхні  $t_{int}$  нижча від зовнішньої  $t_{ext}$ . Значення напружень, які виникають у стінці пароперегрівача, залежать тільки від різниці температур  $\Delta t = |t_{int} - t_{ext}|$  внутрішньої та зовнішньої поверхонь відповідно і не залежать від їх максимальних значень. З урахуванням експлуатаційних режимів навантаження колектора пароперегрівача [1, 2] в роботі МСЕ моделювали НДС за сталого внутрішнього тиску 14 МПа та за різних температур внутрішньої і зовнішньої поверхні колектора пароперегрівача  $0^{\circ}\text{C} \leq \Delta t \leq 60^{\circ}\text{C}$  з кратністю  $15^{\circ}\text{C}$ , за умови  $t_{int} \leq t_{ext}$ .

КІН відриву ( $K_I$ ) вздовж фронту півеліптичних тріщин обчислювали з урахуванням розподілу нормальних напружень  $\sigma_{yy}$ , які визначають напружений стан у поперечному перерізі колектора пароперегрівача (в площині  $OXZ$ ) [4].  $K_I$  для 11 рівновіддалених точок фронтів кожної з 8 півеліптичних тріщин визначали використовуючи прямий метод напружень, який базується на МСЕ [7]. З використанням опції "path" створювали перпендикулярні дотичним до фронту тріщини лінії (рис. 5) з початком у кожній з 11 рівновіддалених точок. Вздовж цих ліній отримували криві розподілу нормальних напружень спереду вістря тріщини (рис. 6).

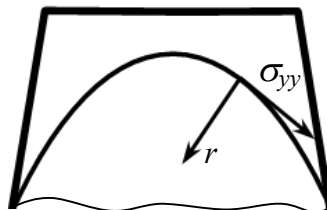


Рис. 5. Перпендикулярна дотичній до фронту тріщини лінія  $r$

Отримані значення нормальних напружень  $\sigma_{yy}$  спереду вістря тріщини (рис. 6) описуються асимптотичною формулою [7]

© О. П. Ясній, Ю. І. Пиндус, В. П. Ясній

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (1)$$

де  $r$  – відстань спереду фронту тріщини;  $\theta$  – кут відносно площини  $OXZ$ .

З урахуванням (1), при  $\theta = 0$  можна записати

$$K_I = \sigma_{yy} \sqrt{\pi r} \quad (2)$$

За формулою (2) будували криві залежності  $K_I$  від  $r$  (рис. 7). Шукане  $K_I$  приймали рівним екстрапольованому значенню при  $r \rightarrow 0$ . При наближенні до вістря тріщини точність визначення  $K_I$ , помітно знижується (рис. 7) через сингулярність напружень у вістрі тріщини при  $r \rightarrow 0$ . Тому точки, які знаходяться безпосередньо біля вістря тріщини при обчисленні КІН до уваги не брали.

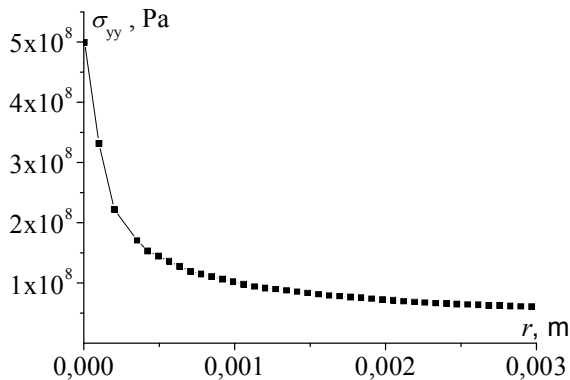


Рис. 6. Типовий розподіл нормальних напружень  $\sigma_{yy}$  вздовж перпендикулярної до фронту тріщини лінії

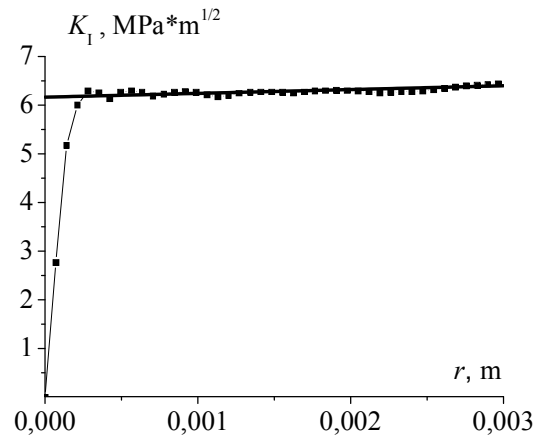
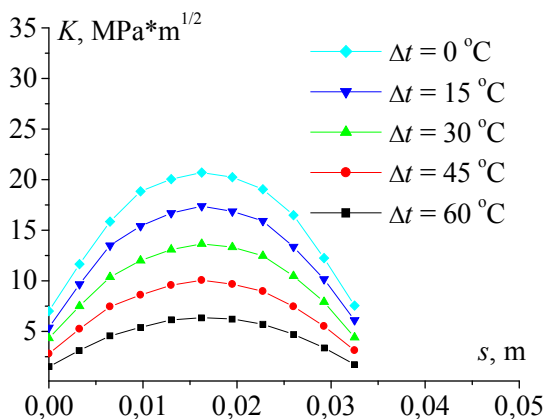
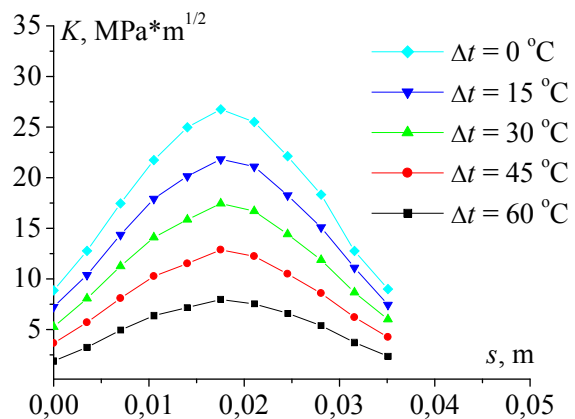


Рис. 7. Визначення КІН за відомими значеннями напружень  $\sigma_{yy}$  (рис. 5) з використанням ф-ли (2)

Результати розрахунків розподілу  $K_I$  вздовж фронтів  $s$  модельних півеліптичних тріщин № 2 – № 5 між отворами колектора пароперегрівача ТЕС зображено на рис. 8.



a)



b)

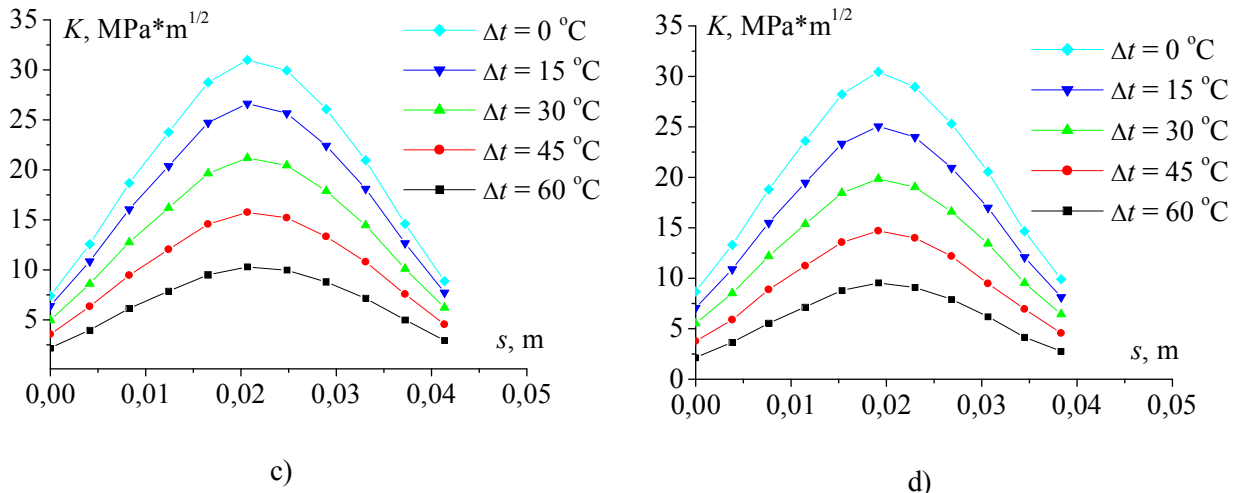


Рис. 8. Розподіл КІН з урахуванням  $\Delta t$  вздовж фронтів тріщин  $s$ :

а) № 2,  $l = 0,0034$  м; б) № 3,  $l = 0,00706$  м; в) № 4,  $l = 0,01244$  м; г) № 5,  $l = 0,01855$  м.

Очевидно (рис. 8), що основний вклад в збільшення  $K_I$  вносить зростання різниці температур  $\Delta t$  внутрішньої та зовнішньої поверхонь, за умови  $t_{\text{int}} \leq t_{\text{ext}}$ .

**Визначення поправкової функції КІН.** Геометрію фронту тріщини на ділянці між отворами колектора пароперегрівача ТЕС формує еліпс з центром, який знаходиться посередині проміжку між отворами на зовнішній поверхні колектора пароперегрівача (рис. 2). Одна з осей еліпса ( $a$ ) є сталою, а другу ( $b$ ) визначає глибина тріщини  $l$ . З урахуванням цього припущення та симетрії розподілу  $K_I$  відносно середини фронтів тріщин (рис. 8), для оцінки росту втомної тріщини (РВТ) достатньо визначати  $K_I$  та відповідний приріст тріщини (цикл за циклом)  $\Delta l$  посередині фронту тріщини за кінетичною діаграмою РВТ.

Складність оцінки  $K_I$  у даному випадку полягає в тому, що НДС у вістрі тріщини визначає комплексний вплив внутрішнього тиску і термомеханічних напружень. Тобто, поправкова функція КІН повинна враховувати вплив різниці температур  $\Delta t$  внутрішньої та зовнішньої поверхонь циліндра та розмір тріщини  $l$  (глибину тріщини).

Для розв'язання цієї задачі було виконано серію чисельних програмних експериментів з метою оцінки впливу  $\Delta t$  на розподіл нормальних напружень  $\sigma_{yy}(\Delta t)$  вздовж лінії "surface" (рис. 9) моделі колектора пароперегрівача без тріщин.

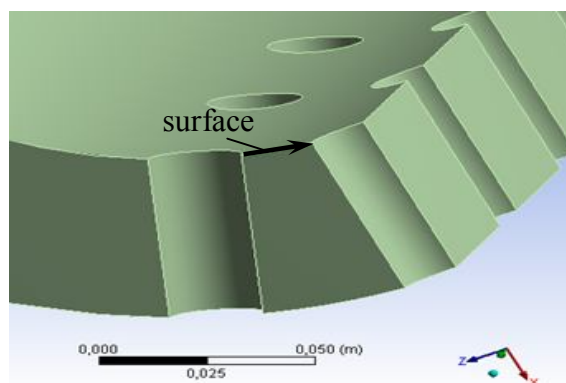


Рис. 9. Лінія в місцях найбільшої концентрації напружень на внутрішній поверхні колектора пароперегрівача

Результати програмного моделювання (рис. 10) свідчать про те, що при ступінчатому зменшенні температури внутрішньої поверхні відносно зовнішньої, напруження на внутрішній

поверхні ділянки між отворами в площині  $OXZ$  зростають. При  $\Delta t = 0$  в матеріалі виникають напруження, які спричинені тільки внутрішнім тиском у 14 МПа.

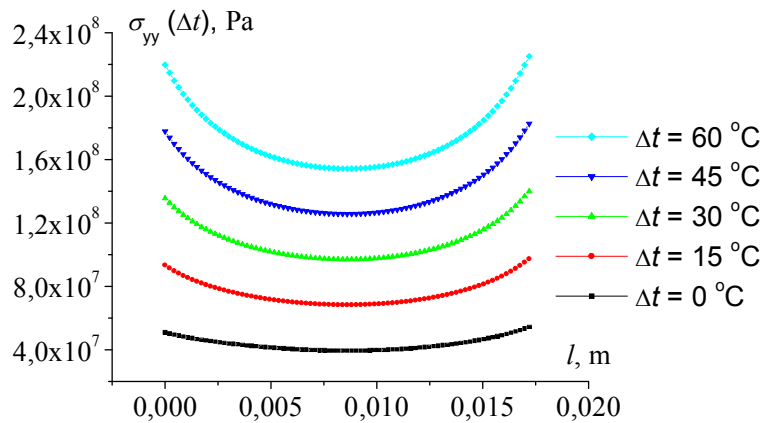


Рис. 10. Розподіл нормальних напружень вздовж відрізка "surface" (рис. 9) з урахуванням різниці зовнішньої та внутрішньої температур  $\Delta t$  стінок колектора пароперегрівача

Вплив  $\Delta t$  на значення відносних нормальних напружень  $\frac{\sigma_{yy}(\Delta t)}{\sigma_{yy}(\Delta t = 0)}$  посередині містка (середина лінії "surface") за сталого внутрішнього тиску пари 14 МПа показано на рис. 11.

Залежність (рис. 11) апроксимували лінійною функцією:

$$\frac{\sigma_{yy}(\Delta t)}{\sigma_{yy}(\Delta t = 0)} = 1 + 0,048\Delta t, \quad (3)$$

де  $\sigma_{yy}(\Delta t = 0) = 39,49$  МПа – значення нормального напруження по центру відрізка "surface" при однакових температурах ззовні та всередині колектора ( $\Delta t = 0$ ) за дії лише внутрішнього тиску.

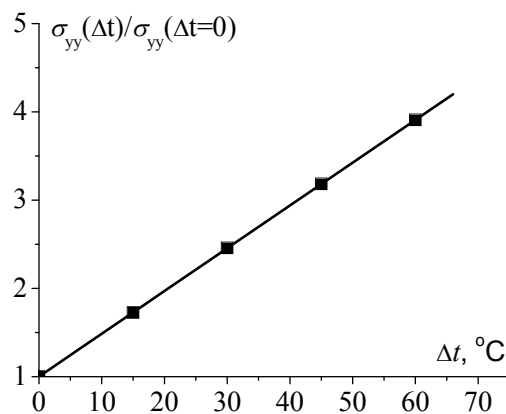


Рис. 11. Залежність відносних нормальних напружень посередині відрізка "surface" від різниці температур  $\Delta t$

З урахуванням формули (3), отримали залежність нормального напруження посередині проміжку між отворами на внутрішній поверхні (посередині відрізка "surface") від різниці температур  $\Delta t$ :

$$\sigma_{yy}(\Delta t) = \sigma_{yy}(\Delta t = 0)(1 + 0,048\Delta t). \quad (4)$$

© О. П. Ясній, Ю. І. Пиндус, В. П. Ясній



Залежності впливу різниці температур та глибини тріщини на  $K_I$  посередині фронту тріщини між отворами колектора пароперегрівача подано на рис. 12. Якщо температура всередині та ззовні колектора рівні ( $\Delta t = 0$ ) то  $K_I$  визначається лише внутрішнім тиском та розміром тріщини (крива чорного кольору (рис. 12)). При збільшенні  $\Delta t$  від 0 до 60 °C значення  $K_I$  збільшуються майже у 4 рази за однакових глибин тріщин (зміщення кривих вгору).

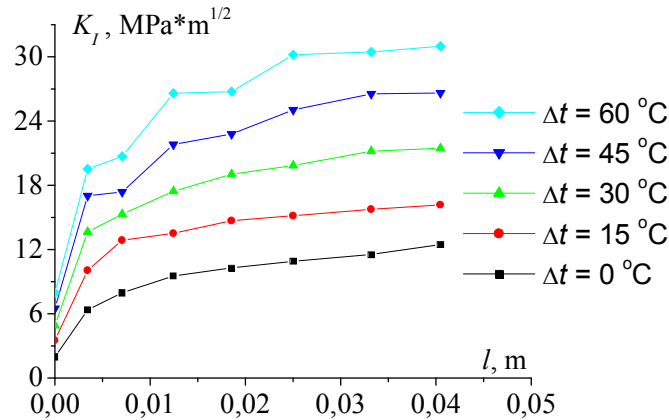


Рис. 12. Залежності  $K_I$  від різниці температур  $\Delta t$  та глибини тріщини  $l$

За відомою різницею температур  $\Delta t$ , використовуючи залежність (4) можна визначити напруження  $\sigma_{yy}(\Delta t)$  і, відповідно КІН в посередині фронту тріщини за формулою:

$$K_I = \sigma_{yy}(\Delta t) \sqrt{\pi l} \cdot Y\left(\frac{l}{w}; \Delta t\right), \quad (5)$$

де  $Y\left(\frac{l}{w}; \Delta t\right)$  – поправкова функція, яка залежить від відношення глибини тріщини до товщини стінки колектора  $\frac{l}{w}$  та різниці температур  $\Delta t$ .

З урахуванням формули (5) можна записати

$$Y\left(\frac{l}{w}; \Delta t\right) = \frac{K_I}{\sigma_{yy}(\Delta t) \sqrt{\pi l}}. \quad (6)$$

Обчислені за формулою (6) значення поправкової функції з урахуванням відношення  $\frac{l}{w}$  для різних  $\Delta t$  подано на рис. 13.

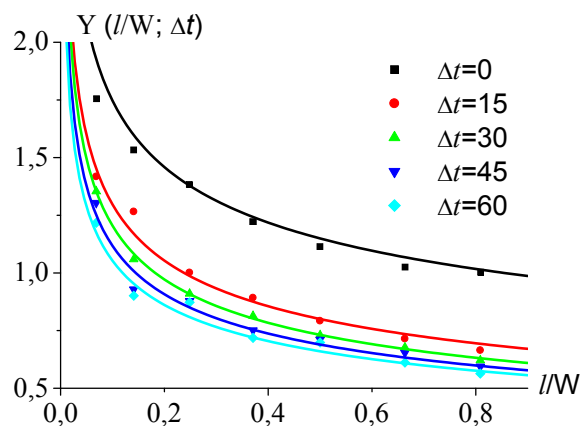


Рис. 13. Залежності поправкової функції  $Y$  від глибини тріщини  $l$  за різних  $\Delta t$

Отримані значення поправкової функції (рис. 13) за різних  $\Delta t$  апроксимували степеневою функцією:

$$Y = A \left( \frac{l}{w} \right)^m, \quad (7)$$

де  $A$  і  $m$  – параметричні коефіцієнти (табл.1).

Оскільки зміна показника степеня  $m$  в залежності від  $\Delta t$  є незначною (максимальне відхилення становить 16 %), його значення усереднили і прийняли сталим та рівним  $m = 0,295$ . Значення коефіцієнтів  $A$  (рис. 14) скорегували шляхом повторної апроксимації даних функцією (7) з фіксованим  $m$ . Залежність зміни  $A$  від  $\Delta t$  (рис. 14) описали експоненціальною функцією

Таблиця 1. Значення коефіцієнтів  $A$  і  $m$  функції (7):

$\Delta t$	$A$	$m$
0	0.96	-0.26
15	0.65	-0.30
30	0.59	-0.31
45	0.56	-0.30
60	0.54	-0.29

$$A = A(\Delta t=60) + A_1 e^{(-\Delta t/p)}. \quad (8)$$

де  $A(\Delta t=60) = 0,54$  – значення  $A$  при  $\Delta t=60$ ;  $A_1 = 0,32$  і  $p = 15,62$  – параметричні коефіцієнти.

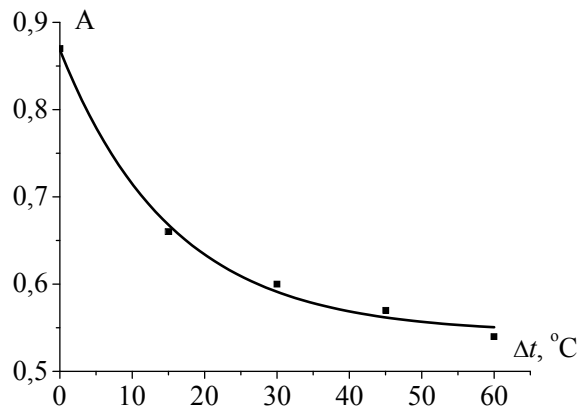


Рис. 14. Залежність коефіцієнту  $A$  у формулі (7) від різниці температур  $\Delta t$

З урахуванням (7) та (8) можна записати:

$$Y \left( \frac{l}{w}; \Delta t \right) = 0,87 + 0,32 e^{(-\Delta t/15,62)} \cdot \left( \frac{l}{w} \right)^{0,295}. \quad (9)$$

Вказана формула є поправковою функцією для формули з визначення КІН (5). Суцільними лініями (рис. 15) показано побудовані з використанням (9) криві залежності поправкової функції від глибини тріщини та з урахуванням зміни різниці температур зовнішньої та внутрішньої поверхонь колектора пароперегрівача. Вказані криві добре узгоджуються із значеннями, отриманими МСЕ.

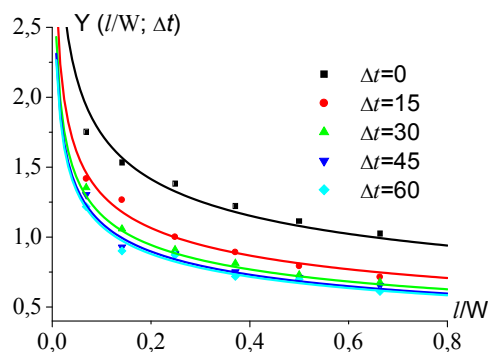


Рис. 15. Залежності поправкової функції  $Y$  від глибини тріщини  $l$  за різних  $\Delta t$



**Висновки.** Методом скінченних елементів у пружній постановці змодельовано повномасштабну модель колектора пароперегрівача котла ТП-100 у вигляді товстостінного циліндра з системою локалізованих на ділянці між отворами півеліптичних тріщин.

З урахуванням експлуатаційних режимів навантаження колектора пароперегрівача – тиску пари та різниці температур  $\Delta t = |t_{\text{ext}} - t_{\text{int}}|$  між зовнішньою та внутрішньою поверхнями колектора пароперегрівача, за умови  $t_{\text{int}} \leq t_{\text{ext}}$  виконано серію міждисциплінарних термомеханічних розрахунків НДС колектора пароперегрівача з тріщинами. Визначені розподіли КІН відриву ( $K_I$ ) вздовж фронтів півеліптичних тріщин прямим методом напружень, який базується на чисельних розрахунках НДС у вістрі тріщин. Встановлено, що при збільшенні  $\Delta t$  від 0 до 60 °С значення  $K_I$  збільшуються майже у 4 рази за однакових глибин тріщин та сталого внутрішнього тиску пари.

Отримано поправкову функцію для формули визначення КІН у середині фронту півеліптичної тріщини. Функція враховує глибину тріщини та різницю температур між зовнішньою та внутрішньою поверхнями колектора пароперегрівача за сталого внутрішнього тиску пари. Вказана функція задовільно узгоджується з отриманими МСЕ значеннями.

1. Kwon, O. The effect of the steam temperature fluctuations during steady state operation on the remnant life of the superheater header / O. Kwon, M. Myers, A.D. Karstensen, D. Knowles // International Journal of Pressure Vessels and Piping. – 2006. – Vol. 83, No. 5. – P. 349-358.
2. Дробенко, Б. Д. Комп'ютерне моделювання деформування елементів діючого енергетичного обладнання з пошкодженнями [Текст] / Б.Д. Дробенко // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2010. – № 6. – С. 56-60.
3. Ясній, О. Пошкодження внутрішньої поверхні ділянки колектора пароперегрівача під час експлуатації [Текст] / О. Ясній, А. Собчак, В. Ясній, Н. Луцик // Машинознавство. – 2011. – № 1–2. – С. 16-19.
4. Ясній О. П. Моделювання НДС колектора пароперегрівача котла ТП-100 за комплексного термомеханічного навантаження методом скінченних елементів [Текст] // Вісник ТНТУ, № 2014. – С. 7-15
5. Марочник сталей и сплавов. 2-е изд., доп. и испр. [Текст] / А.С. Зубченко, М.М. Колосков, Ю.В. Каширский и др. Под общей ред. А. С. Зубченко. – М.: Машиностроение. – 2003. – 784 с.
6. Farragher, T. P. Development of life assessment procedures for power plant headers operated under flexible loading scenarios / T. P. Farragher, S. Scully, N.P. O'Down, S.B. Leen // International Journal of Fatigue. – 2013 – Vol. 49. – P. 50-61.
7. Сиратори, М. Вычислительная механика разрушения [Текст]: Пер. с японск. / М. Сиратори, Т. Миеси, Х. Мацусита. – М.: Мир. – 1986. – 334 с.

Стаття надійшла до редакції 24.04.2014.

УДК 621.316.13

**І. О. Бандура****МАТЕМАТИЧНІ МОДЕЛІ КЕРУВАННЯ НЕСИМЕТРІЄЮ НАПРУГ У ВУЗЛАХ МЕРЕЖ  
ЕНЕРГОПОСТАЧАЛЬНИХ КОМПАНІЙ**

*Розроблено математичні моделі керування, що забезпечують інтереси одного із суб'єктів господарювання (енергопостачальної компанії або споживача) в кінцевих результатах симетрування напруги в залежності від балансової належності симетрувального пристрою.*

*Ключові слова: симетрування напруги, електричні мережі.*

*Рис. 1. Форм. 3. Літ. 5.*

**И. А. Бандура****МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ УПРАВЛЕНИЯ НЕСИММЕТРИИ НАПРЯЖЕНИЙ В  
УЗЛАХ СЕТЕЙ ЭНЕРГОСНАБЖАЮЩИХ КОМПАНИЙ**

*Разработаны математические модели управления, обеспечивающих интересы одного из субъектов хозяйствования (энергоснабжающей компании или потребителя) в конечных результатах симметрирования напряжения в зависимости от балансовой принадлежности симметрирующего устройства.*

*Ключевые слова: симметрирования напряжения, электрические сети.*

**I. A. Bandura****MATHEMATICAL MODEL MANAGEMENT VOLTAGE ASYMMETRY IN THE NODES OF  
THE NETWORK POWER SUPPLY COMPANIES**

*The mathematical model of control that serve the interest of one of the entities (utility company or consumer) in the final results of balancing voltage depending on the balance of membership balancing device.*

*Keywords: balancing voltage electrical networks.*

**Вступ.** Як свідчать експериментальні дослідження, електричні режими в розподільчих мережах енергопостачальних компаній характеризуються суттєвим рівнем несиметрії, який в ряді випадків виходить за нормовані значення, з чим пов'язані додаткові втрати активної потужності та енергії [1,2,3,4]. Зменшити несиметрію електричних режимів, а також величину додаткових втрат потужності та енергії можна за допомогою КУ, що працюють в схемах СП.

Відомі наукові дослідження дають змогу виконувати симетрування як струмів, так і напруг електричної мережі, але розглядається при цьому локальна задача – вузол електричної мережі. Вплив технічних рішень із симетрування (а саме на втрати активної потужності) як на мережі живлення, так і на розподільній мережі споживача в таких випадках до уваги не береться. Такі обставини вимагають вивчення впливу СП на додаткові втрати активної потужності в живильній та розподільній мережах, а також розробки математичних моделей і алгоритмів для систем керування КУ СП із врахуванням такого впливу, що є предметом досліджень статті.

Проведені дослідження обмежуються лише компенсацією складових зворотної послідовності, що є окремою задачею при симетруванні електричного режиму в трипровідній мережі та підзадачею при симетруванні режиму в мережі чотирипровідній.

Як відомо[1,2], інтереси енергопостачальної компанії та споживача в кінцевих результатах симетрування напруги суперечливі. Досконалі системи керування мають працювати із врахуванням цієї обставини.

Для того, щоб охопити всі можливі випадки керування несиметрією напруг в даній роботі доведено, що достатньо дві математичні моделі, одна з яких забезпечує максимальне (за наявних умов) зниження втрат  $\Delta P_2$  в активній складовій опора лінії живлення, а друга – зменшення напруги зворотної послідовності до значень, які відповідають нормованим показникам [5].

**Метою роботи** є розроблення математичних моделей керування, що забезпечує інтереси одного із суб'єктів господарювання (енергопостачальної компанії або споживача) в кінцевих результатах симетрування напруги в залежності від балансової належності симетрувального пристрою.

Математичні моделі розроблені з врахуванням технічних особливостей схеми СП дискретного керування із мінімальною кількістю вимикачів [1], рис. 1.1. Для інших схем: із мінімальною кількістю симетрувальних елементів; з двома КУ під один вимикач; змішаних схем, розроблені математичні моделі потребують адаптації.

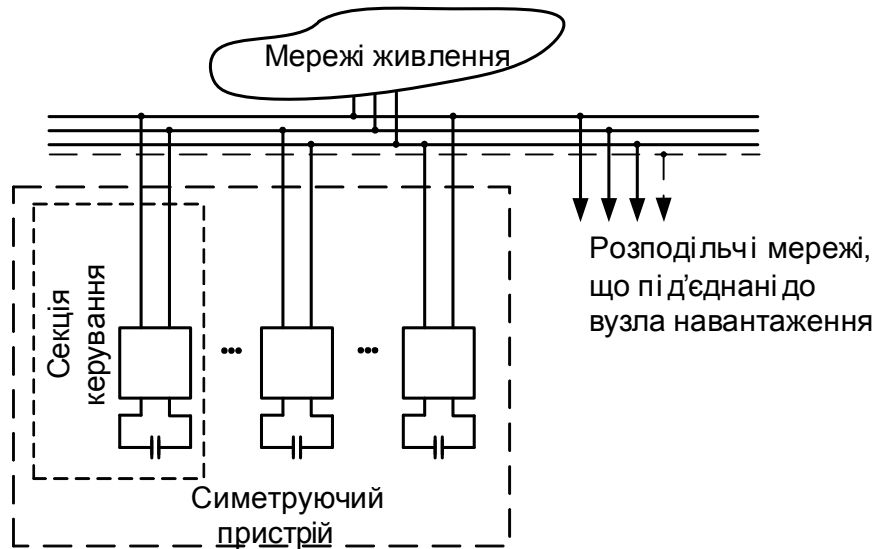


Рис. 1. Симетруючий пристрій із мінімальною кількістю вимикачів

**Математична модель, яка забезпечує допустимий рівень напруги зворотної послідовності.**

Для прийняття керуючого рішення із симетрування напруг, забезпечуючи при цьому допустимий рівень напруги зворотної послідовності, можна скористатись математичною моделлю:

$$\left\{ \begin{array}{l} \left| \operatorname{Re} \dot{U}'_2 + \sum_{i=1}^n a_i x_i + j \left( \operatorname{Im} \dot{U}'_2 + \sum_{i=1}^n b_i x_i \right) \right| \rightarrow \min \\ \left| \operatorname{Re} \dot{U}'_2 + \sum_{i=1}^n a_i x_i + j \left( \operatorname{Im} \dot{U}'_2 + \sum_{i=1}^n b_i x_i \right) \right| \geq U_{2, \text{доп}} - \varepsilon \\ Q' - \sum_{i=1}^n \Delta Q_i x_i \geq Q_{\text{доп}} \\ x_i + \bar{x}_i = 1, \quad i = 1, 2, \dots, n \\ x_i, \bar{x}_i \in \{1, 0\}, \end{array} \right. \quad (1)$$

де  $\dot{U}'_2$  – вихідне значення вектора напруги зворотної послідовності у вузлі під'єднання СП (при умові вимкнених секцій СП);

$Q'$  – вихідне значення реактивної потужності по вузлу навантаження;

$a_i$ ;  $b_i$  – дійсна та уявна частини вектора напруги зворотної послідовності, яка створюється при ввімкненні  $i$ -ої секції СП;

$U_{2, \text{доп}}$  – допустиме значення напруги зворотної послідовності у вузлі під'єднання СП;

$\varepsilon$  – мінімальна зміна напруги  $U_2$ , на яку реагує СП;

$Q_{\text{доп}}$  – допустиме значення реактивної потужності живильної лінії;

$\Delta Q_i$  – потужність  $i$ -ої секції СП;

$n$  – загальна кількість секцій СП;

$x_i$  – керувана змінна; якщо  $x_i$  за результатами розрахунків дорівнює 1, то  $i$ -ту секцію СП необхідно ввімкнути, а якщо дорівнює 0, то навпаки – не вмикати;

$\bar{x}_i$  – фіктивна змінна, яка фізичного змісту не має.

Цільова функція математичної моделі потребує мінімуму модуля напруги зворотної послідовності.

Допустимий рівень напруги зворотної послідовності забезпечується відповідним технічним обмеженням.  $U_{2, \text{доп}}$  встановлюється, наприклад, таким, що відповідає нормально допустимому значенню коефіцієнта несиметрії напруг по зворотній послідовності, визначеному в ГОСТ 13109-97 [5]. Врахування зони нечутливості СП дискретного керування є необхідним для гарантування забезпечення вимог ГОСТ 13109-97 за будь-яких умов (якщо достатньо потужностей СП).

СП, секції керування якого мають ємнісний характер, генерують реактивну потужність [1,2,3], що потребує контролю значення реактивних навантажень в лінії живлення. Технічне

обмеження на реактивну потужність виключає можливість появи зворотних її перетоків із мереж споживача в мережі енергопостачальної організації (якщо  $Q_{\text{дон}} = 0$ ). В темпі процесу керування можуть встановлюватись інші значення для  $Q_{\text{дон}}$ , наприклад,  $Q_{\text{дон}} > 0$ , що може бути необхідним, наприклад, для режиму мінімальних навантажень енергосистеми.

Поставлені обмеження, в разі наявності достатніх технічних можливостей, забезпечують в одному випадку  $U_{2\text{дон}}$  та  $Q_{\text{дон}}$  - в другому.

Серед технічних обмежень – обмеження, яке вказує на те, що кожна секція СП в результаті прийняття технічного рішення може бути ввімкненою або вимкненою. Саме тому за керовані змінні прийнято Булеві змінні.

Якщо більш жорстким обмеженням виявляється обмеження на реактивну потужність, то допустимих значень  $U_2$  досягнути не можна. В таких випадках для забезпечення нормованих значень несиметрії напруг потрібно провести аналіз і обґрунтувати допустимість обмежених зворотних перетоків реактивної потужності або СП має бути на основі ємностей та індуктивностей, або тільки індуктивностей.

Математична модель (1) відноситься до класу цілочислових [3]. Це зумовлено дискретністю секцій СП. Критерій ефективності в математичній моделі (1) та її перше обмеження описані не скалярною функцією дійсної змінної, і тому таку модель слід класифікувати як не скалярну і цілочислову [3]. Класичних методів вирішення таких задач не існує. Для вирішення не скалярних оптимізаційних задач розроблено ряд обчислювальних методів. Але вони дозволяють вирішити задачу, коли не скалярною функцією описана цільова функція, а обмеження лінійними залежностями у вигляді рівностей або нерівностей. Інший випадок, коли не скалярною функцією описано (описані) обмеження, а цільова функція – лінійна. В математичній моделі (1) цільова функція, а також одне із обмежень у вигляді не скалярної функції, що вимагає розробки обчислювального методу для вирішення задачі.

#### Математична модель, яка забезпечує мінімальні втрати активної потужності.

Критерієм ефективності математичної моделі є додаткові втрати активної потужності  $\Delta P_2$  в лінії зв'язку енергопостачальної компанії зі споживачем (або споживача з енергопостачальною компанією). Обмеження математичної моделі контролює реактивну потужність в живильній лінії, наприклад, виключаючи її зворотні перетоки з мереж споживача в мережі живлення. Воно охоплює всі можливі випадки, які стосуються реактивних потужностей: в режимі мінімальних навантажень в енергосистемі  $Q_{\text{дон}}$  – мінімальна потужність, що визначена до споживання; для режимів максимальних навантажень та в інших режимах  $Q_{\text{дон}} = 0$ .

$$\begin{cases} \Delta P_2 - \sum_{i=1}^n \delta P_{2i} x_i \rightarrow \min \\ Q' - \sum_{i=1}^n \Delta Q_i x_i \geq Q_{\text{дон}} \\ x_i + \bar{x}_i = 1, \quad i = 1, 2, \dots, n \\ x_i; \bar{x}_i \in \{1, 0\}, \end{cases} \quad (2)$$

де  $\Delta P_2$  – втрати активної потужності, зумовлені несиметрією режиму в лінії зв'язку за умови, що всі секції СП вимкнуті;

$\delta P_{2i}$  – приріст втрат активної потужності від несиметрії режиму в лінії зв'язку при ввімкненні  $i$ -ої секції СП ( $\delta P_{2i}$ , що супроводжується зростанням втрат  $\Delta P_2$ , береться із знаком "мінус", а зменшенням втрат – із знаком "плюс").

Втрати  $\delta P_{2i}$  за результатами кожної ітерації вирішення задачі змінюються, що зумовлено фізичною природою явищ. Складова  $\delta P_{2i}$  має такий аналітичний опис:

$$\delta P_{2i} = 3r_2 \left\{ \left| I_2^{\text{до}} e^{j\alpha} \right|^2 - \left| I_2^{\text{нісля}} e^{j\beta} \right|^2 \right\},$$

де  $r_2$  – активний опір струму зворотної послідовності лінії;

$I_2^{\text{до}}$  – струм зворотної послідовності в лінії до ввімкнення  $i$ -ої секції СП;

$I_2^{нісля}$  – те саме, після ввімкнення;

$\alpha, \beta$  – фази відповідних струмів у прийнятій системі координат.

Струм  $I_2^{до}$  є результатом реалізації прийнятого на попередній ітерації рішення і від нього залежить  $\delta P_{2i}$ , який отримаємо при ввімкненні  $i$ -ої секції СП. З іншого боку прийняття рішення із ввімкнення  $i$ -ої секції СП забезпечує струм  $I_2^{нісля}$ , який відрізняється як за модулем, так і за фазою, що певним чином формує вихідні умови для прийняття рішення на наступній ітерації.

Зважаючи на технічну реалізацію виконаних досліджень, доцільно, щоб всі розроблені математичні моделі, які використовуються для керування, були охоплені єдиним обчислювальним методом.

Спільні риси моделі (1) із моделлю (2) ті, що вони відносяться до класу цілочислових, що дозволяє організувати деякий перебір варіантів. Але скористатись алгоритмом аналізу математичної моделі (1) для аналізу моделі (2) в повному обсязі не можна. Обчислювальний пристрій потрібно програмувати двічі щоб мати можливість аналізувати моделі (1) та (2).

Для керування несиметрією напруг за допомогою математичних моделей, для яких можна застосувати спільний алгоритм аналізу, необхідно обґрунтувати єдиний критерій ефективності як для випадку зменшення, так і збільшення  $\Delta P_2$  у відповідних мережах. Єдиний критерій можна запропонувати, якщо звернути увагу на таке явище. У випадку, коли симетрування напруг супроводжується зменшенням  $\Delta P_2$  (тобто, при зниженні  $U_2$  одночасно має місце зниження  $\Delta P_2$ ) в елементах відповідних мереж, знаходити вектор керування можна також за критерієм  $U_2 \rightarrow \min$ , не обмежуючи його мінімальне значення. Якщо взяти до уваги, що СП має дискретні секції і повного симетрування напруг за таких умов досягнути складно, то можна вважати, що знайдений мінімум для  $U_2$  буде одночасно мінімумом і для  $\Delta P_2$ .

Вважаючи на це, можна запропонувати математичну модель, яка дозволить отримати такі ж розв'язки як і модель (2). Її відмінність від моделі (2) в тому, що критерієм ефективності є напруга зворотної послідовності у вузлі під'єднання СП.

$$\begin{cases} \left| \operatorname{Re} \dot{U}'_2 + \sum_{i=1}^n a_i x_i + j \left( \operatorname{Im} \dot{U}'_2 + \sum_{i=1}^n b_i x_i \right) \right| \rightarrow \min \\ Q' - \sum_{i=1}^n \Delta Q_i x_i \geq Q_{\text{лоп}} \\ x_i + \bar{x}_i = 1, \quad i = 1, 2, \dots, n \\ x_i; \bar{x}_i \in \{1, 0\} \end{cases} \quad (3)$$

Вилучення з математичної моделі того або іншого обмеження надає їй нових властивостей. Так математична модель (3) на відміну від математичної моделі (1) забезпечує повне симетрування напруг, чому відповідає  $\Delta P_2 = 0$ .

**Висновки.** Розроблені математичні моделі дозволяють визначити вектор керування (комбінацію секцій СП для ввімкнення), який забезпечує мінімум для критерію ефективності за умови виконання всіх технічних обмежень.

1. Жежеленко И. В. Качество электроэнергии на промышленных предприятиях / И. В. Жежеленко, М. Л. Рабинович, М. Божко. – К.: Техніка, 1981. – 160 с.
2. Кузнецов В. Г. Снижение несимметрии и несинусоидальности напряжений в электрических сетях / В. Г. Кузнецов, А. С. Григорьев, В. Б. Данилюк. – Київ: Наукова думка, 1992. – 240 с. – КВВІ №5-12-002018-6.
3. Терешкевич Л. Б. Дослідження впливу компенсувальних установок на додаткові втрати активної потужності від несиметрії режиму / Л. Б. Терешкевич, Т. М. Червінська, І. О. Бандура // Технічна електродинаміка. – 2011. – № 4. – С. 50-54.
4. ГОСТ 13109-97. Электрическая энергия. Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. Взамен ГОСТ 13109-87; Введ. 01.01.00. – К.: Госстандарт Украины, 1999. – 31 с.

Стаття надійшла до редакції 24.09.2014.

УДК 621.317.333

**М. В. Романюк****РОЗРОБКА ПРИСТРОЮ ДЛЯ ПЕРІОДИЧНОГО КОНТРОЛЮ ІЗОЛЯЦІЇ ОКРЕМИХ ПОЛЮСІВ ДВОПРОВІДНОЇ МЕРЕЖІ ПОСТІЙНОГО СТРУМУ**

*З метою зменшення впливу перехідних процесів, зумовлених зміною навантаження РМПС, запропоновано метод періодичного контролю та розроблено принципову схему пристрою для періодичного контролю ізоляції окремих полюсів двопровідної мережі постійного струму.*

*Ключові слова:* контроль ізоляції, двопровідна мережа постійного струму.

*Рис. 2. Форм. 3. Літ. 7.*

**Н. В. Романюк****РАЗРАБОТКА УСТРОЙСТВА ДЛЯ ПЕРИОДИЧЕСКИЙ КОНТРОЛЬ ИЗОЛЯЦИИ ОТДЕЛЬНЫХ ПОЛЮС ДВУХПРОВОДНОЙ СЕТИ ПОСТОЯННОГО ТОКА**

*С целью уменьшения влияния переходных процессов, обусловленных изменением нагрузки РМПС, предложен метод периодического контроля и разработана принципиальная схема устройства для периодического контроля изоляции отдельных полюсов двухпроводной сети постоянного тока.*

*Ключевые слова:* контроль изоляции, двухпроводная сеть постоянного тока.

**M. V. Romaniuk****DEVELOPMENT OF DEVICE FOR PERIODIC MONITORING OF ISOLATION OF SOME POLE TWO-WIRE DC network**

*In order to reduce the influence of transients caused by load changes RAMSI, the method of periodic monitoring and developed schematic diagram of the device for periodic isolation control of individual poles of two-wire DC network.*

*Keywords:* control insulation, two-wire DC network.

**Вступ.** Розподільні мережі постійного струму застосовують для живлення різних споживачів в гірничорудній, вугільній, хімічній, машинобудівній та інших галузях промисловості, а також як оперативні на електричних станціях та підстанціях. Найбільш розповсюдженими є двопровідні мережі постійного струму. Досвід експлуатації розподільних мереж постійного струму (РМПС) показав [1-8], що характерним видом пошкодження в них є однополюсне замикання на землю, яке складає не менше ніж 95 % від загальної кількості пошкоджень. Такий вид пошкодження призводить до виникнення міжфазного к.з., пожеж, вибухів, ураженням людини електричним струмом, простою високопродуктивних машин і механізмів, хибного спрацювання релейного захисту і автоматики на електричних станціях і підстанціях.

Наявна система технічного обслуговування РМПС [1] є регламентною та застосовує систему діагностування, що періодично повторює діагностичні цикли. Існуючі засоби безперервного контролю ізоляції мають різний рівень чутливості до зміни значень провідності ізоляції полюсів відносно землі та не реагують на симетричне зниження опору ізоляції полюсів відносно землі [2, 20], що накопичує приховані дефекти ізоляції. Засоби захисного вимкнення двопровідних мереж постійного струму на промислових підприємствах хоча і забезпечують виконання існуючих стандартів електробезпеки, але на всьому діапазоні зміни опору ізоляції полюсів мають „перезахист”, тобто хибно спрацьовують і невинно вимикають живлення високопродуктивних машин і механізмів. Недосконало оцінка технічного стану опору ізоляції полюсів відносно землі засобами безперервного та періодичного контролю ізоляції, а також захисного вимкнення робить неефективною систему технічного обслуговування РМПС [8]. Оптимізувати взаємодію між об'єктивним процесом заміни технічного стану ізоляції та суб'єктивним процесом технічної експлуатації можна шляхом виявлення прихованих дефектів на основі застосування більш чутливих до зміни параметрів ізоляції методів контролю ізоляції полюсів мережі відносно землі та струму витікання на землю через шунтувальний зв'язок.

Тому **метою** є вдосконалення методів безперервного і періодичного контролю ізоляції та захисного вимкнення з метою створення діагностичного забезпечення керування технічним станом ізоляції полюсів відносно землі РМПС під час їх експлуатації, що збільшить період їх безвідмовної роботи, зменшить недовідпуск електроенергії споживачам, є актуальною науково-прикладною задачею.

**Результати досліджень.** З метою зменшення впливу перехідних процесів, зумовлених зміною навантаження РМПС, запропоновано метод періодичного контролю, який передбачає

вимірювання напруги  $U_v$  та струму  $I$  між загальною точкою дільника напруги, підключеного до РМПС, та землею, за результатами значень яких обчислюється загальний опір мережі відносно землі.

Принципова схема пристрою зображена на рис. 1. Основними елементами схеми є: дві однакові батареї конденсаторів  $C_p$ , що періодично вмикаються між полюсами мережі та землею за допомогою кнопок з автоматичним поверненням  $SB1$  та  $SB2$ ; випрямляч  $VD1$  для отримання однополярного сигналу; піковий детектор  $DA1$ , що фіксує максимальне значення струмів заряду конденсаторів  $C_p$ ; перетворювач  $UZ$  результату ділення  $U/I$  в часовий інтервал; одинвібратор  $G1$  для пуску генератора імпульсів прямокутної форми  $G2$ ; логічний елемент "2І-НІ"  $DD 1.1$ , блок індикації  $HG$ ; блок живлення БЖ; дільник напруги контрольованої мережі  $ДН (R8, R9, R10, C3)$ ; блок контролю пристрою БК ( $R9, SB5$ ); кнопки  $SB3$  для скидання результатів вимірювання;  $SB4$  для перемикання діапазону шкали приладу;  $SB5$  для штучного замикання полюса на землю при перевірці на функціонування пристрою;  $SB6$  для ввімкнення джерела живлення; проміжне реле  $KL$ ; запобіжники  $F1 - F3$ .

При підготовці приладу до роботи при натиснутій кнопці  $SB4$  приєднують його затискачами  $XS1$  до контрольованої мережі постійного струму, а затискачами  $XS3$  – до мережі змінного струму 220 В, 50 Гц. Перевіряють його на функціонування шляхом штучного створення кола витікання струму від'ємного полюса мережі через резистор  $R9$ . Натискають послідовно кнопки  $SB6, SB5$  і короткочасно  $SB1$ , при цьому приєднується блок живлення БЖ до схеми приладу. Контактими реле  $KL1.1, KL1.3$  конденсатор  $C3$  під'єднується до входу "U" перетворювача  $UZ$  і створюється коло заряду конденсатора  $C_p$ . Струм заряду конденсатора  $C_p$  викликає падіння напруги на резисторі  $R3, R4$ . На вході пікового детектора  $DA1$  виникає додатний потенціал, який запам'ятовується конденсатором  $C_2$  і через підсилювач  $DA2$  подається на вхід "I" перетворювача  $UZ$  сигналу.

Одночасно з цим замикається контакт  $SB1.3$  і запускається одинвібратор  $G1$ ; на його виході логічний нуль змінюється логічною одиницею. Запускається схема перетворювача  $U_2$ . На виході його з'являється сигнал, довжина якого пропорційна результату від ділення напруги контрольованої мережі  $U_0$  на струм  $i_1(0)$  через  $C_{п-}$  в момент комутації.

На першому виході логічного елемента  $DD1.1$  з'являються короткі імпульси тактового генератора  $G2$ , а на другому – довгий імпульс з виходу перетворювача  $UZ$ . При цьому кількість імпульсів буде пропорційна результату від ділення  $U_0/i_2(0)$ . Ці імпульси рахують послідовно з'єднані лічильники блока сигналізації  $HG$ , на індикаторах якого висвітлюється значення контрольованого опору. Якщо його величина відповідає опору резистора  $R9$  100 кОм, то пристрій готовий до роботи.

У випадку відпускання кнопки  $SB1$  конденсатор  $C_{п1}$  розряджається на резистор  $R_{c1}$ . Інформація про результати вимірювання зберігається до натискування кнопки  $SB3$  "Скидання". На індикаторі висвітлюються нулі.

Для вимірювання опору ізоляції контрольованої мережі відпускають кнопки  $SB5$  та  $SB3$  і приєднують затискач  $XS_2$  до "землі" контрольованої мережі.

Опір ізоляції додатного полюса вимірюють шляхом натискання, утримання та відпускання кнопки  $SB2$ . В цьому випадку буде заряджатись конденсатор  $C_{п2}$  по колу "-" контрольованої мережі,  $C_{п2}, VD1, R3, R4$ , опір ізоляції  $R1$  полюса "+" контрольованої мережі. В іншому робота схеми буде такою ж, як і при його перевірці. У випадку вимірювання опору ізоляції від'ємного полюса натискають і відпускають кнопку  $SB3$  "Скидання", а потім  $SB1$ . Конденсатор  $C_{п1}$  заряджається по колу "+" контрольованої мережі,  $C_{п1}, VD1, R3, R4$ , "земля", опір ізоляції полюса  $R_2$  "+" контрольованої мережі.

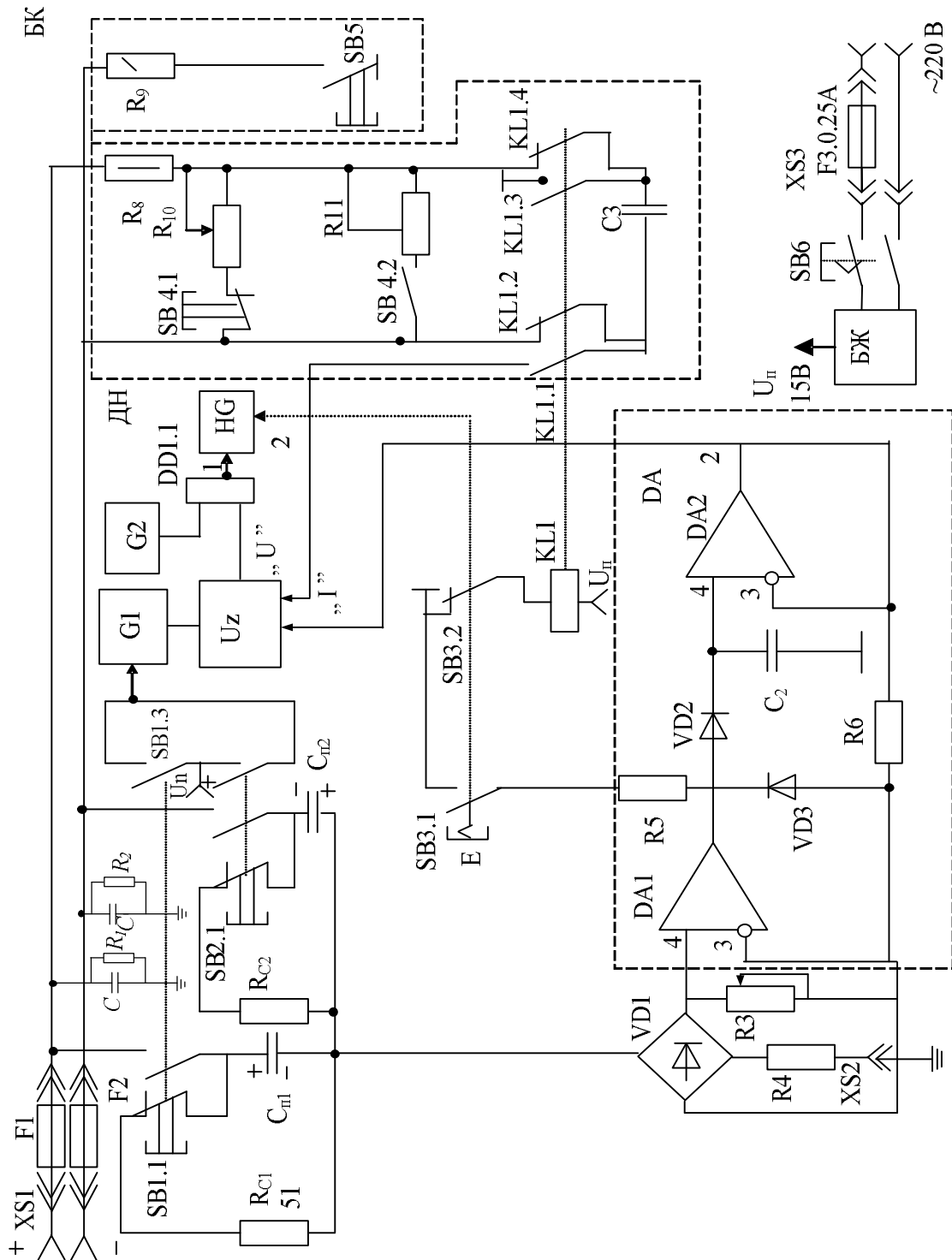


Рис. 1. Принципова схема для визначення опору ізоляції полюса двопровідної мережі постійного струму

Перетворювач *UZ* (Рис. 2) складається: із інтегратора на операційному підсилювачі *DA3*, *DA4* компаратора на операційних підсилювачах, асинхронного тригера на логічних елементах *DD1.1* і *DD1.2*, польових транзисторів *VT4* і *VT5*, аналогових перемикачів на транзисторах *VT1*, *VT2* та інвертора на транзисторі *VT3*.

У початковому стані на виході перетворювача рівень логічного нуля, а на інверсному виході *DD1.1* – логічної одиниці. Транзистор *VT1* відкритий і формує сигнал на затворі польового транзистора *VT5*, достатній для його відкриття, від’ємний потенціал напруги живлення



потрапляє на вхід (2) компаратора  $DA4$ , що переводить його в стан додатного насичення. Схема зсуву рівня аналогічна тій, що застосована на виході тригера, вмикається до виходу 6 компаратора.

Напруга на виході компаратора  $DA4$  призводить до відкриття транзистора  $VT4$ , який є транзисторним ключем, керуючим роботою інтегратора. В початковому стані  $VT4$  замкнений і на виході інтегратора напруга відсутня.

Транзисторний ключ  $VT2$  формує імпульс скидання для тригера під дією додатного потенціалу на виході компаратора,  $VT3$  здійснює інвертування сигналу. Керування тригером здійснюється від'ємними імпульсами по входах 9 і 13, що формуються диференційними ланками. Діоди  $VD5$ ,  $VD6$  захищають входи від додатних імпульсів, що перевищують напругу живлення.

Пусковий імпульс переводить тригер в новий стан, і на його виході (11) з'являється рівень логічної одиниці. Закриваються транзистори  $VT1$ ,  $VT5$ , і вихід інтегратора приєднується до інтегруючого входу компаратора  $DA4$ , який переходить у від'ємне насичення. Транзистор  $VT4$  закривається, і починається процес інтегрування вхідного сигналу.

Напруга на виході інтегратора змінюється від нуля до максимального від'ємного значення за лінійним законом

$$U_{\text{вих}} = \frac{k_3}{R_i C_i} \int_0^t i_k(0) dt = \frac{k_3}{R_i C_i} i_k(0) t_i, \quad (1)$$

де  $R_i$  – опір на вході інтегратора;

$C_i$  – ємність зворотного зв'язку інтегратора;

$k_3$  – коефіцієнт перетворення сигналу, що подається на "Вхід Г";

$t_i$  – довжина імпульсу.

Напруга на вході 3 компаратора  $DA4$  є опорною і пропорційною напрузі контрольованої мережі, тобто  $U_{on} = k_4 U_0$ , де  $k_4$  – коефіцієнт перетворення (в дільнику напруги ДН).

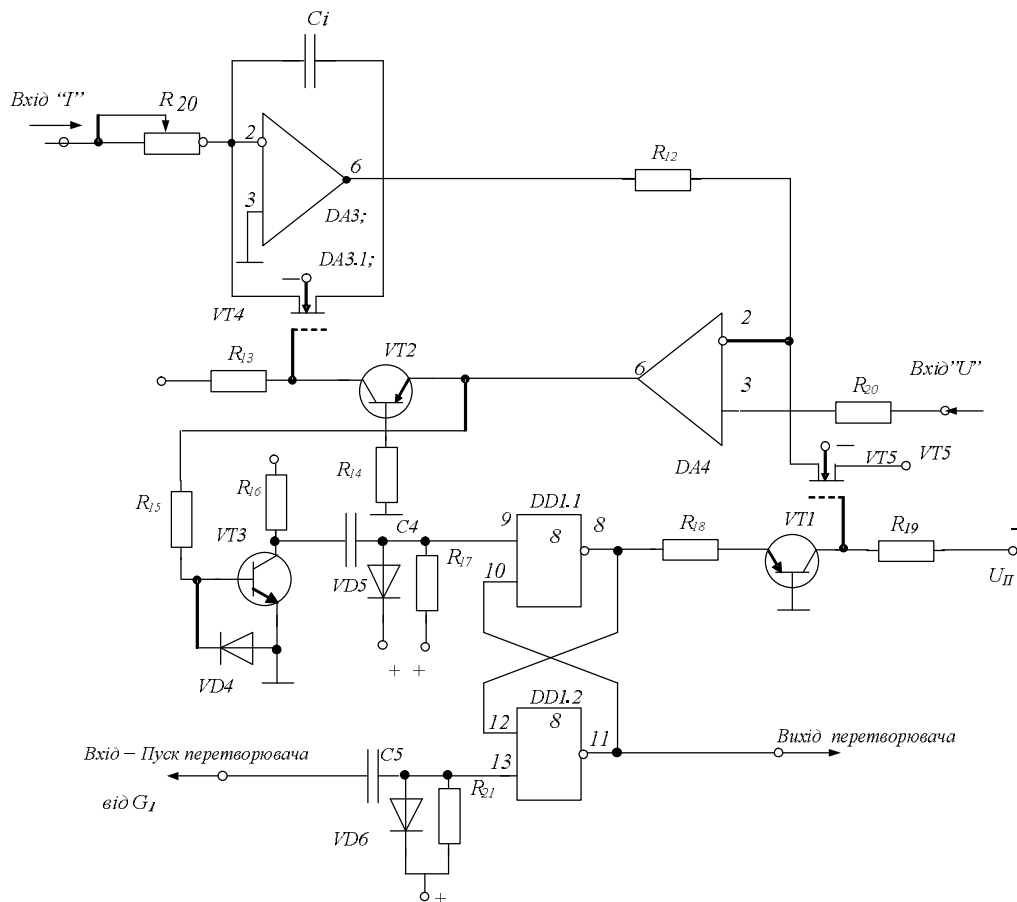


Рис. 2. Принципова схема перетворювача

У момент рівності напруги на вході інтегратора і на інвертуючому вході компаратора інтегратор намагається перейти в додатне насичення та реалізується залежність

$$\frac{k_3}{R_i C_i} i_k(0) t_i = k_u U_0, \quad (2)$$

звідки

$$t_1 = \frac{k_u}{k_3} R_i C_i \frac{U_0}{i_k(0)} = k_5 \frac{U_0}{i_k(0)}, \quad (3)$$

де  $k_5 = \frac{k_u}{k_3} R_i C_i$ .

**Висновки.** Розроблена принципова схема пристрою для періодичного контролю ізоляції. Пристрій застосовує вимірювання максимального значення струму заряду додатково введеного конденсатора між полюсом мережі та землею і напруги двопровідної мережі постійного струму. За відношенням цих величин можна визначити опір полюса мережі відносно землі. Ємність мережі, яка змінювалась в межах 0–2 мкФ не впливає на результати вимірювання. Похибка зростає зі зменшенням омичного опору полюса. Несиметрія ізоляції полюсів збільшує похибку вимірювання.

1. Технічна експлуатація електричних станцій і мереж. Правила: Об'єднання енергетичних підприємств "Галузевий резервно-інвестиційний фонд розвитку енергетики" : ГДК 34.20.507 – 2003. – Київ, 1998. – 329 с.
2. Гумин И. Я. Вторичные схемы электрических станций и подстанций / И. Я. Гумин, М. И. Гумин, В. Ф. Устинов. – М.-Л.: Энергия, 1964. – 176 с. – Бібліогр.: С. 174-176.
3. Чулков Н. Н. Электрификация карьеров / Н. Н. Чулков. – М.: Недра, 1974. – 344 с.
4. Кутін В. М. Метод та пристрій захисного вимикання в двопровідних мережах постійного струму / В. М. Кутін // Промислова електроенергетика та електромеханіка: Промелектро. – 2003. – № 5. – С. 34-40.
5. Косарев В. И. Электробезопасность в системах электроснабжения железнодорожного транспорта / Косарев В. И., Зелвянский Я. А., Сибаров Ю. Г. – М.: Транспорт, 1983. – 200 с.
6. Фрайфельд А. В. Проектирование контактной сети / А. В. Фрайфельд – М.: Транспорт, 1984. – 328 с.
7. Веклич В. Ф. Диагностирование технического состояния троллейбусов / В. Ф. Веклич. — М.: Транспорт, 1990. — 295 с.
8. Антипов К. М. О повышении надежности работы устройств релейной защиты, автоматики и технологических защит при замыканиях на землю в сети постоянного тока / К. М. Антипов // Противоаварийный циркуляр № Ц-10-87Х.-2.10.87.

Стаття надійшла до редакції 24.09.2014.