

НАУКОВІ НОТАТКИ

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

**Випуск 42
2013**

Луцьк 2013

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 (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 № 10 від 30.05.2013 р.

Свідоцтво Міністерства юстиції України про державну реєстрацію:

Серія КВ №15901-4373ПР від 13.11.2009р

Друкується без редакційної правки видавництва

ISSN: 978-617-672-039-3

ШАНОВНІ ДОПISУВАЧІ, 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 закордонних авторів англійською або російською мовою.

У даному збірнику наведені матеріали, що рекомендовані до друку Оргкомітетом IV Міжнародної науково-практичної конференції «Теоретичні та експериментальні дослідження в технологіях сучасного матеріалознавства і машинобудування».

Довідки за тел. (0332) 26-25-19 e-mail: 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: О. Гордіюк

Наклад **300 прим.** Зам. № від ____ .2013 р.

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

<i>Smurnov Ye., Dombrovsky Ye., Galukhina I., Sklyar V.</i> Study of the forming mechanism of the central discontinuity flaw with different diameters and deflected mode of continuously cast billets in conditions of nonsteady rolling process	4
<i>Бадир К.К.</i> Приборы трения с оптическим каналом съема информации о механизме трения скольжения	10
<i>Божидарнік В.В., Бортник К.Я., Максимович О.М.</i> Визначення залишкової міцності композитних пластинок із тріщинами	14
<i>Божидарнік В.В., Садівський В.М.</i> Короткий огляд і аналіз деяких досліджень механіки руйнування анізотропних матеріалів	19
<i>Волошин В.А., Греділь М.І., Цирульник О.Т., Сидор П.Я.</i> Оцінка схильності конструкційних сталей до експлуатаційної деградації	21
<i>Винар В.А., Головчук М.Я., Арендар Л.Я., Рацька Н.Б., Василів Х.Б.</i> Трибологічні властивості окисдованого сплаву системи Ti-Nb-Al за різних умов наводнювання.....	27
<i>Григор'єва Н.С.</i> Модульні автоматизовані гнучкі системи складання виробів	33
<i>Глухов В.С., Еліас Р., Мельник А.О.</i> Особливості реалізації на ПЛІС секційних помножувачів елементів полів Галуа GF(2 ^m) з надвеликим степенем	40
<i>Глушкова Д.Б., Тарабанова В.П., Белый В.А.</i> Влияние ионноплазменного покрытия на эксплуатационные свойства деталей, работающих в условиях знакопеременных температурных напряжений	45
<i>Гордєєв О.Ф., Полінкевич Р.М., Четвержук Т.І.</i> Демпфуюча здатність стиків металорізальних верстатів	50
<i>Горик О.В., Ковальчук С.Б.</i> Згин композитних призматичних брусів в умовах обмеженого деформування.....	55
<i>Грибовська В.І., Остап О.П., Чепіль Р.В., Подгурська В.Я.</i> Вплив формоутворення та термообробки пружних елементів рейкових скріплень на структуру їх матеріалу.....	62
<i>Гавриш А.П., Роїк Т.А., Киричок П.О., Віцюк Ю.Ю.</i> Вплив мастильно-охолоджуючих рідин на якість поверхонь деталей тертя друкарських машин з композиційних сплавів при тонкому абразивному шліфуванні.....	67
<i>Герасимчук Г.А., Скляр Р.А., Шанайда В.В.</i> Розробка математичної моделі та дослідження складних профільних з'єднань у спеціалізованих пакетах комп'ютерного моделювання	75
<i>Дівєєв Б.М., Паращук Д.Л., Сава Р.В., Черчик Г.Т.</i> Вплив параметрів об'єкту віброзахисту та динамічного гасника коливань на енергоефективність вібропоглинання.....	81
<i>Дурягіна З.А., Ольшевська С.О., Підкова В.Я., Романишин М.Р.</i> Шляхи підвищення зносостійкості деревообробного інструменту із сталі 6ХС.....	88
<i>Єфімчук Г.В.</i> Інтеграція педагогічних програмних засобів у навчальний процес.....	97
<i>Журавель І.М.</i> Про один підхід до покращання слабоконтрастних зашумлених рентгенівських зображень	101
<i>Зубовецька Н.Т.</i> Прогнозування розвитку динамічних процесів у металорізальних верстатах на основі теорії коінтеграції	106
<i>Іскович-Лотоцький Р.Д., Веселовська Н.Р., Іванчук Я.В., Веселовський Я.П.</i> Розрахунок температурних полів в робочих зонах піролізної установки	113
<i>Кошелюк В.А.</i> Побудова розв'язку рівняння термoprужності для порошкових тіл.....	120
<i>Кравченко И.Ф., Ананьев В.Г., Колесник П.А., Единович А.Б., Аксёнов А.Ф., Стельмах А.У.</i> Увеличение ресурса редукторов ГТД с использованием двухфазной маслoвоздушной смеси	129
<i>Крестьянполь Л.Ю.</i> Інформаційні технології в проектуванні системи захисту алкогольної продукції	134
<i>Кречковська Г.В., Ткачук Ю.М., Студент О.З.</i> Вплив експлуатаційної деградації сталей 20Х13 та 34ХН3М на їх характеристики багаточислової втоми	141
<i>Кузнєцов Ю.М., Подольський М.І., Дмитрієв Д.О., Рожко О.І.</i> Кінетостатичний аналіз та дослідження динамічних характеристик супортної системи токарного верстата типу «Гексаглайд»	150
<i>Кузьмов А.В.</i> Мультимасштабное моделирование спекания пористых материалов	157
<i>Куць Н.Г., Гречихин Л.И.</i> Теплопроводность в газообразном, жидком и твердом состояниях ..	165

Кущев А.В. Механизм бесконтактной магнитно-турбулентной очистки подшипников качения	172
Мандрик О.М., Савицький А.М., Артим В.І. Аналіз методів зміцнення замкнучих ємностей для транспортування стиснутого природного газу.....	176
Маткова А.В., Поліщук Н.М. Особливості одержання фотоелектричних матеріалів на основі кремнію.....	187
Обертюх Р.Р., Слабкий А.В., Поліщук О.В. Особливості розрахунку та проектування силових ланок гідроімпульсних пристроїв для вібраційного різання та поверхневого зміцнення, виконаних у вигляді комбінації поршня з прорізною пружиною та золотника з прорізною пружиною	193
Окрепкий Б., Новосад І. Осесиметрична температурна задача для системи двох циліндричних тіл при неідеальному тепловому контакті з урахуванням тонкого проміжкового шару	202
Посувайло В.М., Імбіроч Н.Ю., Клапків М.Д., Остап'юк С.І., Коваль Ю.М. Стан електролітної плазми в процесі синтезу оксидокерамічних покриттів на магнієвій основі	208
Пурдик В.П., Брицький О.Л. Особливості математичного моделювання регулятора витрати з полімерним робочим органом.....	216
Пустюльга С.І., Самчук В.П., Клак Ю.В., Прушко І.В. Дискретне моделювання фрактальних геометричних об'єктів у машинобудуванні	220
Рудь В.Д., Храпатий С.В., Гулієва Н.М. Порошкові фільтруючі матеріали на основі природних мінералів.....	224
Рудь В.Д., Самчук Л.М., Сомов Д.А. Технологія виготовлення фільтрувальних матеріалів на основі алюмінію з використанням відходів машинобудівного виробництва.....	228
Рудь В.Д., Ткачук І.Є. Теоретичний аналіз температури поверхневого шару оброблюваної деталі при механічній обробці спечених матеріалів	232
Рудь Н.Т. Роль технопаркових структур в активізації науково-інноваційної діяльності	236
Свіржевський Д.М., Рудь В.Д., Смолянкін О.В. Вимірювальний комплекс для дослідження механічних властивостей	250
Сизоненко О.М., Григор'єв Є.Г., Зайченко А.Д., Торнаков А.С., Липян Є.В., Присташ М.С., В.О. Трегуб В.О. Отримання карбідосталей системи Fe-Ti-B-C з використанням високовольтного розряду в рідині для підготовки шихти.....	254
Симонюк В.П. До особливостей вибору приводу вібромашин з метою покращення перемішування робочих сумішей у вібробункері	262
Сичук В.А. Комп'ютерне моделювання потоку повітря через пористу вставку сопла нової конструкції абразивоструменевої машини.....	267
Слободян В.І., Райтер П.М., Дзюс А.П., Івасів О.В. Визначення корозійних втрат металу труб з використанням високочастотного індуктивного давача.....	273
Смирнов Е.Н., Скляр В.А., Семенова В.Ю. Оценка возможности производства сортового проката из рессорно-пружинных марок стали в условиях типового непрерывного стана	282
Стельмах А.В. Автоматизированная измерительно-испытательная система исследования динамических процессов при трении граничных слоев	288
Стельмах А.У., Хусейн Д.Д. Закономерность влияния скорости скольжения на характеристики трибоконтакта посредством изменения агрегатного состояния смазочной среды	292
Студент О.З., Кречковська Г.В., Марков А.Д. Вплив теплових змін у високотемпературному воденьовмісному середовищі на деградацію сталі 15X1M1Ф парогонів ТЕС	296
Ступницький В.В., Махоркін Є.М. Триботехнічний критерій формування функціонально-орієнтованої технології виготовлення деталей в машинобудуванні	305
Фурс В.В. Методи розділення відходів обробки металів на металеві та неметалеві компоненти.....	314
Шиберко В.В. Комплекс моделювання та формування структури сипучих матеріалів	319
Шостак А.В., Широков В.В., Мельник В.М., Мельник Ю.А., Смола О.Ю. Кількісний аналіз мікроструктури в трибоматеріалознавстві із застосуванням Фур'є-аналізу та функцій Уолша..	324
Пальчевський Б.О. Інформаційні процеси в системах автоматизованого проектування технологічного устаткування...	330
Зміст	335

Ye. Smyrnov, Ye. Dombrovsky, I. Galukhina, V. Sklyar

STUDY OF THE FORMING MECHANISM OF THE CENTRAL DISCONTINUITY FLAW WITH DIFFERENT DIAMETERS AND DEFLECTED MODE OF CONTINUOUSLY CAST BILLETS IN CONDITIONS OF NONSTEADY ROLLING PROCESS

Finite element DEFORM™ 3D a commercial code based on the rigid-plastic finite-element method software is employed to examine the behavior of plastic flow in deformation zone during billet rolling out of square stock of spring steel 60C2 with size 150x150mm and central axial discontinuity flaw with size 3, 5 u 8mm under various rolling conditions. As a result of the study in non-stationary rolling process conditions have obtained data on the distribution of the effective stress, the effect of initial temperature of rolling on the behavior of discontinuity flaw with various diameters during rolling.

Keywords: central discontinuity flaw, deflected mode, continuous cast billet, nonsteady rolling process, metal forming, finite element analysis.

Fig. 5. Lit. 17.

Є.М. Смирнов, Є.О. Домбровський, І.М. Галухіна, В.А. Скляр

ВИВЧЕННЯ МЕХАНІЗМУ ФОРМОЗМІНЕННЯ ЦЕНТРАЛЬНОЇ НЕСПЛОШНОСТІ РІЗНИХ ДІАМЕТРІВ І НАПРУЖЕНО - ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ БЕЗПЕРЕРВНО-ЛИТОЇ ЗАГОТОВКИ В УМОВАХ НЕСТАЦІОНАРНОГО ПРОЦЕСУ ПРОКАТКИ

Програмний комплекс DEFORM - 3D, який використовує метод кінцевих елементів при розрахунках, був обраний в якості інструменту для аналізу поведінки пластичної течії в осередку деформації при деформуванні заготовки з рессорно - пружинної сталі 60C2 квадратного перетину 150x150мм і наявністю центральної осевої несплошності розмірами 3, 5 і 8мм за різних умов прокатки. В результаті проведених розрахунків в умовах нестационарного процесу прокатки отримані дані про характер розподілу ефективних напружень, вплив температури початку прокатки на поведінку несплошностей різних діаметрів при прокатці.

Ключові слова: центральна несплошність, напружено - деформований стан, безперервнолита заготовка, нестационарний процес прокатки, деформація, метод кінцевих елементів.

Е.Н. Смирнов, Е.О. Домбровский, И.Н. Галухина, В.А. Скляр

ИЗУЧЕНИЕ МЕХАНИЗМА ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ЦЕНТРАЛЬНОЙ НЕСПЛОШНОСТИ РАЗЛИЧНЫХ ДИАМЕТРОВ И НАПРЯЖЕННО – ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ НЕПРЕРЫВНО-ЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ В УСЛОВИЯХ НЕСТАЦИОНАРНОГО ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ

Программный комплекс DEFORM – 3D, который использует метод конечных элементов при расчетах, был выбран в качестве инструмента для анализа поведения пластического течения в очаге деформации при деформировании заготовки из рессорно – пружинной стали 60C2 квадратного сечения 150x150мм и наличием центральной осевой несплошности размерами 3, 5 и 8мм при различных условиях прокатки. В результате проведенных расчетов в условиях нестационарного процесса прокатки получены данные о характере распределения эффективных напряжений, влиянии температуры начала прокатки на поведение несплошностей различных диаметров при прокатке.

Ключевые слова: центральная несплошность, напряженно – деформированное состояние, непрерывно – литая заготовка, нестационарный процесс прокатки, деформация, метод конечных элементов.

Statement of the problem. Occurred in recent years the transition from the ingot to the continuously cast billet steelmaking conversion outlined a number of priority areas related to further improve the quality of the final steel products. These include the stability of the chemical composition of the steel and macrostructure on section of continuously cast ingot, reduction of harmful dangerous nonmetallics as well as detrimental impurities and minimizing the workpiece surface defects [1, 354-378]. However, from the point of rolling production view have been demanded a whole set of additional research related to the geometry features of the continuously cast billet.

Analysis of the literature has shown [2, 4] that in the mathematical modeling in the most cases the following parameters are taken into account for describing metallurgical quality of the workpiece. The chemical composition of steel is taken into account by specifying heat-transfer properties. The shape of the workpiece surface defects is taken into account while creating a solid model of a billet and during consequent study of the defect behavior during rolling. At the same time, the least accounted to be considered are such metallurgical properties that relate to the macrostructure parameters of continuously cast billets (porosity, shrinkage cavity). This state of affairs is mainly determined by the peculiarities of the production technology continuously cast billets in each metallurgical company. It primarily relates to the set of available production tools for improving the quality of billets as such: electromagnetic stirrer, vacuum degasser, soft dynamic reduction equipment, etc. As in order to increase profitability of manufacturing the electric steelmaking complexes use a minimal set of technological tools to improve the

quality continuously cast billet so this issue should be considered poorly known. To ensure the rapid implementation of changes in cost-effective manufactured production it is necessary to develop a mathematical model.

The analysis of recent research and publications. Voids are usually present in a slab or billet manufactured by casting due to the decreased gas solubility as well as the contraction of volume during cooling and solidification. Since these voids adversely influence the mechanical properties of the slab or billet, they need to be closed by subsequent processes such as forging or rolling. However, the closure of a void differs for locations since the stress distribution in a slab or billet is inhomogeneous [3, 2871-2876].

Several studies have been performed to understand the phenomenon of void closure in an ingot or a slab occurred by plastic deformation during rolling processes. Wang et al. [4, 95-102] investigated the closure and welding phenomena of cylindrical and round voids in a slab during hot rolling, and found that heavy reductions with large rolls were effective for the void closure, and that large magnitudes of hydrostatic stress for a sufficient time were effective for welding of closed voids. Ji et al. [5, 1591-1596] investigated the void closure in rolling of a heavy slab, and found that a void at the middle layer was the most difficult to be closed since the hydrostatic stress as well as the effective strain at the location were the least in magnitude.

Because of its importance, void closure has been studied for more than 30 years. Various methods, such as upper bound analysis [6-8, 233-242; 133-143; 65-81], finite element method [9 - 15, 65-75; 852-859; 238-244; 1035-1042; 195-200; 526-529; 95-102] and experimental investigation [16-17; 633-645; 521-524] are used to develop predictive measures for void closure during forging and rolling processes. For this study the finite element DEFORM™ 3D a commercial code has been chosen.

The gain of this paper is to study the forming mechanism of the central discontinuity flaw with different diameters and deflected mode of continuously cast billets in conditions of nonsteady rolling process in conditions of first section mill stand.

The mathematical modeling. This study has been conducted by mathematical modeling of continuously cast rolling billets made out of spring steel grades which are defective by axial discontinuity flaw at the conditions of a nonsteady rolling process. The preparatory phase of the study has been done in order to maximize the objectivity of the input data. The industrial experiment has performed to clarify causes of shrinkage phenomena under conditions of PJSC "Electrosteel" (Kurahovo city). The material for the study were billets out of steel 60C2 which were obtained by cutting an initial billet into four equal parts each is equal to 300 mm of length. The resulting samples have been cut by various ways: cutting by burn off (30 pieces), cutting by cold saws (20 pieces) and combined cutting method (12 pieces) where a one end of the billet cuts by cold saws and the second cuts by burnt off. After cutting each test material has been treated by rolling and estimation of crack tip billets have been done. The results of this full-scale experiment have established as a classification of mostly common axial flaw discontinuities (with diameters 3, 5 and 8 mm) (Fig. 1). The real rolling defects are classified in order to simulation help.

At the next stage of the research have been designed a solid model in the software package DEFORM™ 3D. The following assumptions were made to this aim: 1) all rollers are rigid bodies; 2) the investigated porous billets are fabricated out of plastic material; 3) the friction coefficient between the workpiece and the rolls remains constant during the rolling process.

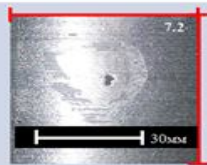
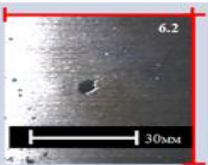
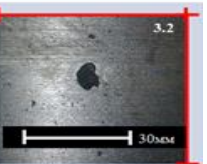
A classification of axial shrinkage defects			
The most common defects			
Size of a defect	2.0-3.0	5.0-7.0	7.5-9.0

Fig. 1. A classification of axial shrinkage defects. Authoring

A solid three-dimensional model of working tool (rolls) and workpieces have been created in the AutoCAD ** in order to transfer they into DEFORM™ 3D* software. The assembly have been

transported into DEFORM™ 3D after objects positioning (Fig. 2). Models of the pores have been designed in such way that they have a length equal to the diameter of the pores. As test piece materials

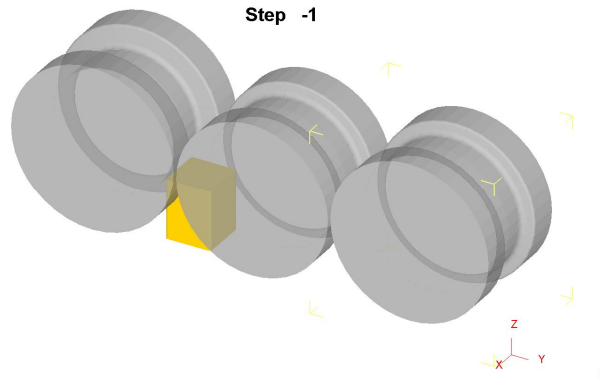


Fig. 2. The three-dimensional model of rolling billets with a central discontinuity flaw at the first caliber. Authoring

were chosen billets out of 60C2 (the analogue of steel AISI 9261 (900-1200°C)) with cross section 150x150mm and length 200mm. The initial temperatures of rolling are varied and have the following values in each series of experiments: 1200°C, 1150°C, 1100°C and 1050°C. For an objective description of thermal processes which are take place while rolling a battery of studies was execute aimed to determine the temperature of billets with different diameters of discontinuity flaw under initial temperatures of rolling 1200°C, 1150°C, 1100°C and 1050°C and different cooling time 20s, 40s, 60s. The obtained data of temperature change on the cross and longitudinal sections were used for establishing the workpiece boundary conditions during simulations. The each roll temperature is 200°C and assumed to be time-constant temperature.

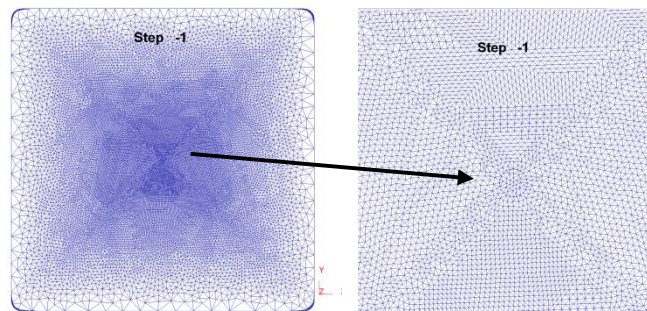


Fig. 3. Finite - element mesh for a continuously cast billet with a diameter of central discontinuity flaw defect 3 mm. Authoring

Finite element analysis is based on rigid - plastic rolls model so that temperature changes during the rolling process are quite small and can be neglected. The analytical model is used to examine the following system parameters: initial temperature of rolling, time of billet out of the furnace and temperature changes during the rolling process depending on the size of the pore in the condition of remain other process parameters (rolls velocity, billet reduction rate, etc.). However, the closure of the discontinuity flaw depends on the location of applied force since the distribution of stresses in the workpiece inhomogeneous. In this study simulated discontinuity flaw are considered as a cylindrical defect. The direction applied compressive strain is planar and situates at the width of billets.

Fig. 3 shows a finite - element mesh for a continuously cast billet with a diameter of central discontinuity flaw 3 mm before the rolling process. Note that the fine elements were distributed around the void in order to describe its geometric changes during rolling more precisely. Since strains are mainly dominate on the progress of the void closure, a series of the finite element analysis were performed to investigate the influence causes by billet deformation parameters.

Geometric changes in terms of the length of the major axis of the pores is determined as the ratio of the minimum voltages of the pore obtained by the finite element analysis of billet without pore under the same conditions. Although pore is an empty space, the term of deformation is used in this context for the purpose of convenience.

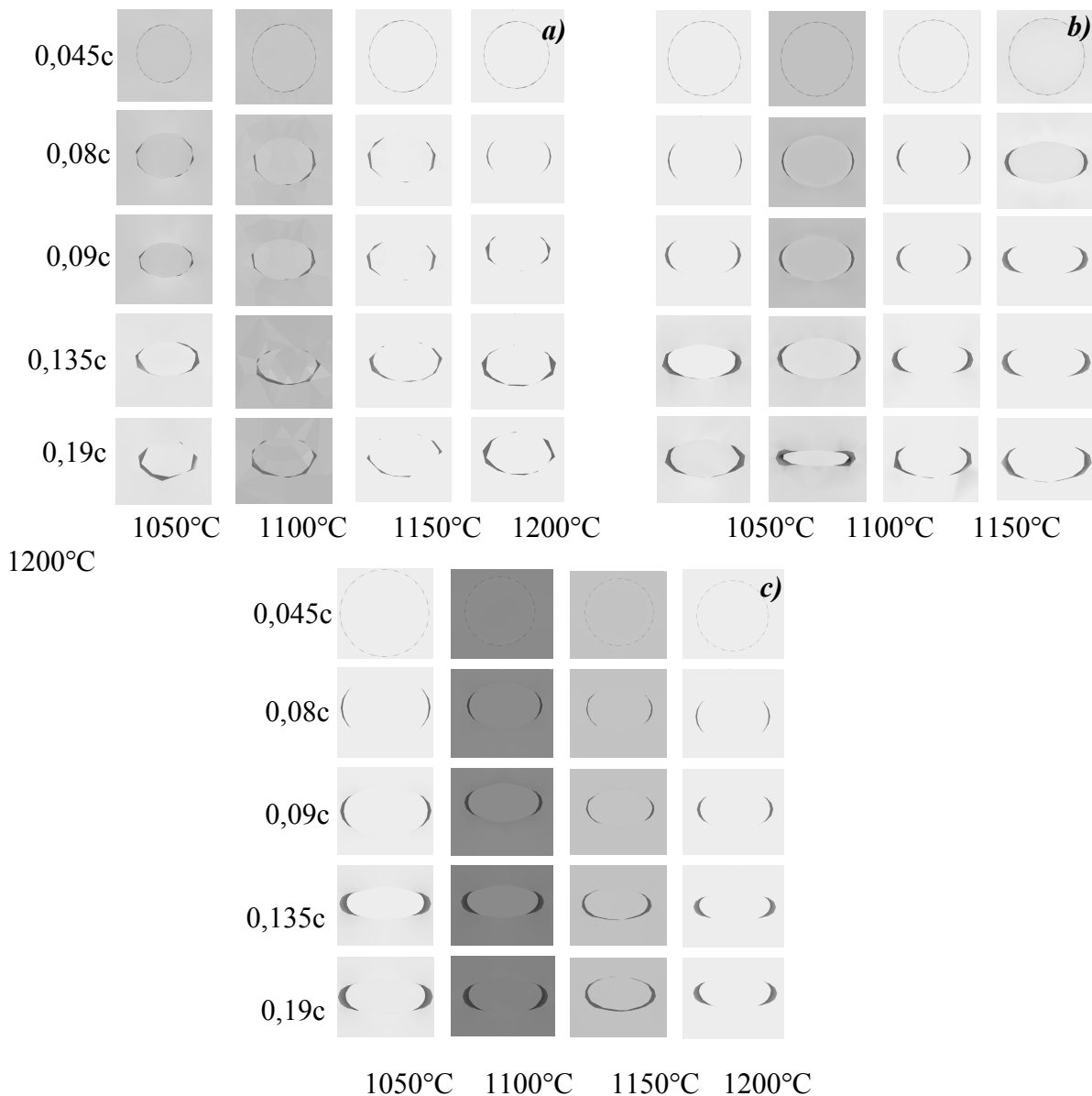


Fig. 4. The central axis pore forming stages depending on time and the initial temperature of rolling: a) the central axis pore is equal to 3 mm; b) the central axis pore is equal to 5 mm, c) the central axis pore is equal to 8 mm. Authoring.

Fig. 4 shows the behavior of a central axis discontinuity flaw deformation with various diameters obtained by the finite - element analysis. As seen from *Fig.4* a central axial discontinuity was deformed by several stages. At the first stage it was compressed by induced load and then metal started to failure. In the time point 0.09 seconds after rolling start the maximum dimensional changes are occurred. Has been found that the billet with a pore diameter 3mm in the time point 0.135 seconds and under initial temperature of rolling 1100°C has maximum forming changes of 0.3 mm which is on 10% above of the initial diameter of the discontinuity flaw. As shown by the simulation results, the annihilation of pore has the best effect when initial temperature of rolling is equal to 1100°C. In *Fig. 4* these temperatures are colored by dark.

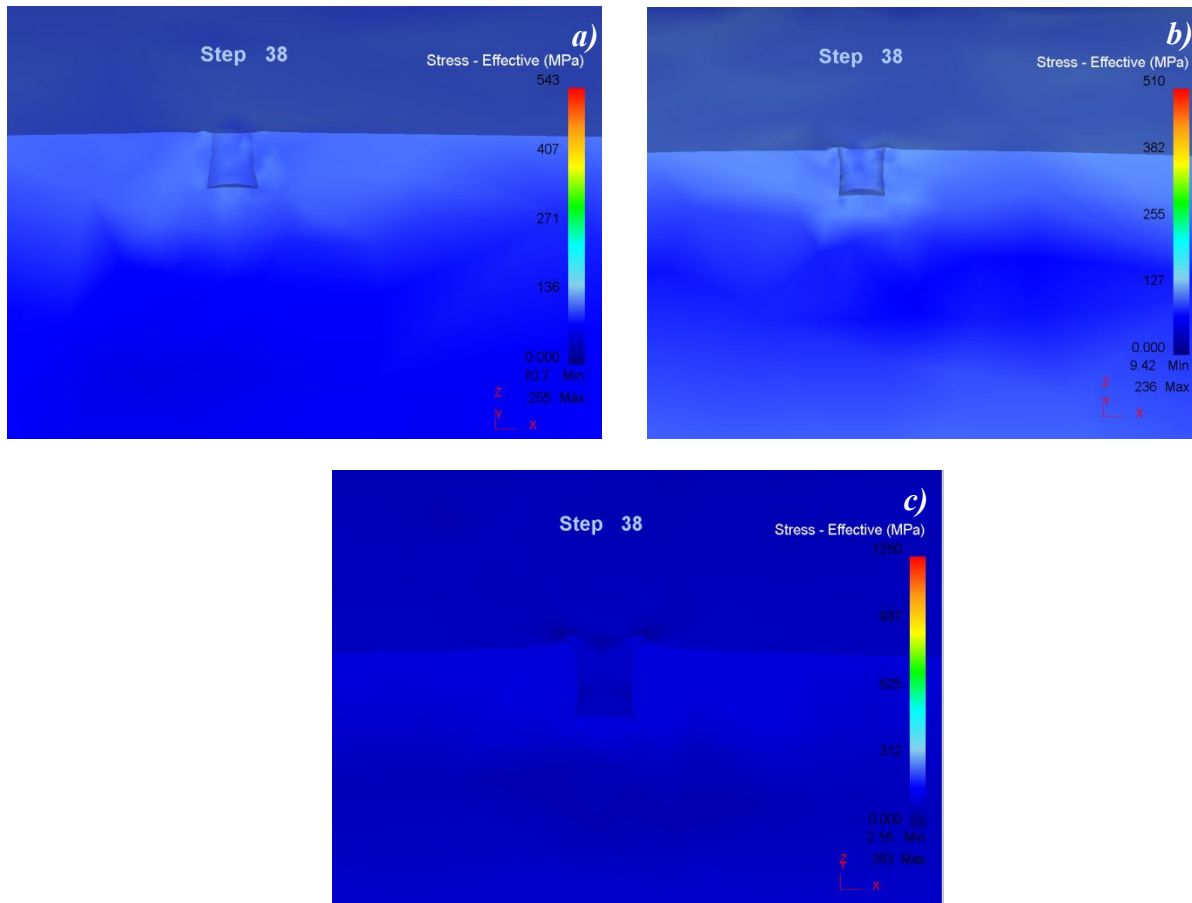


Fig. 5. The central axis forming stages depends on different diameters in longitudinal section and time ($T_{roll} = 1050^{\circ}\text{C}$): a) 3 mm, b) 5 mm, c) 8 mm. Authoring

The finite - element analysis of the billet with a discontinuity diameter 5mm has shown, that the maximum length of the pore is achieved in 1200°C and is 5.8 mm and the minimum length of the pore in 1100°C and is 5.00 mm. Also, like last time, the optimal temperature for defect closure is initial temperature of rolling of 1100°C .

Analysis of the discontinuity model forming with a discontinuity diameter 8 mm has shown the following results. To ensure a minimum length of the pore should be rolling under the temperature 1150°C while minimum length of the major axis of the ellipse has achieved 8.7 mm which is by 8.7% more than the original diameter. The choice of the temperature explained by the high expenditure of energy in order to ensure the sufficient flow rate for geometry changes of large pore. The least favorable porosity annihilation parameter is an initial temperature of rolling. The initial temperature of rolling 1200°C favors the development of a very large pore extent in the billet 9.44 mm which is almost impossible to eliminate.

As a criterion for characterizing the efficiency of pore closure process has chosen effective stress. The effective stress is used to describe the process of pore closure which is shown in Fig. 5. The discontinuity flaw closure which is takes place in the metal during rolling varies considerably because of the inhomogeneous stress deformation distribution that is depends on the location of the pore. The finite - element analysis has shown that inhomogeneous compression distributed not only but also on the longitudinal section of billets. Fig.5, a shows a longitudinal billet section with a central axial discontinuities diameter 3mm. According to the analysis, the height of this pore at the time point 0,19 seconds reaches value 3.13...3.23 mm. A diameter of this cross section changes from 2.24mm to 3.03mm under an average effective stress 115 MPa. The height of the billet with a central axial discontinuities diameter 5mm at the same time point reaches 5.85...5.93 mm and the diameter of the cross section changes from 5.41mm to 5.57mm under an average effective stress 117 MPa (Fig. 5,b). The billet with the largest central axial discontinuities diameter 8mm under an average effective stress 109 MPa is

characterized by the following parameters: the height of the pore changes from 8.6mm to 9.4 mm, the diameter of the cross section fluctuates from 6.1mm to 9.8 mm (Fig. 5, c).

The smallest central axial discontinuities diameter 3mm of billet the minimal diameter reaches at the bottom of it. In contrary, the billet with the largest central axial discontinuities diameter 8mm reaches its minimum diameter at the top. The pore with a diameter 8mm have formed its outline as a funnel which is comes out by its maximal diameter under applied rolling forces while the small pore has been carried by flow of metal due to its small size. The billet with the medium central axial discontinuities diameter 5mm has almost the same height and cross-sectional diameter which helps obtaining in further homogeneously filled geometry.

The main results of the study. The closure phenomenon of a cylindrical void with a circular cross section in a continuously cast billet under plane – strain compression was investigated by the rigid-plastic finite element method, assuming voids are negligibly small compared to the billet in size. The industrial experiment was performed to define the most common defects of discontinuity flaw. The behavior of the forming mechanism of a central discontinuity flaw with different diameters has been studied as well as deflected mode of continuously cast billets in conditions of nonsteady rolling process.

Further research in this area. Received simulations results at this stage of the study analyze allow to go to the next stage of research. Future laboratory tests based on the finite - element analysis will provide the output experimental data and make comparative analysis. Clearly, these analytical results can provide useful knowledge for designing the pass-schedule of flat-and-edge rolling processes for eliminating or maximum closing internal voids.

1. *Ginzburg V. B.* In Flat Rolling Fundamentals (eds., Marcel Dekker, Inc.) / V. B. Ginzburg, R. Ballas. – New York: Basel, 2000. – 354-378 p. – (Metallurgical Design of Flat Rolled Steels).
2. *Pyykknen J.* Numerical Modeling of Hot Rolling. Microstructural evolution during plate rolling / J. Pyykknen – Oulu: Centre for Advanced Steel Research /Materials Engineering Laboratory, 2011. – 27 p. – (Development of hot and cold rolling processes by novel process modeling methods) (FIMECC/Tekes-funded project/University of Oulu).
3. *Park J. J.* Prediction of void closure in a slab during various deformation processes / J. J. Park. – Seoul: The Korean Society of Mechanical Engineering, 2011. – 2871-2876 p. – (Journal of Mechanical Science and Technology; vol. 25 (11)).
4. *Wang A.* A study of pore closure and welding in hot rolling process / A. Wang, P. F. Thomson, P. D. Hodgson. - Oxford: Elsevier, 1990. – 95-102p. – (J. Mater. Process. Technology; vol. 60).
5. Finite element analysis of deformation characteristics in heavy slab rolling / [Y. Ji, J.J. Park, C.H. Moon and others]. - Singapore: World Scientific Publishing Co., 2009. - 1591-1596 pp. – (Int. J. of Modern Physics B: vol.23).
6. *Waller A.* Closing of a central longitudinal pore in hot rolling / A. Waller. - Oxford: Elsevier, 1985. – 233-242p. – (J. Mech. Work Technol.; vol. 12(2)).
7. *Keife H.* Influence of pressure on the closure of voids during plastic deformation / H. Keife, U. Ståhlberg. – Oxford: Elsevier, 1980. – 133-143p. – (J. Mech. Work Technol.; vol.4).
8. *Ståhlberg U.* Influence of spread and stress on the closure of a central longitudinal hole in the hot rolling of steel/ U. Ståhlberg. - Oxford: Elsevier, 1986. – 65-81p. – (J. Mech. Work Technol.; vol. 13(1)).
9. *Dudra, S. P.* Analysis of void closure in open-die forging/ S. P. Dudra, Y. T. Im / - Oxford: Elsevier, 1990. – 65-75p. – (Int. J. Mach. Tools Manufact.; vol. 30(1)).
10. *Tanaka M.* Factors contributing to crushing of voids during forging / Tanaka M., Ono S., Tsuneno M. – Tokyo: Japan Society For Technology Of Plasticity, 1986. – 852-859 p. – (J. Jpn. Soci. Technol. Plast.; vol. 27(306)).
11. *Tanaka M.* A numerical analysis on void crushing during side compression of round bar by flat dies / Tanaka M., Ono S., Tsuneno M. J. – Tokyo: Japan Society For Technology Of Plasticity, 1987. – 238-244 p. – (J. Jpn. Soci. Technol. Plast.; vol.28).
12. An analysis of void crushing during flat die free forging: Proceedings of the 2nd International Conference on Technology of Plasticity [“ICTP”], (Stuttgart, Germany 1987) / Japan Society For Technology Of Plasticity. - Tokyo: Japan Society For Technology Of Plasticity, 1987. – Vol. 2, 1035-1042p.
13. *Park C.Y.* Modeling of void crushing for large-ingot hot forging / C.Y. Park, D.Y Yang. - Oxford: Elsevier, 1997. – 195-200 p. – (J. Mater.Process. Technol.; vol. 67).
14. *Pietrzyk M.* Simulation of the behavior of voids in steel plates during hot rolling / Pietrzyk M., Kawalla R., Pircher H. – New Jersey: John Wiley and Sons, 1995. – 526-529 p. – (Steel Res.; vol. 66(12)).
15. *Wang A.* A study of pore closure and welding in hot rolling process / Wang A., Thomson P. F., Hodgson P.D. - Oxford: Elsevier, 1996. – 95-102 p. – (J. Mater.Process. Technol.; vol. 60).
16. A study of the closure of cavities in swing forging: Proceedings of the 17th International Machine and Tool Design Research Conference [“MTDR”] (Birmingham, UK, 1976) / London: Macmillan, 1976. – 633-645 p.
17. *Nakasaka M.* Application of hydrostatic integration parameter for free-forging and rolling / Nakasaka M., Takasu I., Utsunomiya H. – Oxford: Elsevier, 2006. – 521-524 p. – (J. Mater.Process. Technol.; vol. 177).

Стаття надійшла до редакції 26.04.2013.

УДК 621.891(043.2)

К.К. Бадир

ПРИБОРЫ ТРЕНИЯ С ОПТИЧЕСКИМ КАНАЛОМ СЪЕМА ИНФОРМАЦИИ О МЕХАНИЗМЕ ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ

Разработанные новые приборы трения скольжения в линейном контакте АСБ-01 и АСБ-02 с оптическим каналом съема информации о механизме трения позволяют визуально наблюдать за течениями смазки в областях входа модельного вала в контакт и выхода из него. Такая новая информация дает возможность изучать изменения агрегатного состояния смазки, наблюдать зарождение вторичных течений, турбулентность и трибокавитацию.

Ключевые слова: линейный контакт, оптический канал съема информации, вторичные течения, трибокавитация
Рис. 3. Лит. 4.

К.К. Бадир

ПРИЛАДИ ТЕРТЯ З ОПТИЧНИМ КАНАЛОМ ЗЧИТУВАННЯ ІНФОРМАЦІЇ ПРО МЕХАНІЗМ ТЕРТЯ КОВЗАННЯ

Розроблені нові прилади тертя ковзання з лінійним контактом АСБ-01 та АСБ-02 з оптичним каналом зчитування інформації про механізм тертя, які дозволяють візуально спостерігати за течією масла в областях входу модельного вала в контакт і виходу з нього. Така нова інформація дає можливість вивчати зміни агрегатного стану масла, спостерігати утворення вторинних течій, турбулентність і трибокавітацію

Ключові слова: лінійний контакт, оптичний канал знімання інформації, вторинні течії, трибокавітація

K. Badyr

AUTOMATIC FRICTION WITH THE OPTICAL CHANNEL READ INFORMATION ABOUT THE MECHANISM OF SLIDING FRICTION

The new devices with linear friction contact ASB-01 and ASB-02 from the optical channel to read information about the mechanism of friction, which can visually observe the flow of oil in the region is a model of the shaft in contact and out of it. This new information makes it possible to study changes in the physical state of oil, observe the formation of secondary currents, turbulence and tribokavitatsiyu

Keywords: linear contact, optical channel data retrieval, secondary flow, tribokavitatsiya

Постановка проблеми. Трибосистема, наприклад радіальний подшипник скольження (80% всіх вузлів тертя в техніці) являється високо динамічною системою, хоча складається лише з трьох елементів (вал або шип, втулка або подшипник і середовище) і реалізує тертя під впливом всього двох зовнішніх факторів: сила стиснення двох поверхностей в контакті і швидкість їх відносного скольження. Для спостереження цих або інших динамічних явищ в складних багатофакторних системах, до яких належить трибосистема, розробляється і створюється спеціальна дослідницька апаратура, що дозволяє з усього різноманітності протікаючих процесів виділити ті основні, які представляють науковий інтерес. Однак багато явищ, які підлягають вивченню, зазвичай приховані від прямого спостереження в силу непрозорості елементів механічних систем конструкцій, всередині яких протікають ті або інші процеси. До таких систем належать вузли тертя або трибосистеми. Деталі вузлів тертя машин традиційно виготовляються з непрозорих різних сталевих конструкційних матеріалів і сплавів кольорових металів, їх трущіючі поверхності утворюють трибоконтат, де і протікає вездешнє явище природи – тертя, ретельно приховане від прямих спостережень.

Природа і фізика тертя по сей день являються предметом наукових дискусій. Для їх вивчення розроблено багато лабораторних приборів, з допомогою яких дослідники перевіряють висувані нові ідеї і гіпотези, шукають ті або інші експериментальні закономірності, моделюють конкретні проблемні трибосистеми з метою підвищення їх ефективності. Завдяки таким лабораторним машинам тертя отримують різні залежності, аналізують які, формують нові положення про фізичні процеси, протікаючі при терті. На їх основі виникають і розвиваються нові теорії, озброївшись якими інженер міг би конструювати трибосистему з урахуванням умов експлуатації.

Аналіз літературних джерел. Сьогодні з впевненістю можна констатувати той факт, що розробка і створення сучасних нових машин і механізмів практично в усіх конструкторських бюро відбувається традиційно: модифікація добре працюючих в експлуатації виробів, створених на основі багаторічних власних емпіричних результатів лабораторно-стендових і ходових випробувань, шляхом багаторазових стендових проб і помилок. Трибосистеми, як невід'ємні і ключові елементи конструкцій, добре працюючі при

длительной эксплуатации в предыдущих изделиях, также претерпевают некоторую модификацию, но не принципиальную. Другими словами, современные теоретические разработки трибологии практически не используются на практике, они носят в основном пояснительный и в лучшем случае - прогнозный характер. Ранее, лет сорок назад, авторы теорий трения, например, контактной гидродинамики смазки деталей машин [1], сетовали на отсутствие средств быстрого расчета контактных напряжений с учетом шероховатостей поверхностей, физико-химических свойств конструкционных и смазочных материалов и других факторов из-за громоздкости формул. Сейчас имеется быстродействующая вычислительная техника и современная математическая программная среда, которые позволяют с лёгкостью производить самые сложные расчеты параметров практически любых динамических процессов, в том числе и процессов трения в трибосистемах, практически мгновенно. Однако на практике многочисленные теоретические наработки в области трения и изнашивания фактически не используются. На наш взгляд, это связано с недостаточно полным представлением о самой природе процесса трения.

Таким образом, в трибологии граничной смазки, также как и в других ее разделах (эласто- и гидродинамические режимы трения), контактные течения граничных слоёв не рассматривались из-за отсутствия экспериментальных сведений о них.

Существующие известные теории, гипотезы и положения о трении и изнашивании трибосистем стали классическими и не подвергаются сомнению. На их основе строились соответствующие методики и техника экспериментов, которые полностью обеспечивали экспериментальное подтверждение соответствующих теорий. Поэтому получаемые отклонения результатов экспериментов от теоретических обоснований относились к разряду ошибок, погрешностей измерений и пр., а экспериментальная техника исследований создавалась традиционно: машины трения для определения толщины смазочного слоя, приборы трения для измерения реологии смазочных материалов, приборы определения электрических свойств жидкостей в условиях сжатия и т.д. К таким классическим приборам можно отнести одну из первых разработок [2]. Все последующие машины трения, по сути, были модификациями этой машины, где толщина смазочного слоя измерялась по величине электрического пробоя, разности электрических потенциалов и пр., то есть косвенно. Возможность исследования контактного давления и течений в смазочной среде на таких приборах не предусматривалась. Проникнуть в контакт и сканировать по нему узкими приёмными каналами, которые мгновенно засоряются продуктами износа, для измерения давления действительно весьма сложная инженерная задача. Но главной причиной практического отсутствия исследований гидродинамики в контакте трибосистем всё же является непоколебимость авторитетных теорий трения, которые не учитывали течения граничных слоёв смазки в трибоконтакте, кроме как перемещение молекул, адсорбированных на трущихся поверхностях вместе с поверхностями. По сей день считается, что давление в смазочном слое в зоне контакта двух поверхностей полностью отражает и соответствует контактным напряжениям на поверхностях, рассчитываемым по Герцу и всегда выше атмосферного, что не совсем верно.

Изложение основного материала статьи. Новая компрессионно-вакуумная гипотеза природы трения в условиях граничной смазки [3] опирается на экспериментальные данные, полученные при трении стальных поверхностей с нанометрическим уровнем шероховатости, где выявлены контактные струйные течения смазки, направленные в обратную сторону скольжения, как и любая другая нуждается в дополнительных экспериментальных доказательствах. Схема и внешний вид разработанной и изготовленной лабораторной машины трения скольжения АСБ-01 с физически прозрачными деталями модельной трибосистемы представлены на рис. 1. В качестве модели цапфы подшипника скольжения использовался плоский параллелепипед, изготовленный из органического стекла, каждая грань которого полировалась до полной прозрачности. Разновысотность неровностей нижней рабочей поверхности этого параллелепипеда после полировки не превышала 20 нм. В качестве модели шипа (вала подшипника скольжения) использовался диск наружным диаметром 80 мм и толщиной 9 мм, изготовленный из фторопласта-4. Этот образец закреплялся на валу, установленном на двух опорах качения в корпусе, и приводился во вращение двигателем постоянного тока через планетарный редуктор и центральное шлицевое соединение. Рабочая, то есть трущаяся поверхность, образующая цилиндр фторопластового ролика (контробразца), шлифовалась, без разборки привода и без снятия ролика с опор. Это сводило радиальные и осевые биения рабочей поверхности до уровня таковых вала, установленного на двух разнесённых шарикоподшипниках (не более 0,1 мкм). Разновысотность неровностей рабочей поверхности была менее 50 нм.

Контакт рабочей поверхности, образующей цилиндр ролика, при первом соприкосновении с плоской гранью параллелепипеда с помощью регулировочных винтов устанавливался на верхней поверхности ролика так, чтобы визуально образовывался равномерный контакт. Подача модельной смазочной среды в зону контакта производилась из заполненной ею ванночки, в которую была погружена нижняя часть ролика путём подхвата поверхностями вращающегося ролика. Так как прозрачный параллелепипед располагался сверху над роликом, то это позволяло легко наблюдать контактные течения при реализации трения скольжения.

Подавляющее большинство исследовательских машин трения традиционно изготавливается так, чтобы зона контакта была полностью погружена в смазочную среду, которая своим объёмным гидромеханическим течением при трении скрывает от прямого наблюдения течения, возникающие непосредственно в зоне контакта. Кроме этого практически все реальные трибосистемы скольжения реализуют контакт в нижнем секторе вала. Для исследований контактной гидродинамики подхватывающая схема подачи рабочей среды и верхнее положение контакта, хотя и редко встречающаяся на практике, более привлекательна, чем традиционное нахождение контакта внизу и его полное погружение в среду. Поэтому, кроме прибора трения АСБ-01, нами был разработан и изготовлен лабораторный прибор АСБ-02 с нижним положением контакта, погружаемого в смазочную среду.

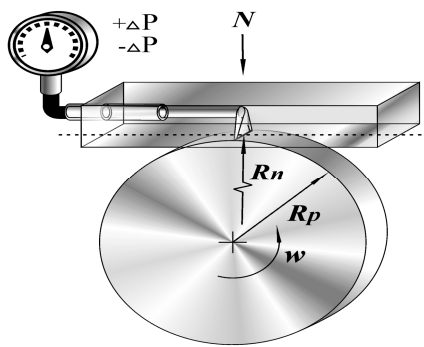


Рис. 1. Схема (а) и внешний вид (б) машины трения скольжения АСБ-01 с физически прозрачной трибосистемой

На рис. 2 показаны линии тока жидкости в контактной зоне при трении скольжения ролика по плоской грани параллелепипеда и образование кавитационных полостей— трибокавитация.

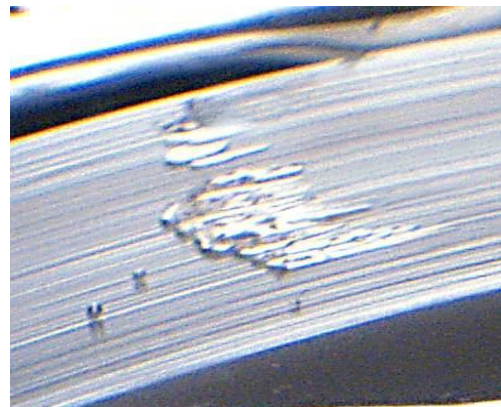


Рис. 2. Линии тока смазочной среды (а) и трибокавитация (б), наблюдаемые в динамике при трении на лабораторном приборе АСБ-01 с оптическим каналом съема информации

На рис. 3 представлены данные распределения давлений, измеряемых приемным устройством, изготовленным внутри прозрачного образца с выходом на рабочую поверхность, позволяющие получить экспериментальные зависимости влияния исходных параметров трибосистемы на силу сопротивления движению, что оценивается измерительными приборами.

Для изготовления каналов измерения давления прозрачный элемент трибосистемы является наиболее приемлемым, так как позволяет производить непрерывный мониторинг состояния приемного устройства и каналов на предмет отсутствия их загрязнений, которые приводят к дросселированию.

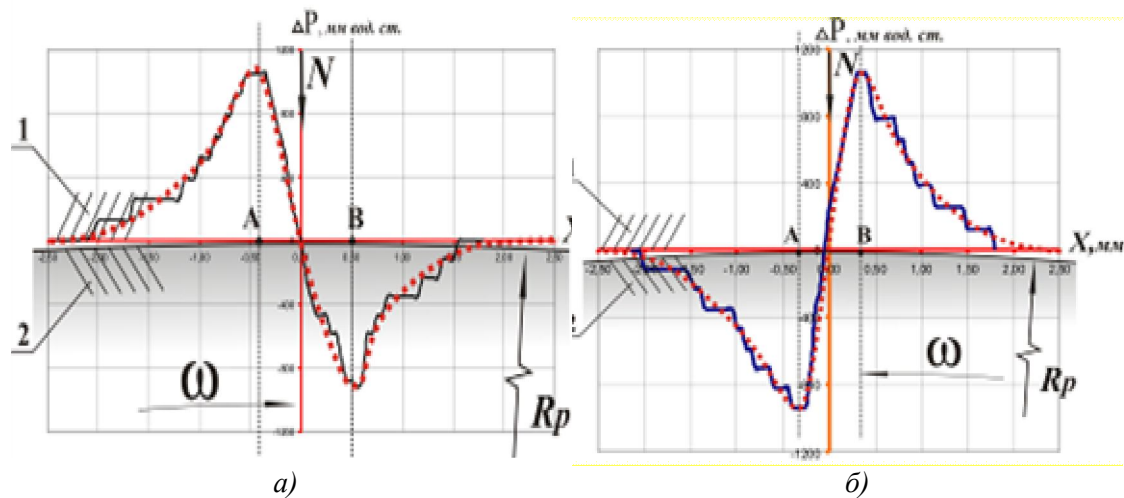


Рис. 3. Распределение перепада давления в граничных слоях керосина ТС-1 относительно атмосферного ΔP , т.е. разница между измеренным и атмосферным давлением по координате сканирования X перпендикулярно контакту при скольжении, где $[AB]$ – ширина линейного контакта контробразца 1 и ролика 2 радиусом R_p , ω – частота вращения, N – осевая нагрузка, X – координаты сканирования: а) вращение по часовой стрелке; б) вращение против часовой стрелки

Приборы трения АСБ-01 и АСБ-02 запатентованы [4]. Они позволяют получать новую информацию о контактно-гидродинамических течениях в граничных слоях, трибокавитационных явлениях в диффузорной области контакта, вести постоянный мониторинг состояния приемного устройства определения локального давления в граничных слоях и его распределения путем сканирования контактных и околоконтактных областей благодаря реализации в них дополнительного оптического канала съема информации.

В свою очередь, это позволит создавать новые технологические приемы по повышению эффективности бесконтактных и контактных трибосистем скольжения, а также разрабатывать новые смазочные материалы и присадки к ним по критерию порога трибокавитации.

Выводы. Благодаря исследованиям контактно-гидродинамических процессов на приборах АСБ-01 и АСБ-02 в научно-исследовательской лаборатории нанотриботехнологий НИЧ НАУ разработаны основные положения компрессионно-вакуумной гипотезы трения и трибокавитационного механизма изнашивания, которые находят свое подтверждение.

1. Коднир Д.С. Контактная гидродинамика смазки деталей машин М., «Машиностроение», 1976. – 304 с.
2. Прибор для непрерывного измерения толщины смазочного слоя в подшипнике скольжения. Авторское свидетельство № 91589 на изобретение. Бюллетень изобретений, 1950, № 16, Авт.: Д.С. Коднир, Л.М. Ронин, М.Д. Медвинский, Э.Ф. Зоммер.
3. Стельмах А.У. Компрессионно-вакуумный механизм адгезионного трения и изнашивания. – Деп. в ГНТБ Украины. - 07.07.2008, №109-Ук2008. –28 с.
4. Положительное решение №1514/ЗУ/11 от 14.01.2011 о выдаче декларационного патента на полезную модель «Прибор определения трибореологических характеристик трения скольжения в условиях граничной смазки» авторов Стельмах А.У., Бондарь В.С. и др.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013

УДК 539.3

В.В. Божидарник, К.Я. Бортник, О.В. Максимович
ВИЗНАЧЕННЯ ЗАЛИШКОВОЇ МІЦНОСТІ КОМПОЗИТНИХ ПЛАСТИНОК ІЗ
ТРИЩИНАМИ

Запропоновано методику визначення напрямків росту тріщин та граничних навантажень для анізотропної пластинки на основі енергетичного критерію руйнування. Методика використана для знаходження критичного потоку енергії на основі експериментально знайдених значень в'язкості руйнування.

Ключові слова: залишкова міцність, тріщини, анізотропна пластинка, енергетичний критерій руйнування
Форм. 8. Табл. 2. Рис. 3. Літ. 4.

В.В. Божидарник, К.Я. Бортник, О.В. Максимович
ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНОЙ ПРОЧНОСТИ КОМПОЗИТНЫХ ПЛАСТИНОК С
ТРЕЩИНАМИ

Предложена методика определения направлений роста трещин и граничных нагрузок для анизотропной пластинки на основании энергетического критерия разрушения. Методика использована для нахождения критического потока энергии на основе экспериментально найденных значений вязкости разрушения.

Ключевые слова: остаточная прочность, трещины, анизотропная пластинка, энергетический критерий разрушения

V. Bozhidarnik, K. Bortnyk, O. Macsimovich
DEFERMINATION OF THE RESIDUAL STRENGTH OF COMPOSITE PLATES WITH
CRACKS

The method of determining the direction of growth of cracks and limit loads for anisotropic plate-based energy criterion of fracture. Methods used for finding the critical flux based on the experimentally found values of fracture toughness.

Keywords: residual strength, crack, anisotropic plate fracture energy criterion

Відомо, що при виготовленні композитних матеріалів, технологічних процесах їх обробки і створенні з них елементів конструкцій, на різних етапах експлуатації виникають тріщини. Такі тріщини під впливом експлуатаційних навантажень можуть розвиватись, досягати критичного розміру і ресурс (міцність) елемента конструкції вичерпується. Тобто, утворення і розвиток тріщини є у даному випадку основним механізмом вичерпання ресурсу (втрати міцності) елементів композитних конструкцій. Для визначення залишкової міцності елементів конструкцій із таких матеріалів, які є неоднорідні, доцільно застосувати енергетичні підходи. В даній статті розглядаються питання оцінки міцності композитних пластинчастих елементів конструкцій з дефектами типу тріщин на основі енергетичного критерію руйнування.

Енергетичний критерій руйнування. Розглянемо тріщину, дотична до якої у її вершині A нахилена під кутом φ до осі Ox . Введемо полярну систему координат (r, θ) з центром у вершині тріщини так, щоби кутова координата $\theta=0$ збігалась з дотичною до тріщини у її вершині.

Вважатимемо відомими коефіцієнти інтенсивності напружень (КІН) для цієї вершини, які позначимо через K_I, K_{II} . Для напружень в околі вершини тріщини маємо асимптотичні співвідношення

$$\sigma_{\theta}(r, \theta) \approx \frac{K_{I\theta}(\theta, \varphi)}{\sqrt{2\pi r}}, \quad \tau_{r\theta}(r, \theta) \approx \frac{K_{II\theta}(\theta, \varphi)}{\sqrt{2\pi r}}, \quad (1)$$

де:

$$K_{I\theta}(\theta) = K_I f_1(\theta + \varphi, \varphi) + K_{II} f_2(\theta + \varphi, \varphi),$$

$$K_{II\theta}(\theta) = K_I f_3(\theta + \varphi, \varphi) + K_{II} f_4(\theta + \varphi, \varphi), \quad (2)$$

$$f_1(\gamma, \varphi) = \operatorname{Re} \left[\left(g_1 \delta_2(\gamma) \sqrt{\delta_2(\gamma) / d_2} - g_2 \delta_1(\gamma) \sqrt{\delta_1(\gamma) / d_1} \right) / (s_2 - s_1) \right],$$

$$f_2(\gamma, \varphi) = -\operatorname{Re} \left[\left(d_1 \delta_2(\gamma) \sqrt{\delta_2(\gamma) / d_2} - d_2 \delta_1(\gamma) \sqrt{\delta_1(\gamma) / d_1} \right) / (s_2 - s_1) \right],$$

$$f_3(\gamma, \varphi) = \operatorname{Re} \left[\left(g_1 \gamma_2(\gamma) \sqrt{\delta_2(\gamma) / d_2} - g_2 \gamma_1(\gamma) \sqrt{\delta_1(\gamma) / d_1} \right) / (s_2 - s_1) \right],$$

$$f_4(\gamma, \varphi) = -\operatorname{Re} \left[\left(d_1 \gamma_2(\gamma) \sqrt{\delta_2(\gamma) / d_2} - d_2 \gamma_1(\gamma) \sqrt{\delta_1(\gamma) / d_1} \right) / (s_2 - s_1) \right],$$

$$\delta_j = \delta_j(\gamma) = \cos \gamma + s_j \sin \gamma, \quad \gamma_j = \gamma_j(\gamma) = \sin \gamma - s_j \cos \gamma, \quad g_j = \gamma_j(\varphi),$$

$d_j = \delta_j(\varphi)$, $\gamma = \varphi + \theta$, $s_{1,2}$ – корені характеристичного рівняння [6].

Будемо виходити із потоку енергії у вершину тріщини, який рівний інтенсивності пружної енергії, що вивільнюється при зростанні довжини тріщини на величину δ . Позначимо роботу внутрішніх сил при просуванні тріщини через Q . Тоді за Ірвіним потік енергії у вершину тріщини буде $G = -\lim_{\delta \rightarrow 0} Q / \delta$.

Потік енергії у вершину тріщини у даному випадку знаходиться за формулою $G = -(Q_1 + Q_2) / \delta$. Таким чином отримуємо []

$$G(\gamma, \varphi) = \frac{a_{11}}{2} \left[u_{11}(\gamma) K_{I\theta}^2(\theta, \varphi) + 2u_{12}(\gamma) K_{I\theta}(\theta, \varphi) K_{II\theta}(\theta, \varphi) + u_{22}(\gamma) K_{II\theta}^2(\theta, \varphi) \right]$$

де: a_{ij} – пружні сталі,

$$u_{11}(\varphi) = -\operatorname{Re} \left[i(s_1 - \bar{s}_2) \gamma_2(\varphi) \overline{\gamma_1(\varphi)} \right], \quad u_{12}(\varphi) = \operatorname{Re} \left[i(s_1 - \bar{s}_2) \delta_2(\varphi) \overline{\gamma_1(\varphi)} \right],$$

$$u_{21}(\varphi) = \operatorname{Re} \left[i(s_1 - \bar{s}_2) \gamma_2(\varphi) \overline{\delta_1(\varphi)} \right], \quad u_{22}(\varphi) = -\operatorname{Re} \left[i(s_1 - \bar{s}_2) \delta_2(\varphi) \overline{\delta_1(\varphi)} \right].$$

Критерій руйнування записують на основі порівняння розрахованого потоку енергії із критичним, яке для анізотропних матеріалів є залежним від напрямку, тобто $G_c(\gamma)$.

Тоді маємо критеріальну умову:

$$\frac{a_{11}}{2} \left[u_{11}(\gamma) K_{I\theta}^2(\theta, \varphi) + 2u_{12}(\gamma) K_{I\theta}(\theta, \varphi) K_{II\theta}(\theta, \varphi) + u_{22}(\gamma) K_{II\theta}^2(\theta, \varphi) \right] = G_c(\gamma). \quad (3)$$

Перепишемо її у вигляді

$$K_{I\theta}^2(\theta, \varphi) + w_1(\gamma) K_{II\theta}^2(\theta, \varphi) + w_2(\gamma) K_{I\theta}(\theta, \varphi) K_{II\theta}(\theta, \varphi) = g_c^2(\gamma), \quad (4)$$

де:

$$g_c^2(\gamma) = \frac{2 G_c(\gamma)}{a_{11} u_{11}(\gamma)}, \quad w_1(\gamma) = u_{22}(\gamma) / u_{11}(\gamma), \quad w_2(\gamma) = 2u_{12}(\gamma) / u_{11}(\gamma).$$

Тут враховано, що функція $u_{11}(\gamma) > 0$.

Умова (4) при відомій функції $g_c(\gamma)$ дозволяє дослідити гранично - рівноважний стан анізотропної пластини з тріщиною при відомих КІН. Розглянемо детальніше випадок, коли КІН пропорційні деякому параметру навантаження p і зображені у вигляді $K_{I,II} = p\sqrt{\pi a} F_{I,II}$, де: a – характерний розмір тріщини, $F_{I,II}$ – безрозмірні відомі величини. Тоді з умови (4) граничне значення параметру визначається за формулою:

$$p^2 = \frac{1}{\pi a F_E(\gamma)}, \quad (5)$$

де:

$$F_E(\gamma) = F_1^2(\gamma, \varphi) + w_1(\gamma) F_2^2(\gamma, \varphi) + w_2(\gamma) F_1(\gamma, \varphi) F_2(\gamma, \varphi),$$

$$F_1(\gamma, \varphi) = \frac{F_I f_1(\gamma, \varphi) + F_{II} f_1(\gamma, \varphi)}{g_c(\gamma)}, \quad F_2(\gamma, \varphi) = \frac{F_I f_3(\gamma, \varphi) + F_{II} f_4(\gamma, \varphi)}{g_c(\gamma)}.$$

Звідси отримуємо, що тріщина буде підростати під кутом $\gamma = \gamma_*$ відносно осі Ox , при якому досягається максимальне значення функції $F_E(\gamma)$ (кут φ - зафіксований). Граничне значення параметра навантаження визначається за формулою:

$$p_* = \frac{1}{\sqrt{\pi a} \sqrt{F_E(\gamma_*)}}. \quad (6)$$

У загальному випадку знаходження величин γ_* , p_* (при фіксованому значенні кута φ) може бути проведено числовими методами на основі безпосереднього пошуку максимального значення функції $F_E(\gamma, \varphi)$ або на основі знаходженні критичних точок похідної $F_E'(\gamma, \varphi) = 0$.

Визначення функції $g_c(\gamma)$. Розглянемо ортотропну пластинку із прямолінійною тріщиною, що розміщена під кутом φ до вісі ортотропії. Прийемо, що відома в'язкість

руйнування $K_C(\varphi)$, яку визначають на основі розтягу в перпендикулярному відносно тріщини напрямку. Для анізотропних матеріалів необхідно додатково враховувати, що при поперечному відносно тріщини розтягу тріщина може змінювати напрямок.

1) Прийmemo, що при експериментальних дослідженнях встановлено крім значень $K_C = K_C(\varphi)$ значення кутів $\theta = \theta(\varphi)$, під яким підростатиме тріщина відносно прямої, на якій вона розміщена. Тоді із (3):

$$G_C(\gamma) = \frac{a_{11}}{2} K_C^2(\varphi) [u_{11}(\gamma) f_1^2(\gamma, \varphi) + 2u_{12}(\gamma) f_1(\gamma, \varphi) f_2(\gamma, \varphi) + u_{22}(\gamma) f_2^2(\gamma, \varphi)],$$

де: $\gamma = \varphi + \theta$.

Тут враховано, що в даному випадку:

$$K_{I\theta}(\theta) = K_I f_1(\theta + \varphi, \varphi) = K_C(\varphi) f_1(\gamma, \varphi), K_{II\theta}(\theta) = K_C(\varphi) f_3(\gamma, \varphi).$$

2) Як правило, в літературі наведені тільки значення величин $K_C(\varphi)$. Достатньо просто визначається функція G_C за додаткового припущення, що тріщина буде підростати вздовж прямої, на якій вона розміщена []. В цьому випадку в момент руйнування маємо $K_I = K_C(\varphi)$, $K_{II} = 0$. Тоді поклавши в (3) $\theta = 0$ та врахувавши, що при цьому $K_{I\theta}(0, \varphi) = K_I$, $K_{II\theta}(0, \varphi) = K_{II} = 0$, $\gamma = \varphi$ отримаємо вираз для критичного значення потоку енергії:

$$G_C(\gamma) = \frac{a_{11}}{2} u_{11}(\gamma) K_{IC}^2(\gamma).$$

3) В уточненому підході будемо враховувати, що тріщина в момент руйнування може підростати під кутом. Складність розв'язування задачі в такій постановці полягає в тому, що необхідно визначати додатково цей кут.

Прийmemo, що відомі значення величини $K_j = K_C(\varphi_j)$, де $0 \leq \varphi_j \leq \pi/2$, $j = 1, \dots, J$. Зобразимо невідому функцію у вигляді:

$$g_c(\gamma) = \sum_{n=1}^N C_n \varphi_n(\gamma),$$

де: $\varphi_n(\gamma)$ – лінійно незалежні періодичні функції, які задовольняють умовам $\varphi_n(-\gamma) = \varphi_n(\gamma)$, $\varphi_n(\pi - \gamma) = \varphi_n(\gamma)$, C_n – невідомі сталі, $N < J$.

Будемо виходити із викладеного вище підходу, в якому знаходження граничного навантаження зводиться до задачі визначення екстремуму функції F_E , яка в даному випадку буде:

$$F_E(\gamma) = \frac{f_1^2(\gamma, \varphi) + w_1(\gamma) f_2^2(\gamma, \varphi) + w_2(\gamma) f_1(\gamma, \varphi) f_2(\gamma, \varphi)}{g_c^2(\gamma)}. \quad (7)$$

Значення граничних навантажень $p_* = p_*(\varphi)$, які будуть знайдені в результаті розв'язування екстремальної задачі при заданих значеннях φ_j , позначимо через p_j . Зазначимо, що ці значення залежать від введених коефіцієнтів, тобто $p_j = p_j(C_1, \dots, C_N)$. Звідси випливає, що значення сталих C_n необхідно визначити так, щоби :

$$p_j(C_1, \dots, C_N) \approx p_*(\varphi_j) = K_j / \sqrt{\pi a}.$$

Ці коефіцієнти будемо визначати методом найменших квадратів так, щоби величина:

$$\varepsilon = \sum_{j=1}^J \left[\sqrt{\pi a} p_j(C_1, \dots, C_N) - K_j \right]^2, \quad (8)$$

була мінімальною.

Мінімізацію величини (8) проведено чисельно, причому функції $p_j(C_1, \dots, C_N)$ знаходились також чисельно на основі мінімізації відповідно сформованої функції.

Розглянемо склопластик ЕФ 32-301, який виготовлений із склотканини АСТТ. Використаємо експериментальні дані для граничного значення КІН залежно від кута між прямолінійною тріщиною і головною віссю анізотропії Ox , в напрямку якої модуль пружності є мінімальним [1] (таблиця 1).

Таблиця 1. Значення величин K_C (МПа·м^{1/2})

$\gamma, \text{рад}$	0	$3\pi/16$	$\pi/4$	$\pi/3$	$\pi/2$
ЕФ 32-301	25,55	22,74	18,66	16,79	13,0

При розрахунках покладали в першій чверті $\varphi_1 = 1, \varphi_n(\gamma) = \sin(n-1)\gamma, n = 2, 3, 4$. В інших чвертях функції φ_n задавались із врахуванням симетрії K_C відносно осей координат. Розраховані коефіцієнти за вказаним вище алгоритмом будуть: $C_1 = 25,837; C_2 = -11,079; C_3 = 3,825; C_4 = 0,083$

Результати розрахунків на міцність. Розглянемо пластинку з прямолінійною тріщиною півдовжини a , нахиленою під кутом φ до вісі Ox за розтягу зусиллями p під кутом α відносно прямої, на якій лежить тріщина. Значення КІН при цьому будуть $K_I = p\sqrt{\pi a} \sin^2 \alpha, K_{II} = p\sqrt{\pi a} \cos \alpha \sin \alpha$. Далі прийнято, що напрямок з максимальною жорсткістю матеріалу паралельний осі Oy .

Спочатку, з метою перевірки розробленого алгоритму проведемо розрахунки процесу росту тріщини при розтягу пластинки в напрямку, перпендикулярному до тріщини.

Для перевірки проведено розрахунки процесу росту початкової прямолінійної тріщини, яка нахилена під кутом φ відносно вісі Ox , яка розтягується зусиллями p , які діють перпендикулярно до тріщини. Критичні значення зусиль при наведених у таблиці кутах φ_j будуть $p_*(\varphi_j) = K_j / \sqrt{\pi a}$, де K_j – експериментально знайдені табличні значення КІН.

Результати розрахунків траєкторій підростання тріщин та відносних граничних зусиль $P_{\max} = p_*(\alpha) / \sqrt{\pi a}$ наведено на рис. 1-2.

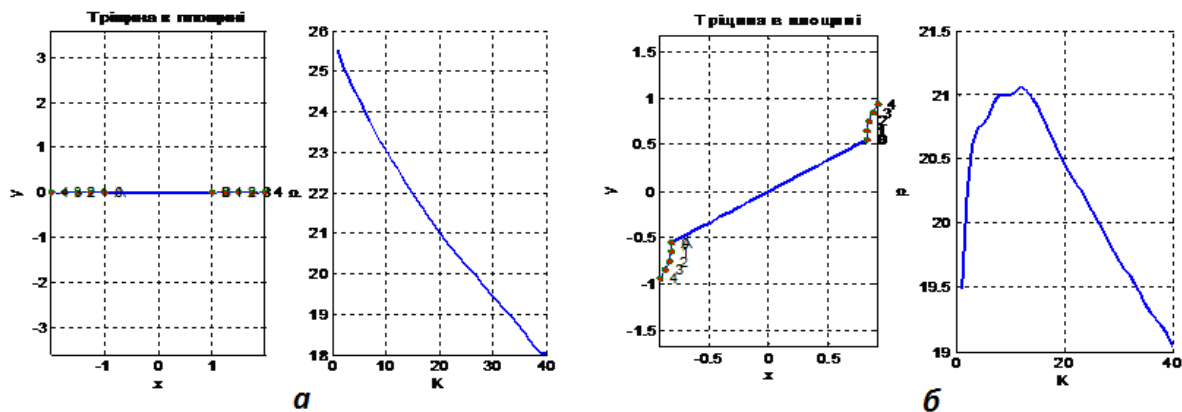


Рис. 1. Траєкторії поширення тріщини та зусилля, які необхідні для їх росту при $\varphi = 0$ (а) та $\varphi = 3\pi/16$ (б)

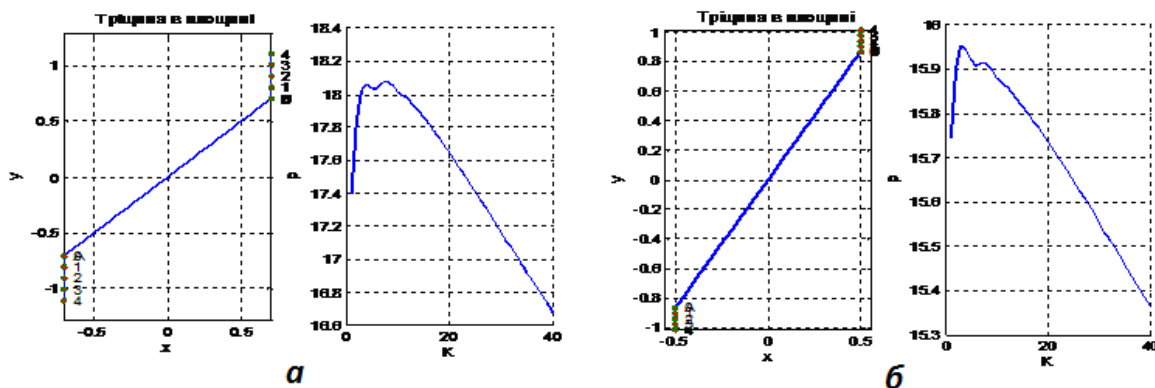


Рис. 2. Траєкторії поширення тріщини та зусилля, які необхідні для їх росту при $\varphi = \pi/4$ (а) та $\varphi = \pi/3$ (б)

Розраховані граничні навантаження, за досягнення яких проходить руйнування наведені в таблиці 2.

Таблиця 2. Експериментальні дані для в'язкості руйнування

γ, φ	0	$3\pi/16$	$\pi/4$	$\pi/3$	$\pi/2$
ЕФ 32-301	25,55 (25,55)	21 (22,74)	18,05 (18,66)	15,95 (16,79)	14,7 (13,0)

В нижньому рядку в дужках наведені відповідні експериментальні дані. Із таблиці видно, що побудована функція, яка описує критичну енергію дозволяє із задовільною для практики точністю розраховувати процес руйнування.

Із рисунків 1-2 видно, що для тріщин, які нахилені відносно осей ортотропії при досягненні певних значень зусиль тріщина починає підростати, однак далі зупиняється. Для подальшого росту тріщин ці зусилля необхідно збільшувати до критичних (до максимальних значень на графіках), за яких далі відбувається повне руйнування.

При розрахунках траєкторій росту тріщин використано кроковий метод дослідження процесу руйнування [2]. Видно, що для всіх розглянутих випадків, крім малонахилених тріщин, тріщини підрастають практично прямолінійно.

Розраховані за енергетичним критерієм для матеріалу ЕФ 32-301 значення відносних граничних зусиль $P_{\max} = p_*(\alpha)\sqrt{l} / K_{IC}^{cep}$ на рис. 3 зліва. Тут $l = 2a$, $K_C^{cep} = [K_C(0) + K_C(\pi/2)]/2$, значення кутів φ наведено біля кривих. Залежності напрямку підростання тріщин відносно дотичної у вершині для значень кутів $\varphi = 30^\circ j$ при $j = 0, \dots, 3$ наведено на рис.3 справа.

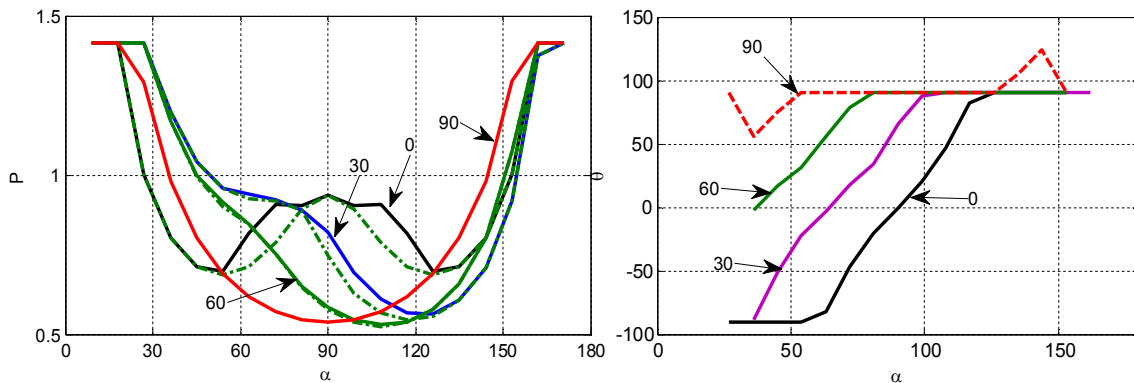


Рис. 3. Кути підростання тріщин залежно від напрямку дії зусиль для матеріалу ЕФ та граничні зусилля

Тут на рисунках штриховими лініями наведено також відносні зусилля, за яких тільки починається руйнування. Для повного руйнування зусилля необхідно для деяких нахилів тріщин збільшувати – вони описуються суцільними лініями.

Видно, що тріщини в основному підрастають практично вздовж прямих

Висновки. Розроблено методику визначення напрямків росту тріщин та граничних навантажень для анізотропної пластинки із тріщинами на основі енергетичного критерію руйнування. Побудована методика використана для знаходження критичного потоку енергії на основі експериментально знайдених значень в'язкості руйнування. Проведено розрахунки граничних навантажень для пластинки із матеріалу ЕФ 32-301 залежно від розміщення тріщин відносно головних осей ортотропії.

1. В.В. Божидарнік, О.С. Андрейків, Г.Т. Сулим. Механіка руйнування, міцність і довговічність неперечно армованих композитів. Луцьк: „Надстир'я”, 2007. – Т. 1. – С. 424, Т. 2. – С. 410.
2. В.В. Божидарнік, О.В. Максимович. Пружна та гранична рівновага анізотропних пластинок з отворами і тріщинами. – Луцьк: ЛДТУ, 2003. – С. 226.
3. Ашкенази Е.К. Анизотропия конструкционных материалов / Е.К. Ашкенази, С.В. Ганов // Справочник – М.: Машиностроение, 1980. – С. 247.
4. Саврук М.П., Осив П.Н., Прокопчук И.В. Численный анализ в плоских задачах теории трещин. – К.: Наук.думка, 1989. – 248 с.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013.

УДК 539.375

В.В. Божидарнік, В.М. Садівський
КОРОТКИЙ ОГЛЯД І АНАЛІЗ ДЕЯКИХ ДОСЛІДЖЕНЬ МЕХАНІКИ РУЙНУВАННЯ
АНІЗОТРОПНИХ МАТЕРІАЛІВ

Проводиться короткий огляд і критичний аналіз деяких досліджень механіки руйнування анізотропних матеріалів. Розглядаються підходи до розрахунку елементів анізотропних конструкцій із використанням ізотропної моделі розрахунку.

Ключові слова: анізотропія, гранична рівновага, напружено-деформований стан.

Літ. 18.

В.В. Божидарник, В.М. Садивский
КРАТКИЙ ОБЗОР И АНАЛИЗ НЕКОТОРЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ МЕХАНИКИ
РАЗРУШЕНИЯ АНИЗОТРОПНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Приводится краткий обзор и критический анализ некоторых исследований механики разрушения анизотропных материалов. Рассматриваются подходы к расчёту анизотропных конструкционных элементов с использованием изотропной модели расчёта.

Ключевые слова: анизотропия, предельное равновесие, напряженно - деформированное состояние.

B. Bozhydarnik, V. Sadvivsky
AN OVERVIEW AND ANALYSIS OF SOME STUDIES OF FRACTURE MECHANICS OF
ANISOTROPIC MATERIALS

A brief review and critique analysis of some studies of fracture mechanics of anisotropic materials. The approaches to the calculation of anisotropic structural elements using the isotropic calculating model are investigated.

Keywords: anisotropy, limit equilibrium, the stress- strain state.

Основну роль у процесі, що передує руйнуванню, відіграє напружено-деформований стан в околі кутової точки (вершини) тріщини [1-5]. Поле напружень, що виникає в зоні вершини тріщини в однорідному ізотропному тілі, може бути виражене через зовнішнє навантаження, конфігурацію тіла і форму тріщини [1-5]. Розрахунок міцності анізотропних тіл з тріщинами за співвідношеннями механіки руйнування для ізотропного тіла в більшості випадків дає результати із великими похибками. В наявних оглядах по механіці руйнування руйнуванню анізотропних тіл з тріщинами присвячені тільки окремі абзаци, хоч такі дослідження представляють значний науковий і практичний інтерес в зв'язку із зростаючим застосуванням анізотропних матеріалів у народному господарстві. Для дальшого наближення розрахункової моделі до реальної у випадку матеріалів, які мають анізотропію пружних властивостей, розв'язувались задачі механіки руйнування для анізотропних тіл з тріщинами. При цьому використовувались методи теорії пружності анізотропного тіла, що розвинуті в роботі [6] і інших. Задача про прямолінійну тріщину-розріз у анізотропному середовищі вперше розглянута Стро [8] з допомогою енергетичного підходу. Підраховувалась енергія, що зв'язана з утворенням тріщини, досліджувалось поле напружень біля вершини тріщини. Однак, у зв'язку із складністю запропонованого підходу, у роботі не вдалось отримати кінцевий розв'язок задачі у явному вигляді. Енг і Вільямс [9] досліджували циліндричний згин і розтяг ортотропної пластини із тріщиною, розміщеною вздовж одного із головних напрямків пружності матеріалу. Зроблені висновки про вплив орторопії матеріалу на розподіл напружень в області вершини тріщини. Зазначимо, що отримані вирази для напружень мають досить громіздкий вигляд і спрощуються лише для площадок, нормалі до яких співпадають з осями центральної системи координат. Г. І. Баренблат і Г. П. Черепанов [10] розглядали задачу про рівновагу ізольованої прямолінійної тріщини, що співпадає із осями пружної симетрії в ортотропному тілі. Досліджувалось також розклинювання тріщин тонким абсолютно жорстким безконечним клином із врахуванням сил кулонового тертя, зроблений важливий висновок про те, що модуль зчеплення (в'язкість руйнування) ортотропного тіла залежить від орієнтації тріщини відносно головних напрямків пружності матеріалу. Е. П. Фельдман [11] досліджував питання про поширення тонкої напівбезконечної тріщини, паралельної границям анізотропної смуги скінченної ширини при зростанні зовнішнього навантаження, що прикладене до берегів тріщини. Показано, що при постійній зміні зовнішнього навантаження тріщина видовжується до деякого критичного значення, після чого відбувається миттєвий розрив смуги. Л.В.Гриліцький, Р. М. Луцишин [12] досліджували пружну рівновагу анізотропної пластини із впаяною круговою ізотропною шайбою і

дугоподібною тріщиною-розрізом на лінії спаю під дією розтягуючих зусиль у безконечно віддалених точках пластини. Детально розглянуто випадок ортотропної пластини із абсолютно жорсткою круговою шайбою і розрізом вздовж лінії спаю.

Локальний розподіл напружень і переміщень поблизу тріщини в анізотропному тілі, що має у кожній точці площину пружної симетрії, вивчення швидкостей вивільнення пружної енергії і інші питання у найбільш загальному вигляді приведені у роботі Сі, Паріса, Ірвіна [13]. Зміна пружної енергії при просуванні тріщини знаходилась на її продовженні, тому обчислення критичного навантаження по цих результатах можливе тільки у деяких часткових випадках, оскільки поширення тріщини в анізотропному тілі не завжди співпадає з її початковим розміщенням навіть при навантаженні, нормальному до берегів тріщини. В роботі не проводились обчислення, які могли б характеризувати вплив анізотропії пружних властивостей матеріалу на локальний розподіл біля вершини тріщини. Такі обчислення і висновки для тріщини, розміщеної під деяким кутом до осей пружної симетрії в ортотропному матеріалі, проведені у [14,15]. Суттєвим результатом робіт [5,13] є співвідношення, що дозволяють знаходити коефіцієнти інтенсивності напружень за одним відомим комплексним потенціалом напружень. В цих роботах досліджувався вплив анізотропії для тіл, краї яких достатньо віддалені від берегів тріщини.

Для практики представляє значний інтерес питання про те, як враховувати розміри виробу, а також питання про вплив анізотропії пружних властивостей матеріалу на напружено-деформований стан обмеженого анізотропного тіла з тріщиною. Такі дослідження проводились авторами робіт [16,17]. Ганді [18] досліджував вплив орієнтації головних осей ортотропії матеріалу на коефіцієнти інтенсивності напружень біля прямолінійної тріщини, розміщеної під кутом до головних осей пружної симетрії в ортотропній смузі. А.І. Зобнін, Е.В. Ломакін [16] вивчали можливість використання коефіцієнтів інтенсивності в ізотропному тілі при обчисленні аналогічних величин в ортотропній смузі з прямолінійною тріщиною. Вони показали можливість застосування ізотропного К-тарифування навіть для сильно анізотропних матеріалів (деревина, вуглепластик).

Вище приведені роботи дали можливість значно покращити і спростити розрахункову модель для анізотропного матеріалу.

1. Панасюк В.В. Предельное равновесие хрупких тел с трещинами. – Киев. Наукова думка, – 1968., – 246 с.
2. Партон В.З., Морозов Е.М. Механика упруго - пластического разрушения. – М.: Наука, 1974. – 416 с.
3. Седов Л.И. Механика сплошной среды. – М.: Наука, 1974. – Т.2. – 584 с.
4. Си, Парис, Эрдоган. Коэффициенты концентрации напряжений у вершины трещины при плоском растяжении и изгибе пластин. – Прикладная механика, 1962, сер. Е, 12. – С.101-108.
5. Черепанов Г.П., Кочаров Р.С., Соткилава О.В. Параболическое включение в упругой плоскости. – Труды Московск.горного ин-та, 1975. – С. 36-46.
6. Амбарцумян С.А. Теория анизотропных пластин. Прочность, устойчивость, колебания. – М.: 1967. – 268 с.
7. Ашкенази Е.К., Ганов Э.В. Анизотропия конструкционных материалов. – Л.: Машиностроение, – 1968. – 268 с.
8. Stroh A.N. Dislocations and cracks in anisotropic elasticity. – Philosophical Magazine, 1958, t. 3,30 – p.625-646.
9. Энг Д.Д., Вильямс М.Л. Сложные напряжения в ортотропной пластине, имеющей конечную трещину. – Прикладная механика, сер. Е. -1961, Т. 28 – С. 58-66.
10. Баренблатт Т.И., Черепанов Г.П. О хрупких трещинах продольного сдвига. – Прикладная механика и математика. – 1961, Т.25., – 6. – С. 1110-1119.
11. Фельдман Э.П. Распространение трещин и двойников вдоль анизотропной полосы. – Журнал прикладной механики и технической физики. – 1967. – 5. – С.134-139.
12. Гриліцький Д.В., Луцішин Р.М. Пружна рівновага анізотропної пластинки з впаєюною ізотропною шайбою при наявності розрізу на спаї. – Вісник Львівськ.ун-ту, сер. механ.-матем. – 1969, – 4 – С. 70-78.
13. Sih G.C., Paris P.C., Irwin G.R. On cracks in rectilinearly anisotropic bodies. – Internat.journal of fracture mechanics. – 1965. – t.1. – p.189-203.
14. Ярема С.Я., Крестин Г.С. Распределение напряжений у вершины трещины в анизотропной пластине. – Физико-химическая механика материалов. – 1969. – Т.6. – С. 714-719.
15. Cook T.S., Rau C.A. A critical review of anisotropic fracture mechanics. Prospects of fracture mechanics. – 1974. – p. 509-523.
16. Зобнин А.И., Ломакин Е.В. Центральная поперечная трещина в ортотропной упругой полосе. – Известия АН СССР. Механика твердого тела. – 1974. – 1. – С. 44-51.
17. Walsh P.P. Linear fracture mechanics in orthotropic materials. – Engineering fracture mechanics. – 1972. – 3. – p. 533.
18. Gandhi K.R. Analysis of an inclined crack centrally placed in an orthotropic rectangular plate. Journal of strain analysis. – 1972. – 3. – p. 157-162.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013.

УДК 620.017:669.017

В.А. Волошин, М.І. Греділь, О.Т. Цирульник, П.Я. Сидор
ОЦІНКА СХИЛЬНОСТІ КОНСТРУКЦІЙНИХ СТАЛЕЙ ДО ЕКСПЛУАТАЦІЙНОЇ
ДЕГРАДАЦІЇ

У роботі на основі літературних даних та власних результатів наведено загальні закономірності зміни основних механічних характеристик сталей внаслідок експлуатаційної деградації. Показано переваги розробленого методу моделювання експлуатаційних змін, який полягає у попередньому наводнюванні металу з подальшим витриманням за тривалого статичного навантаження. Розглянуто можливість контролю стану матеріалу неруйнівними методами, зокрема, вимірюванням електрохімічних характеристик.

Ключові слова: експлуатаційна деградація, труба сталь, моделювання, механічні властивості.

Рис. 8. Літ. 7.

В.А. Волошин, М.И. Гредиль, О.Т. Цирульник, П.Я. Сидор
ОЦЕНКА СКЛОННОСТИ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ К
ЭКСПЛУАТАЦИОННОЙ ДЕГРАДАЦИИ

В работе на основе литературных данных и собственных результатов приведены общие закономерности изменения основных механических характеристик сталей в результате эксплуатационной деградации. Показаны преимущества разработанного метода моделирования эксплуатационных изменений, который состоит в предварительном наводороживании металла с последующей выдержкой под длительной статической нагрузкой. Рассмотрена возможность контролирования состояния материала неразрушающими методами, в частности, измерением электрохимических характеристик.

Ключевые слова: эксплуатационная деградация, трубные стали, моделирование, механические свойства.

V. Voloshyn, M. Hredil, O. Tsyurulnyk, P. Sydor
EVALUATION OF STRUCTURAL STEELS SUSCEPTIBILITY TO IN-SERVICE
DEGRADATION

General regularities of changes in the main mechanical characteristics of steels due to in-service degradation are given in this work on the basis of both literature data and our own results. Advantages of the elaborated method of in-service changes modelling are shown. It consists in preliminary hydrogenation of a specimen using cathodic polarization with following long term static loading. Finally the possibility to control of material state is considered using non-destructive testing, in particular, by electrochemical characteristics evaluation.

Keywords: in-service degradation, pipe steels, modelling, mechanical properties.

Вступ. Територією України пролягає велика мережа магістральних трубопроводів, і більшість із них працює після амортизаційного терміну служби. Це призводить до виникнення експлуатаційних відмов, а інколи – до аварій, які обумовлюють не тільки значні матеріальні збитки, але і порушення екологічної безпеки довкілля. Аналіз причин аварій МТ дозволив у багатьох випадках встановити, що відмови пов'язані з розривами металу загалом, або по кільцевих стикових швах. Понад 50% конструкцій руйнуються внаслідок корозійних пошкоджень, 37% аварій викликані незадовільною якістю металу – недостатньою пластичністю і ударною в'язкістю [1].

Вважають, що під час експлуатації відбувається деформаційне старіння матеріалу трубопроводу. З огляду на це експлуатаційну деградацію трубних сталей імітують за лабораторних умов штучним деформаційним старінням (ШДС) згідно з ГОСТ 7268-82 [2]: деформуванням до 10% з подальшим відпуском при 250°C упродовж години, який активізує процес старіння. Проте, як свідчить низка робіт [3–5], ШДС низьколегованих сталей дуже наближено імітує експлуатаційну деградацію сталей. Насамперед, надто інтенсифікує деформаційне зміцнення, що спричиняє перевищення гранично допустимого рівня відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$, і різке падіння відносного видовження, чого не спостерігається для експлуатаційно деградованого металу. Водночас ефект ШДС на ударну в'язкість слабший порівняно із впливом тривалої експлуатації, наприклад, КСВ нафто- [4] і газопроводів [5] падає втричі.

З іншого боку, встановлено, що концентрація розчиненого водню у металі експлуатованих конструкцій підвищена порівняно із не експлуатованим [5]. Показано також, що за більшого вмісту водню у сталях деградація їх властивостей сильніша. Звідси запропоновано розглядати експлуатаційну деградацію металу як суперпозицію дії експлуатаційних навантажень і абсорбованого ним водню.

У роботі виконано порівняльний аналіз закономірностей зміни механічних властивостей сталей типу 17ГС, з одного боку, в часі експлуатації магістральних трубопроводів, опираючись на літературні джерела, а з іншого – після імітації експлуатаційної деградації методом на основі

ГОСТ, та запропонованим нами лабораторним методом, особливістю якого є попереднє електролітичне наводнювання зразків з подальшим їх витриманням під тривалим статичним навантаженням (ПЕН-СН). Крім того, проаналізовано перспективи діагностування деградації механічних властивостей сталі неруйнівними методами з використанням електрохімічних характеристик.

Методики і матеріали. Досліджували механічні властивості сталі 17ГС, яку широко використовують під час виготовлення труб для магістральних нафто- і газопроводів. Випробування проводили на двох партіях заготовок. Заготовки першої партії попередньо пластично деформували (ППД): навантажували розтягом до різного рівня деформації ε (2,5...15%) і піддавали відпуску при 250°C впродовж 1 год. Заготовки другої партії електролітично наводнювали у лужному електроліті (0,1н р-н NaOH) при температурі 70°C впродовж 100 год, що забезпечувало концентрацію дифузійно рухомого водню 0,7 см³/100 г металу. Попередніми випробуваннями встановлено, що за такого режиму вплив водню на механічну поведінку сталі за стандартних випроб розтягом незначний. Після наводнювання для блокування виходу газу із металу за подальшого довготривалого статичного навантаження заготовки електролітично міднили із кислого електроліту, що забезпечувало безпористе мідне покриття товщиною до 30 мкм. Покриті міддю заготовки навантажували розтягом до вибраного рівня напружень і витримували впродовж певного часу. Тоді мідне покриття знімали, а заготовки відпускали при 250°C впродовж 1 год для екстракції із металу водню, а також для реалізації процесу штучного старіння. Із заготовок виготовляли циліндричні зразки для визначення стандартних механічних властивостей (границі плинності $\sigma_{0,2}$, граници міцності σ_B , відносного звуження ψ і відносного видовження δ) та зразки Шарпі для визначення ударної в'язкості KCV.

Результати і обговорення. Деформування зразків до різного рівня залишкової деформації показує, що відносні механічні показники наближаються до своїх екстремальних значень за $\varepsilon = 10\%$ (рис. 1). Таке деформування співпадає з вимогами за ГОСТ 7268-82. Очевидно, ця методика застосовна для оцінки схильності матеріалу до експлуатаційної деградації за зміною його опору крихкому руйнуванню, бо інші механічні показники при цьому перебуватимуть за межами регламентованих допусків. Зокрема, відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ вийде за межу дозволеного рівня вже при деформації 5%, а відносне видовження перетне межу за деформації у 7,5%. Водночас відомо, що за реальних умов експлуатації магістрального трубопроводу експлуатований матеріал не змінює механічні властивості у таких межах.

Тому такі рівні деформування не дозволяють адекватно оцінити зміну властивостей матеріалу внаслідок тривалої експлуатації. Окрім того, вказана методика не враховує вплив водню на деградацію властивостей матеріалу. Для обґрунтування правомірності різних підходів до оцінки стану матеріалу порівняли реальні зміни ключових механічних характеристик трубних сталей у часі експлуатації зі змінами, що отримані внаслідок моделювання деградації за відомим методом ГОСТ та запропонованим нами методом.

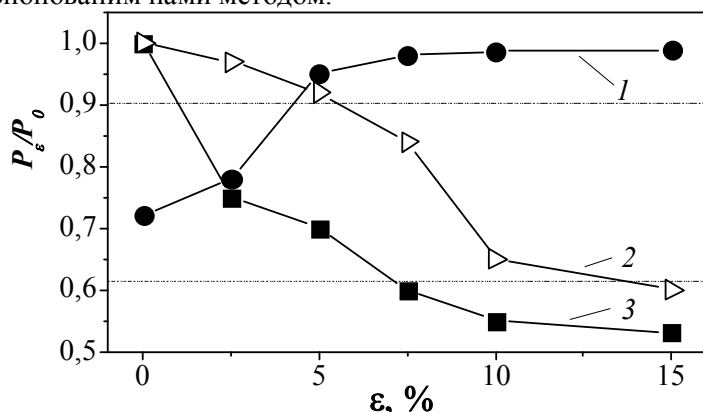


Рис. 1. Зміна відносних механічних показників залежно від рівня деформування: 1 – $\sigma_{0,2}/\sigma_B$; 2 – ψ ; 3 – δ

Відносне звуження ψ . Сталі 17ГС властиві високі характеристики пластичності. Експлуатаційна деградація трубних сталей виказує поступове в часі зменшення параметра ψ (рис. 2а). Після 40 років експлуатації він може впасти майже на 30%, що свідчить про значне окрихчення металу впродовж його експлуатації. Штучне старіння сталі без ППД і з ППД до 2,5%

не впливає на ψ . За подальшого збільшення ε їх сумісний вплив дещо знижує ψ . Проте навіть за максимального ППД воно зменшується не більше ніж на 10% (рис. 2б). Після ПЕН-СТ у пружній області навантаження ($0,8 \sigma_{0,2}$) ψ сталі практично не міняється. Витримка за напружень, дещо вищих $\sigma_{0,2}$ ($\varepsilon = 2 \dots 2,5\%$), впродовж 10 діб також незначно вплинуло на відносне звуження ψ , і тільки після 20 діб воно знизилось на 15% (рис. 2в).

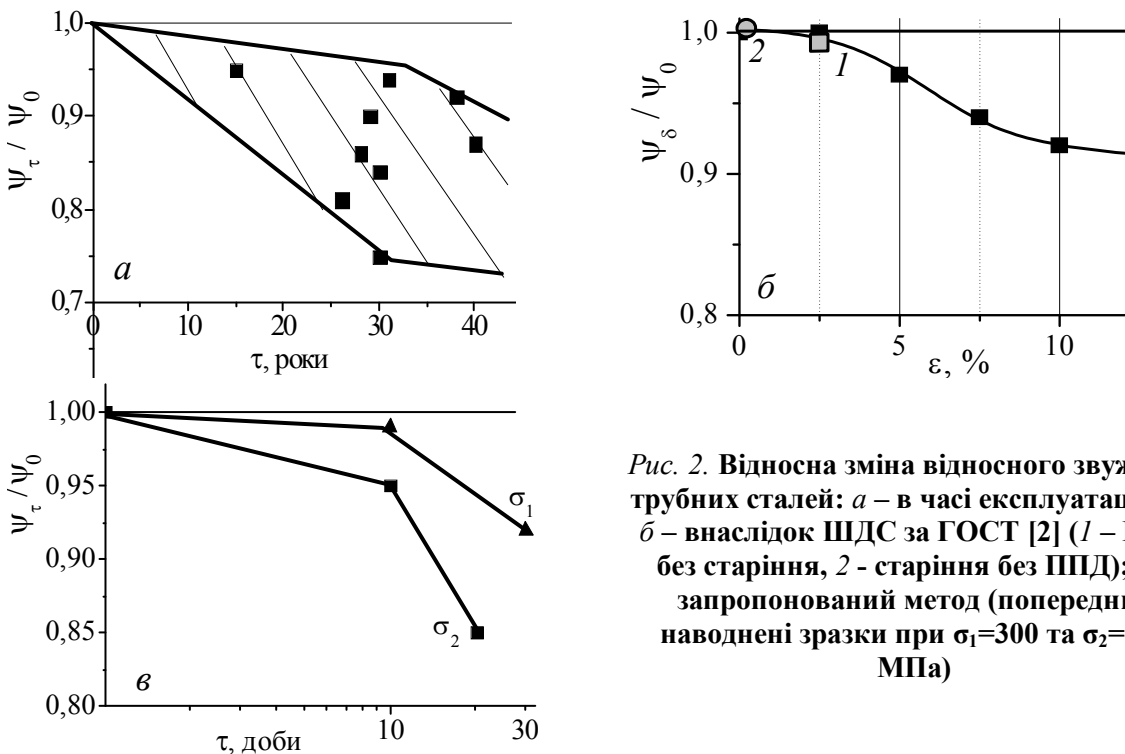


Рис. 2. Відносна зміна відносного звуження трубних сталей: а – в часі експлуатації [4]; б – внаслідок ШДС за ГОСТ [2] (1 – ППД без старіння, 2 – старіння без ППД); в – запропонований метод (попередньо наводнені зразки при $\sigma_1=300$ та $\sigma_2=400$ МПа)

Відносне видовження δ . Дещо іншу залежність зафіксовано для іншого показника пластичності – δ (рис. 3) Упродовж 20–25 років експлуатації сталей δ зменшується на третину (рис. 3а), а в багатьох літературних джерелах значення δ менші регламентованого в ГОСТ 52079-2003 значення 20%. Однак за подальшої експлуатації δ зростає і після 30–40 років може вже на 30% перевищувати початкові значення. ППД до 2,5% та штучне старіння знижують δ до 10%, а за сумісного впливу – до 25% (рис. 3б). Збільшення ППД спричиняє хоч і менше, та подальше зниження δ , а за ППД більше 7% воно опускається нижче гранично допустимого для трубних сталей рівня. Відносне видовження зразків після ПЕН-СН за витримки в пружній області навантаження впродовж 10 діб дещо падає, але після 30 діб зростає вище вихідного рівня (рис. 3в). Витримка за вищих напружень сильніше впливає на відносне видовження: після 20 діб δ знижується до 15% і не відмічено тенденції до його збільшення.

Відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$, регламентований ГОСТ для трубних сталей показник, упродовж експлуатації міняється неоднозначно. На противагу δ , відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ впродовж 20–25 років експлуатації сталей зростає, однак не досягає гранично допустимого рівня (рис. 4а). За подальшої експлуатації цей показник зменшується і може після 40 років досягати вихідного значення. ППД до 2,5% без старіння мало впливає на границю плинності сталі і, відповідно, на відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ (рис. 4б). Дещо сильніше впливає штучне старіння сталі на відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$. З огляду на індивідуальні впливи штучного старіння і ППД до 2,5% сталі можна говорити про адитивний характер їх сумісного впливу, однак він різко зростає за подальшого збільшення ε : вже при ППД 5% відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ перевищує гранично допустимий для трубних сталей рівень і при $\varepsilon = 7,5\%$ наближається до 1. ПЕН-СТ зразків за витримки у пружній області навантаження практично не впливає на границю міцності, водночас границя плинності і, відповідно, відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ після 30 діб зростає на 5-7% (рис. 4в). Витримка за напружень у пластичній області дещо збільшує границю міцності. Проте $\sigma_{0,2}$ зростає набагато сильніше і відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$, наближається до гранично допустимого для трубних сталей.

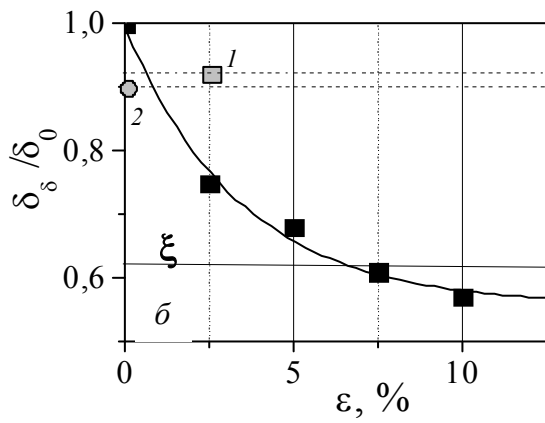
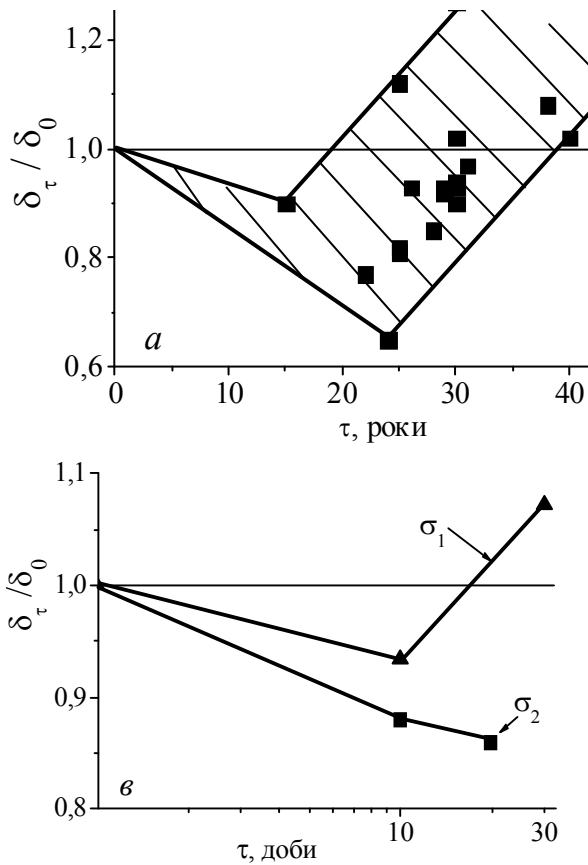


Рис. 3. Відносна зміна відносного видовження трубних сталей: а – в часі експлуатації [4], б – внаслідок ШДС за ГОСТ [2] (1 – ППД без старіння, 2 – старіння без ППД) в – запропонований метод (попередньо наводнені зразки при $\sigma_1=300$ та $\sigma_2=400$ МПа); ξ – гранично допустимий рівень

Опір крихкому руйнуванню. Окрихчення трубних сталей внаслідок їх тривалої експлуатації проявляється, у першу чергу, саме у зниженні їх характеристик опору крихкому руйнуванню – ударної в'язкості (рис. 5а). Впродовж перших 10 років експлуатації магістральних трубопроводів КСВ сталей зменшується на 10–30%, а після 30–40 років їх експлуатації може

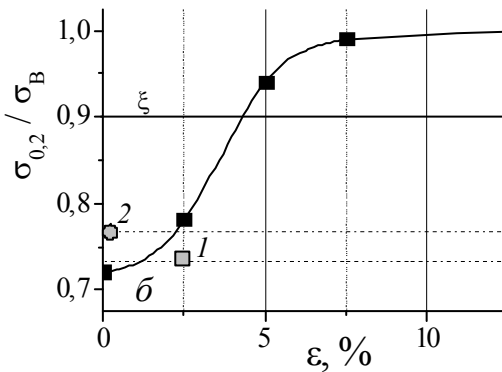
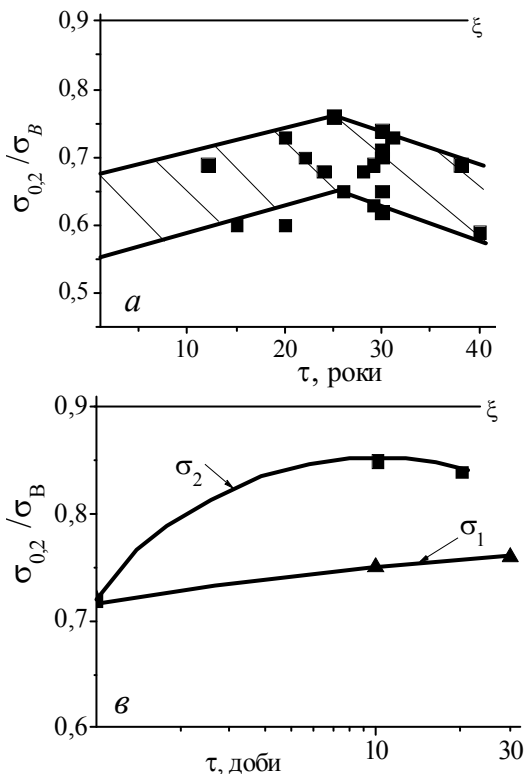


Рис.4. Зміна відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ трубних сталей: а – в часі експлуатації [4], б – внаслідок ШДС за ГОСТ [2] (1 – ППД без старіння, 2 – старіння без ППД) в – запропонований метод (попередньо наводнені зразки при $\sigma_1=300$ та $\sigma_2=400$ МПа); ξ – гранично допустимий рівень

впасти до рівня, втричі меншого від вихідного. Такого різкого падіння не зазнає жодний інший механічний параметр. Штучне старіння сталі без ППД і з ППД до 2,5% практично не впливає на її

ударну в'язкість (рис. 5б). За подальшого збільшення ППД сумісно із штучним старінням KCV знижується пропорційно величині попередньої деформації до $\varepsilon = 7,5\%$, за більших ППД спостерігається різкий її спад і знову слаба пропорційна залежність від ε . ПЕН-СТ зразків

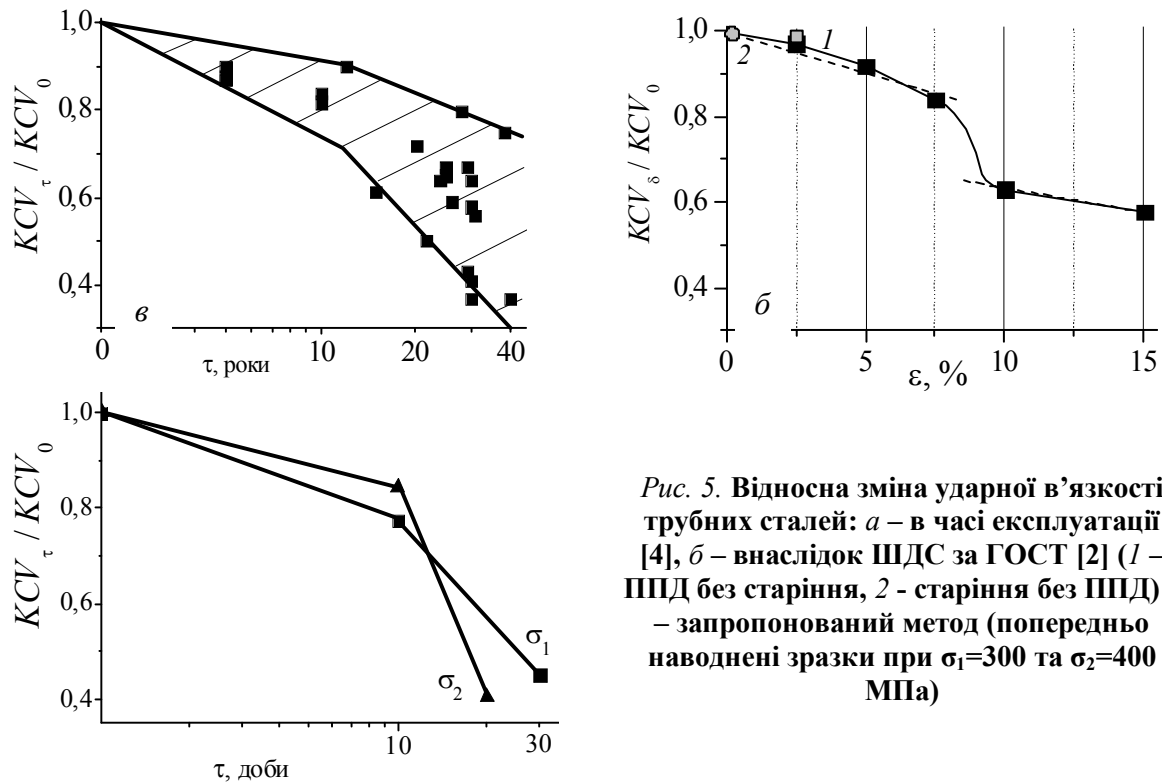


Рис. 5. Відносна зміна ударної в'язкості трубних сталей: а – в часі експлуатації [4], б – внаслідок ШДС за ГОСТ [2] (1 – ППД без старіння, 2 – старіння без ППД) в – запропонований метод (попередньо наводнені зразки при $\sigma_1=300$ та $\sigma_2=400$ МПа)

однозначно знижує характеристики опору сталі крихкому руйнуванню (рис. 5в). При цьому за витримки до 10 діб ефект зниження KCV не залежить від величини прикладеного навантаження. Лише за тривалішої витримки проявляється сильніший вплив навантаження у пластичній області.

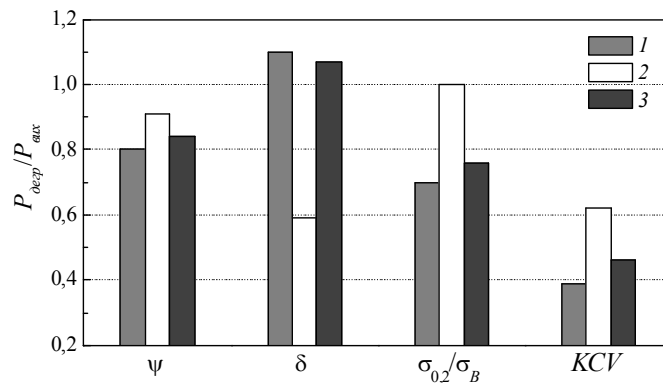


Рис. 6. Відносні зміни стандартних механічних характеристик трубних сталей, отримані: 1 – внаслідок експлуатації; 2 – моделюванням деградації за ГОСТ; 3 – запропонованим методом

Ці результати вказують на те, що запропонована методика реальноше відтворює сукупність всіх структурних процесів експлуатаційної деградації металу порівняно із ГОСТованою. Насамперед це пов'язано із специфічною дією впродовж тривалої витримки під статичним навантаженням абсорбованого металом водню, який, окрім інтенсифікації деформаційного старіння (першої фази експлуатаційної деградації – зменшення відносного звуження і видовження, ударної в'язкості і тріщиностійкості, збільшення відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$), ініціює також і розвиток розсіяної пошкодженості (другої фази експлуатаційної деградації – збільшення відносного видовження, зменшення відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ та подальшого зниження ударної в'язкості) [7].

Узагальнивши наведені результати, можна з упевненістю стверджувати, що запропонована нами методика моделювання експлуатаційної деградації краще відтворює зміни в металі, спричинені деградацією, порівняно із загальноприйнятою [2] (рис. 6), оскільки в ній враховано не

лише процеси деформаційного старіння, але і вплив агресивних середовищ, що за сумісної дії з робочими навантаженнями призводять до розвитку мікропошкодженості у сталях [7].

Вплив експлуатаційної деградації та ППД на електрохімічні властивості сталі. ППД сталі в діапазоні $\varepsilon = 2,5 \dots 15\%$ зменшує її поляризаційний опір R_p , що підтверджує відомий негативний вплив деформації та навантаження на корозійну тривкість сталей (рис. 7). Такий вплив обумовлений механічною активацією металу через зростання внутрішньої енергії його ґратки і накопичення дефектів, які полегшують роботу іонізації заліза. Останні слугують також центрами сорбції корозійно агресивних компонентів середовища, з ростом кількості яких корозія посилюється. Зафіксована раніше тенденція до зниження R_p в часі експлуатації сталі 17ГС подібна до впливу експлуатації на механічні властивості металу цих труб. Про перспективу використання фізико-хімічних характеристик взаємодії метал-середовище для оцінювання технічного стану металу магістральних трубопроводів свідчить яскраво виражена кореляція між відносними змінами, з одного боку, ударної в'язкості, і з іншого – поляризаційного опору (рис. 8).

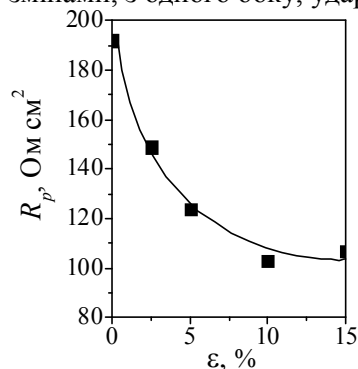


Рис. 7. Поляризаційний опір R_p пластично деформованої трубної сталі 17ГС

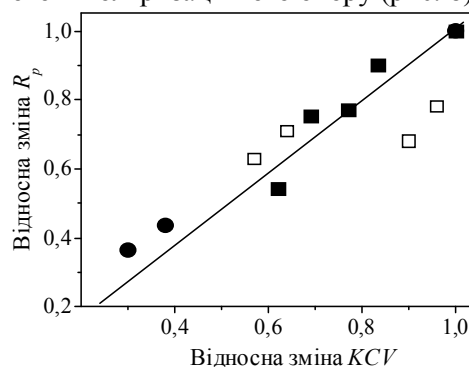


Рис. 8. Кореляційна залежність між відносними змінами механічної (КСІ) та електрохімічної (R_p) характеристик трубних сталей 17Г1С (□, ■) та Х52 (●): світлі символи – ППД; темні – експлуатована

Висновки. Основні механічні характеристики трубних сталей зазнають суттєвих змін у часі тривалої експлуатації. Погіршення стану металу спричинене сумісним впливом експлуатаційних навантажень та робочого середовища.

Запропонований метод моделювання експлуатаційної деградації трубних сталей, на відміну від регламентованого ГОСТ 7268-82, викликає подібні з впливом тривалої експлуатації закономірності зміни їх відносного видовження й звуження, та відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$. Він також спричиняє сумірне з результатами випроб експлуатованих сталей падіння ударної в'язкості.

Поляризаційний опір чутливий до деградації трубної сталі внаслідок її попереднього пластичного деформування, а також тривалої експлуатації, що вказує на можливість застосування неруйнівних методів контролю технічного стану магістральних трубопроводів на основі моніторингу цього показника.

1. *Иванцов О. М.* Надежность магистральных трубопроводов / О. М. Иванцов, В. И. Харитонов. – М., Недра. – 1978. – 166 с.
2. Сталь. Метод определения склонности к механическому старению по испытанию на ударный изгиб: ГОСТ 7268-82. – [Действующий от 1983-01-01]. – М.: Изд-во стандартов, 2002. – 4 с.
3. Экспериментальная оценка состояния металла длительно работающих нефтепроводов / С. Е. Семенов, А. А. Рыбаков, В. И. Кирьян и др. // Автомат. сварка. – 2001. – № 5. – С. 18–22.
4. *Крижанівський Є. І.* Корозійно-воднева деградація нафтових і газових трубопроводів та її запобігання: наук.-тех. пос. у 3-х т. / Є. І. Крижанівський, Г. М. Никифорчин; за ред. В. В. Панасюка. – Т.3: Деградація газопроводів та її запобігання. – Івано-Франківськ: вид-во Івано-Франків. нац. тех. ун-ту нафти і газу, 2012. – 433 с.
5. Трещиностойкость металла труб нефтепроводов / А. Г. Гумеров, К. М. Ямалеев, Г. В. Журавлев, Ф. И. Бадиков. – М.: ООО "Недра-Бизнесцентр", 2001. – 231 с.
6. In-service degradation of gas trunk pipeline X52 steel / G. Gabetta, H. M. Nykyforchyn, E. Lunarska et al. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2008. – №1. – С. 88–99.
7. *Nykyforchyn H.* Two stages in hydrogen assisted degradation of the properties of long-term service structural steels / H. Nykyforchyn, K.-J. Kurzydowski // Proc. 18th European Conference on Fracture, ECF-18: "Fracture of Materials and Structures from Micro and Macro Scale", Dresden, Germany, 2010. – Dresden: ESIS, DVM, 2010. – CD ROM. – Proceeding ID 4: A. 04. 3-5.

Стаття надійшла до редакції 13.05.2013.

УДК 620.178.162.42

В.А. Винар, М.Я. Головчук, Л.А. Арендар, Н.Б. Рацька, Х.Б. Василів
ТРИБОЛОГІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ ОКСИДОВАНОГО СПЛАВУ СИСТЕМИ Ti-Nb-Al
ЗА РІЗНИХ УМОВ НАВОДНЮВАННЯ

Досліджували вплив хіміко-термічної обробки оксидуванням на трибологічну поведінку сплаву системи Ti-Nb-Al за водневого впливу. Виявлено підвищену зносотривкість сплаву після оксидування за температури 500 °С, яка забезпечується формуванням складних оксидів у підповерхневому шарі і підвищенням мікротвердості на 22...23%.

В умовах тертя без мащення на повітрі коефіцієнт тертя оксидованого сплаву у 5 разів нижчий, ніж вихідного. При електролітичному наводнюванні спостерігається додаткове зміцнення поверхневих шарів розчиненим воднем, що покращує трибологічні властивості матеріалу.

При терті в атмосфері водню підвищена зносотривкість спостерігається лише на початковому етапі. За тривалих випроб тертям при пошкодженні твердого оксидного шару і проникненні водню вглиб сплаву спостерігається утворення тріщин і пониження зносотривкості.

Ключові слова: наводнювання, тертя, сплав системи Ti-Nb-Al, коефіцієнт тертя, мікротвердість, фрикційна поверхня, мікроструктура.

Рис. 9. Літ. 8.

В.А. Винар, М.Я. Головчук, Л.А. Арендар, Н.Б. Рацька, Х.Б. Василів
ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ОКСИДИРОВАННОГО СПЛАВА СИСТЕМЫ Ti-Nb-Al
ПРИ РАЗНЫХ УСЛОВИЯХ НАВОДОРОЖИВАНИЯ

Исследовали влияние химико-термической обработки оксидированием на трибологическое поведение сплава системы Ti-Nb-Al при воздействии водорода. Выявлено повышение износостойкости сплава после оксидирования при температуре 500 °С вследствие формирования сложных оксидов в подповерхностном слое и повышения микротвердости на 22 ... 23%.

В условиях трения без смазки на воздухе коэффициент трения оксидированного сплава в 5 раз ниже, чем исходного. При электролитическом наводороживании наблюдается дополнительное укрепление поверхностных слоев растворенным водородом, что улучшает трибологические свойства материала.

При трении в атмосфере водорода повышенная износостойкость наблюдается только на начальном этапе. При длительных испытаниях трением после повреждения твердого оксидного слоя и проникновения водорода вглубь сплава наблюдается образование трещин и понижение износостойкости.

Ключевые слова: наводороживание, трение, сплав системы Ti-Nb-Al, коэффициент трения, микротвердость, фрикционная поверхность, микроструктура.

V. Vynar, M. Golovchuk, L. Arendar, N. Ratska, Ch. Vasylyiv
TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF OXIDIZED ALLOY Ti-Nb-Al SYSTEM
UNDER DIFFERENT HYDROGENATION CONDITIONS

The effects of chemical and thermal oxidation treatment on tribological behavior of the alloy Ti-Nb-Al affected by hydrogen has been investigated. The increase of the wear resistance of the alloy after oxidation at 500 °C due to the formation of complex oxides in the subsurface and micro-hardness increase by 22 ... 23% has been found.

In condition of friction without lubrication in air friction oxidized alloy is 5 times lower than the original. After electrolytic hydrogenation additional strengthening of surface layers of dissolved hydrogen has been observed, which improves the tribological properties of the material.

High wear resistance occurs only at the initial stage of the friction in the atmosphere of hydrogen. At long time cracking and wear reduction is observed as result of damage of solid oxide layer and hydrogen penetration into the material.

Keywords: hydrogenation, friction alloy system Ti-Nb-Al, coefficient of friction, microhardness, frictional surface microstructure.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Сплави системи Ti-Nb-Al перспективні для енергетики, авіа-, ракетобудування завдяки жаротривкості, жароміцності, високій корозійній стійкості та ряду інших унікальних властивостей.

Для покращення фізико-хімічних і механічних властивостей деталей із тугоплавких сплавів та підвищення їх роботоздатності застосовують спеціальні покриття різного роду. Зокрема, за допомогою хіміко-термічної обробки киснем можна досягнути значного підвищення жаростійкості, поверхневої міцності, зносотривкості матеріалу [1-7]. Оксидні фази, присутні у сплавах, можуть відігравати роль бар'єрних шарів, які перешкоджають дифузії елементів вглиб металу та нівелюють їх імовірний негативний вплив. Тому у результаті оксидування виробів із сплавів на основі Ti-Nb-Al слід очікувати покращення їх експлуатаційних властивостей за водневого впливу.

Оскільки сплави на основі ніобію використовують в енергетичній промисловості для виготовлення вузлів, що працюють в умовах агресивного водневого впливу, то дослідження трибологічних властивостей оксидованого сплаву системи Nb-Ti-Al за дії водню є важливим

© В.А. Винар, М.Я. Головчук, Л.А. Арендар, Н.Б. Рацька, Х.Б. Василів

напрямком досліджень [3,5,7,8]. Вплив водневого чинника на трибологічну поведінку матеріалів створюють або попереднього електролітичного наводнюючи їх, або вміщуючи вузол тертя у камеру з воднем.

Мета роботи – дослідити трибологічну поведінку окисованого титан-ніобієвого сплаву ВН-10 за різних умов водневого впливу.

Методика експериментальних досліджень. Досліджували сплав системи Nb–Ti ВН-10 (40...45 мас.% Ti; 6,7...7,3 мас.% Al; 3,5...4,4 мас.% V; 1,8 мас.% Zr; 0,13 мас.% O; 0,0018...0,24 мас.% C; решта Nb). Хіміко-термічну обробку окисиданням виконували у печі типу СНОЛ 1.6.2, 5.1/9-ІЗ за температури 373...1373 К упродовж 1 год на повітрі. Мікроструктуру сплаву вивчали на оптичному мікроскопі "Neophot-2", скануючому електронному мікроскопі EVO 40XVP з системою мікрорентгеноспектрального аналізу на енергодисперсійному рентгенівському спектрометрі INCA ENERGY 350. ДюрOMETричні вимірювання виконували за допомогою мікротвердоміра ПМТ-3.

Випробовували тертям за умов реверсивного руху для схеми тертя «кулька-площина». Навантаження 2 Н, швидкість ковзання індентора 1,6 мм/с, тривалість випробувань 2000 с. Контртіло – кулька з Al_2O_3 діаметром 8 мм. Вплив водневого чинника на трибологічну поведінку матеріалу досліджували на повітрі, попередньо наводнюючи його електролітичним способом, а також в атмосфері водню за тиску 0,1 МПа. Електролітичне наводнювання реалізували шляхом катодної поляризації в 1N розчині H_2SO_4 з 10 мг/л триоксиду миш'яку для інгібування рекомбінації водню на поверхні. Тривалість поляризації 1 год, густина струму 1,0 ... 5,0 А/дм².

Результати експериментальних досліджень та їх обговорення.

Досліджували вплив поверхневого зміцнення сплаву ВН-10 окисиданням на його зносотривкість за водневого впливу.

Попередньо аналізували вплив температури окисидання на трибологічну поведінку досліджуваного сплаву на повітрі. Для цього визначали кінетику зміни коефіцієнта тертя та ширину доріжок зношування. У сплаву, окисиданого за температури 300°C коефіцієнт тертя практично рівний 1, що свідчить про адгезійну взаємодію поверхонь, характерну для вихідного матеріалу. Кращі показники отримано після окисидання за температури 400°C – коефіцієнт тертя не перевищує 0,5 (рис. 1). Найнижчі коефіцієнти тертя зафіксовано після термообробки за температури 500 і 700°C.

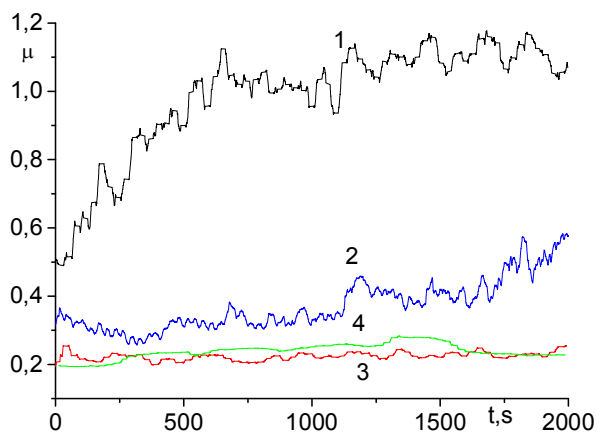


Рис. 1. Вплив температури окисидання на кінетику зміни коефіцієнта тертя сплаву ВН-10: 1 – 300°C; 2 – 400°C; 3 – 500°C; 4 – 700°C

Мікроструктура поверхні тертя окисиданого за 300°C сплаву свідчить про захоплення поверхонь, містить велику кількість продуктів зношування (рис.2,а). Поверхні зони тертя окисиданих за 500°C і 700°C сплавів гладкі, практично без продуктів зношування (рис.2,б). Відповідно змінюється ширина доріжок тертя: після термообробки за температури 300°C вона рівна 991,19 мкм, за 500°C – 269,06 мкм, а за 700°C – 312,97 мкм.

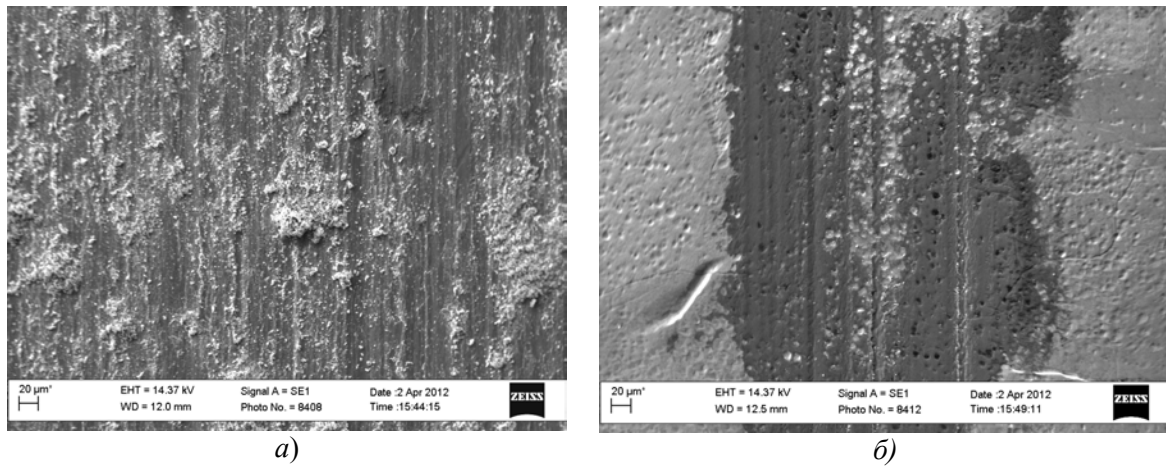
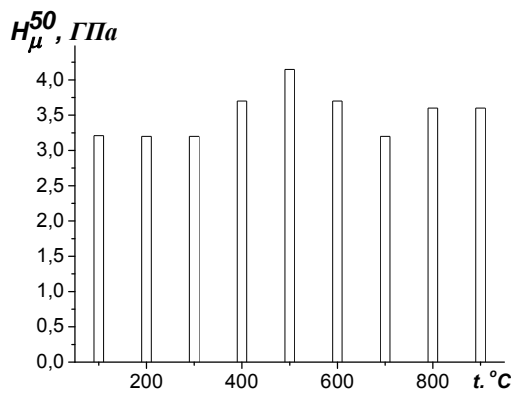
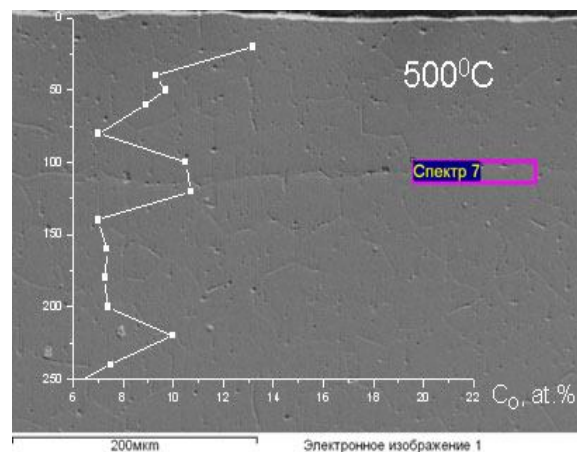


Рис. 2. Мікроструктура поверхні тертя сплаву окисованого за 300°C (а) і за 700°C (б)

Підвищена зносостійкість сплаву після хіміко-термічної обробки за температури 500°C забезпечується формуванням складних оксидів ($Ti_{0,4}Al_{0,3}Nb_{0,3}O_2$, $TiNb_2O_7$) у підповерхневому шарі [4] і корелює з мікротвердістю поверхні, яка на 10-20 % вища, ніж після окисування за інших режимів (рис.3,а). Концентрація кисню у зміцненому шарі досягає 14 ат. % (рис.3,б). Підвищений вміст кисню на границі дифузійної зони може свідчити про зустрічні потоки дифузії кисню при хіміко-термічній обробці: з повітря – вглиб металу і розчиненого в матриці – до поверхні.



а)



б)

Рис. 3. а) поверхнева мікротвердість поверхні сплаву ВН-10, окисованого за різних температур; б) мікроструктура та розподіл концентрації кисню по глибині окисованого за 500°C сплаву

Сплав, окисований за температури 500°C, що забезпечує найвищу мікротвердість та зносотривкість, наводнювали електролітично впродовж 1 год за густини струму 1,2 і 5 А/дм².

Встановлено, що після наводнювання за густини струму 1 і 2 А/дм² мікротвердість сплаву підвищується відповідно на 20 і 10 %. Зі зростанням густини струму до 5 А/дм² вона знижується до 0,9 від вихідної. У неокисованого сплаву після наводнювання мікротвердість підвищується в 1,2...1,3 рази (рис. 4).

Збільшення мікротвердості при наводнюванні може бути пов'язано з розчиненням водню в кристалічній ґратці, оскільки гідридних фаз за даних умов наводнювання не виявлено. Імовірна причина зниження мікротвердості зі збільшенням густини струму наводнювання – відновлення іонізованим воднем вищих оксидів у поверхневих шарах сплаву до нижчих.

Поверхнєве зміцнення матеріалу проявляється у його трибологічній поведінці. Так, при терті неокисованого сплаву як у вихідному стані, так і після наводнювання значення коефіцієнта тертя досягають 0,8...1,0, а мікроструктура поверхні свідчить про адгезійний характер зношування [7].

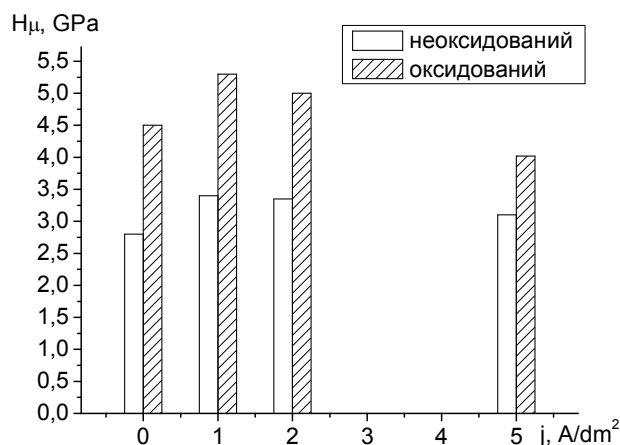


Рис. 4. Вплив густини струму наводнювання на мікротвердість сплаву ВН-10 у вихідному стані та після оксидування

Після хіміко-термічної обробки сплаву оксидуванням його зносотривкість підвищується. Коефіцієнти тертя як ненаводненого, так і наводненого металу стабільні впродовж всього часу випроб і не перевищують 0,2 (рис. 5), ширина доріжки тертя зменшується у 2...3 рази порівняно з вихідним станом. Мікроструктура поверхні тертя наводненого оксидованого сплаву гладка, з локальними ділянками дрібнодисперсних продуктів зношування (рис. 6). Збільшення густини струму електролітичного наводнювання сплаву до 5 А/дм² практично не впливає на характер зміни коефіцієнтів тертя як у вихідному стані так і після оксидування.

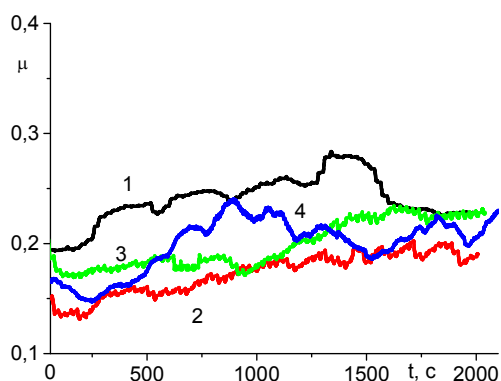


Рис. 5. Вплив густини струму наводнювання на коефіцієнти тертя оксидованого сплаву ВН-10: 1 – вихідний стан; 2 – 1А/дм²; 3 – 2 А/дм²; 4 – 5 А/дм²

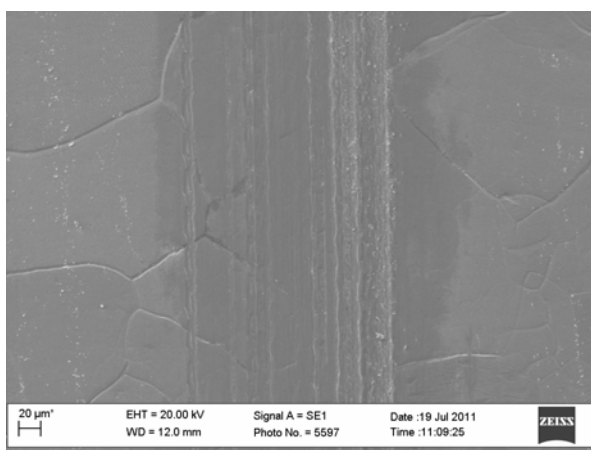


Рис. 6. Типова мікроструктура поверхні тертя оксидованого сплаву ВН-10 після наводнювання

Для порівняння параметри зношування сплаву ВН-10 у вихідному стані та після хіміко-термічної обробки оксидуванням досліджували в атмосфері водню (тиск 0,1 МПа) за такого ж навантаження і швидкості переміщення.

Встановлено, що під час тертя у водні неоксидованого сплаву значення коефіцієнта тертя трибопарі коливаються в околі 1,0. Поверхня тертя свідчить про схоплювання поверхонь (рис.7). Ширина доріжки після 2000 с тертя досягає 480 мкм.

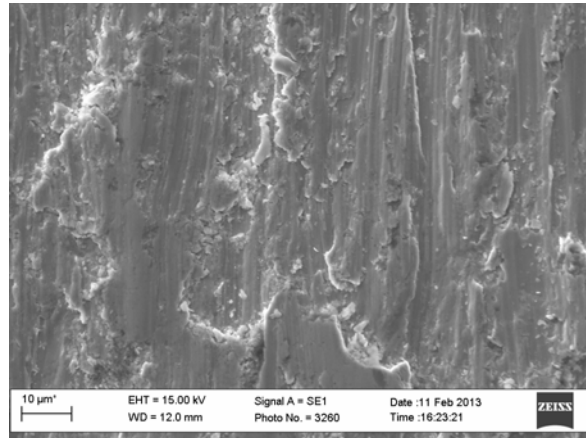


Рис. 7. Мікроструктура поверхні тертя сплаву ВН-10 після тертя в атмосфері водню

При терті зміцненого шару в оксидованого сплаву значення коефіцієнта тертя коливаються в межах до 0,2...0,3 (рис.8). Поверхня тертя гладка, не містить продуктів зношування (рис. 9, а).

За більш тривалих випроб тертям після стирання зміцненого шару, товщина якого становить 100 мкм, середнє значення коефіцієнта тертя зростає до 0,6...0,7 (рис.8). На поверхні тертя спостерігаються численні тріщини та продукти зношування, у складі яких міститься до 70 ат. % кисню (рис.9,б).

Імовірно, при пошкодженні твердого поверхневого оксидного шару і утворенні ювенільної активованої поверхні створюються умови для проникнення водню вглиб сплаву. При цьому можуть утворюватися гідридні фази титану і ніобію, що призводить до зміни параметрів ґратки, виникнення внутрішніх напружень, які при накладанні зовнішнього знакозмінного навантаження при терті ініціюють тріщиноутворення. Крім того, тверді продукти зношування, які утворюються при руйнуванні оксидованого шару, відіграють роль абразиву при терті, що призводить до пониження зносотривкості.

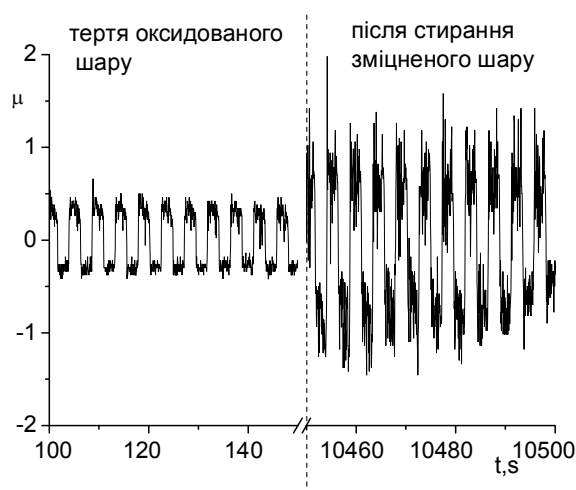


Рис. 8. Осциляції коефіцієнта тертя оксидованого сплаву ВН-10 на початковому етапі і після стирання зміцненого шару

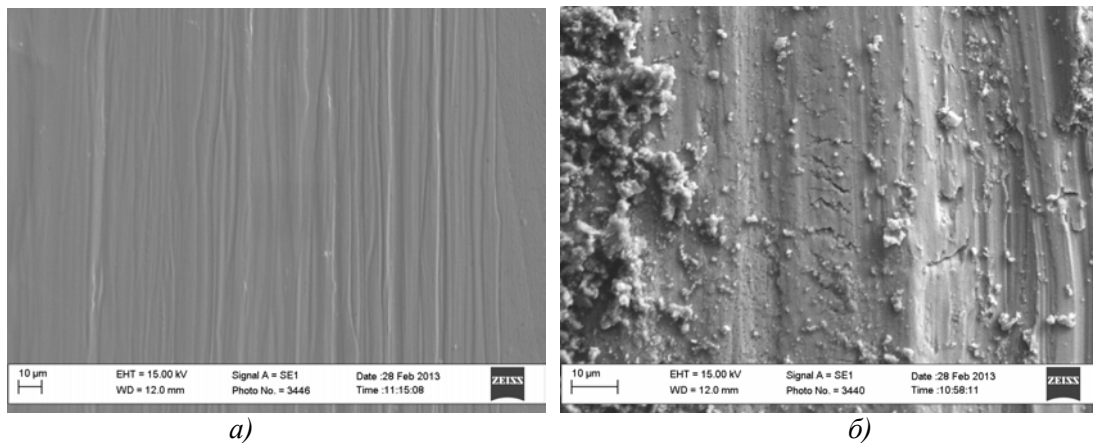


Рис. 9. Поверхня тертя в атмосфері водню окисдованого сплаву ВН-10 (а) і після зношування зміцненого шару (б)

Висновок. Виявлено підвищення зносотривкості сплаву ВН-10 після хіміко-термічної обробки окисдуванням за температури 500°C, яка забезпечується формуванням складних оксидів у підповерхневому шарі і корелює з мікротвердістю поверхні, яка зростає на 22...23%.

В умовах тертя без мащення на повітрі коефіцієнт тертя окисдованого сплаву у 5 разів нижчий, ніж вихідного. При електролітичному наводнюванні спостерігається додаткове зміцнення поверхневих шарів розчиненим воднем, що покращує трибологічні властивості сплаву.

При терті в атмосфері водню підвищена зносотривкість спостерігається лише на початковому етапі. За тривалих випроб тертям при пошкодженні твердого оксидного шару і проникненні водню вглиб сплаву спостерігається утворення тріщин і пониження зносотривкості.

1. *Войтович Р.Ф., Головка Э.И.* Высокотемпературное окисление металлов и сплавов. Справочник – Киев: Наук. думка, 1984. – 255 с.
2. *Самсонов Г.В., Борисова А.Л., Жидкова Т.Г. и др.* // Физико-химические свойства оксидов/ Справочник.- М.: Металлургия, 1978. – 472 с.
3. *Троицкий Б.С.* Влияние легирования на жаростойкость сплавов системы Nb-Ti-Al / Троицкий Б.С., Захарова А.М., Карсанов Г.В., Вергасова Л.Л., Власов П.Н. // Физико-химическая механика материалов. – 1981. – №6. – С. 71-74.
4. *Широков В.В.* Закономірності окисдування ніобію з підвищеним вмістом титану/ Широков В.В., Рацька Н.Б. // Фіз. хім. механіка матеріалів. – №4. – 2008. – С.102-108.
5. *Лютій Є.М.* Механізм і закономірності окислення системи Nb-Ti та Nb-Ti-Si / Лютій Є.М., Єлісеєва О.І., Степанишин В.І. і ін. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 1995. – №1. – С.107-115.
6. *Широков В.В.* Вплив домішок титану на структуру та фізико-механічні властивості ніобію. / В.В. Широков, Н.Б. Рацька // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2007, №2. – С. 65-70.
7. *Рацька Н.Б.* Підвищення зносотривкості ніобій-титанового сплаву окисдуванням /Рацька Н.Б., Василів Х.Б., Винар В.А.// Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2012 – №4. – С. 117-121
8. *Murakami T.* Friction and wear properties of zirconium and niobium in a hydrogen environment/ Murakami T., Mano H., Kaneda K., Nata M., Sasaki S., Sugimura J.//Wear. – 268. – 2010. – P. 721-729.

Стаття надійшла до редакції 13.05.2013.

УДК 621.717.112.6

Н.С. Григор'єва
МОДУЛЬНІ АВТОМАТИЗОВАНІ ГНУЧКІ СИСТЕМИ СКЛАДАННЯ ВИРОБІВ

Присвячена науковим дослідженням нового напрямку в технології машинобудування - модульного автоматизованого гнучкого складального виробництва, підвищення його ефективності шляхом розробки ітераційно-рекурентних методів проектування модульної складальної технології. Розроблені типові структури модульних складальних систем,

Ключові слова: модуль, складання, структура, система.

Форм. 1. Рис. 3. Літ. 3.

Н.С. Григорьева
МОДУЛЬНЫЕ АВТОМАТИЗИРОВАННЫЕ ГИБКИЕ СИСТЕМЫ СБОРКИ ИЗДЕЛИЙ

Посвящена научным исследованиям нового направления модульного автоматизированного гибкого сборочного производства при повышении эффективности путем разработки итерационно-рекуррентных методов проектирования модульной сборочной технологии. Разработаны структуры гибких модульных сборочных систем,

Ключевые слова: модуль, сборка, структура, система.

N. Grigorieva
MODULAR FLEXIBLE AUTOMATED ASSEMBLY SYSTEM OF PRODUCTS

The dissertation dedicate with the development of scientific foundations for automatically modular technologies of the flexible assembling production. Developed are also typical structures of the module systems,

Keywords: module, block, assembly, the structure of the system.

Постановка проблеми. Сучасному складальному виробництву по всім показникам найбільш відповідають модульні автоматизовані гнучкі складальні системи, які вважаються реальним напрямком переходу до загального автоматизованого виробництва майбутнього *CIM*. Значним гальмом в їх розвитку та впровадженні у виробництво вважається значна номенклатура виробів. До того часу поки вироби не стануть уніфікованими і конструкційно-модульними, орієнтованими саме на модульне автоматизоване гнучке складання, не появиться добре відпрацьоване надійне технологічне переналагоджуване обладнання та оснащення, очікувати перших позитивних результатів виробничого впровадження модульних складальних систем не приходиться [1].

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Вперше концепція гнучких технологічних складальних систем була представлена в 1983 р. на конгресі в *Ганновері* та IV міжнародній конференції в *Токіо*, а її передумовами були вимоги ринку, господарча політика, правові норми і інше. Технологічними проблемами гнучких технологічних систем є номенклатура виробів, що складатимуться на переналагоджуваному обладнанні, використовувані структури систем, їх якість та ефективність. Тут рішення лежать на компромісі гнучкості та продуктивності. Недостатньо опрацьовані проблеми структуризації як різнотипних деталей, так і модульних складальних процесів. Надзвичайно мало інформації стосовно проектування модульних складальних систем, яке часто виконується інтуїтивним шляхом і не є оптимальним.

Невирішеними раніше частинами загальної проблеми можна вважати питання структур модульного складання виробів, *підвищення їх ефективності шляхом розробки ітераційно-рекурент-них методів проектування модульної складальної технології.*

Метою дослідження є підвищення ефективності складального виробництва при використанні модульного складання виробів, розробленого на базі його науково-технологічних основ шляхом розробки оптимальних типових структур систем.

Основні результати дослідження. Наукова новизна одержаних результатів полягає в тому, що в роботі вперше реалізовано новий напрямок в технології машинобудування – модульного складання виробів на основі модульних процесів складання та модульного технологічного обладнання з оснащенням, що формуються з взаємозв'язаних технологічних і конструкційних модулів. Одержані нові наукові результати, для цього вперше:

- на підставі виявлених закономірностей, діючих функціональних зв'язків, встановлено зміст і структури типових систем і підсистем модульного складання виробів, що обумовлюються функціональними особливостями процесу та стану складаних деталей, з'єднань, виробів і описуються графом і матрицями

– розроблено технологію управління модульного складання виробів, сутність якої зводиться до певних операцій та процедур над керованими об'єктами і представляється у вигляді інформаційної та організаційної взаємодії трьох головних процесів: інформаційного, логічно-розумового та організаційного, котрі здійснюються на окремих модулях, що описується графами і матрицями.

В загальному випадку під модульною гнучкою автоматизованою складальною системою розуміється сукупність взаємопов'язаних елементів частин або модулів, що творять єдине ціле, котрі діють певним порядком для здійснення автоматизованого складання різновидів виробів. Між частинами системи встановлюються певні зв'язки зі своїми властивостями, що є проявом її цілісності. Крім принципу цілісності при структуризації повинні застосовуватися і принципи кібернетики: необхідного різноманіття емерджентності, зовнішнього доповнення, зворотного зв'язку та вибору рішень. За першим принципом найбільш ефективною вважається гнучка система, в якій число різноманітних елементів, модулів і їх станів обмежено як по максимуму, так і по мінімуму. Другий принцип обмежує розміри модульної системи та різницю в розмірах між частиною та цілим для зменшення ймовірності різниці властивостей цілого від властивостей частин. Наступний принцип зворотного зв'язку без наявності взаємозв'язку між окремими частинами немає підстави для ефективного управління в модульній системі. В складальній модульній системі повинна забезпечуватись технологічна замкнутість. І, на кінець, останній принцип передбачує альтернативний вибір рішення, як мінімум з трьох варіантів. Всі ці принципи творять замкнутий контур, який забезпечує найбільшу ефективність функціонування модульної складальної системи.

Висока якість модульного складання повинна досягатися за рахунок нового підходу в його формуванні, а саме, прямих і зворотних зв'язків в ланцюжку: конструкція → технологія → експлуатація з використанням на початку віртуального аналізу та синтезу отримуваних результатів. Поставлена мета може бути досягнута через конкурентоспроможність можливих елементів складальної системи, вибору раціональних, їх детальне доопрацювання та наступна уніфікація з постановкою на їх серійний випуск. Повинен бути зведеним до мінімуму негативний вплив переналадження підсистем на всі показники якості складаних різновидів виробів. На перше місце висуваються межі переналадження, котрі повинні бути оптимальними, техніко-економічно обґрунтованими і залежними від об'єктів модульного складання та технологічних можливостей переналаджуваного обладнання та оснащення.

Застосування модульного принципу в гнучкому автоматизованому складанні забезпечує вирішення цілої низки проблем, яке раніше досягалось обхідними шляхами [2, 3]. Складані вироби, технологія їх модульного складання, переналаджуване обладнання та оснащення, управління однозначно мають складатися з окремих конструкційних і технологічних взаємозамінних модулів, тобто об'єкти складального виробництва заміщуються множиною модулів. А це вже суттєво новий і не розроблений підхід при складанні, що вимагає сучасних методів такого заміщення, побудови модулів, їх уніфікації та оцінки техніко-економічної ефективності на основі не випадкового інтуїтивного підходу, а системного. При цьому треба буде переосмислити і використати досвід застосування модульного принципу при механічній обробці деталей. Від застосування цього принципу в модульних складальних системах можна очікувати значно кращих результатів, які є кращими, ніж при використанні інших відомих підходів.

Системний підхід до проектування таких систем на відміну від традиційного полягає на ітераційно-рекурентному шляху розвитку, котрий передбачає як загальносистемні дослідження та розробки, так і дослідження окремих елементів, які коректуються з метою оптимізації опрацювань в цілому. Інтеграція матеріальних, енергетичних, теплових, організаційних та інформаційних потоків в модульних складальних системах має на меті подальше підвищення їх ефективності. Системний підхід дозволяє провести аналіз повної структури системи, а її формалізований опис забезпечує застосування сучасних інформаційних технологій для комплексних конструкційно-технологічних рішень. Оптимізація таких потоків збільшує продуктивність модульного складання та значно скорочує всі види витрат, тобто зменшує технологічну собівартість виробу [3]. По своїй суті модульне автоматизоване складання базується на „безлюдному” чи „малолюдному” режимі, оскільки більшість функцій виконується автоматично, але при цьому питання ускладнюється так званою «супроводжуючою» командою наладчиків, ремонтників, експлуатаційників, тощо, яка є досить значною.

Структура модульних гнучких складальних систем розробляється з використанням системного підходу, принципу комплексності, яким передують загальносистемні дослідження та розробки в тому числі і на рівні елементарних складальних гнучких технологій, а також

системного моделювання. Встановлення раціональної структури модульних гнучких складальних систем вважається одним з найскладніших завдань [1, 2]. Узasadнюється це тим, що для встановлення такої структури доводиться попередньо розраховувати й аналізувати цілі множини технічних і економічних показників, ряд з яких є похідними і появляються тільки в процесі розрахунків. Головним при цьому є забезпечення високої якості складаних різновидів виробів, стабільності та надійності модульної системи при мінімальних витратах і високій продуктивності.

Типова структура модульної складальної системи, побудована на підставі теорії структур, наведена на рис. 1., яка складається з ряду складальних підсистем, котрі замикають цикл функцій модульного складання виробів. Початком системи є підсистема входного контролю різнотипних деталей, що поступають на автоматизоване складання. Наступною є підсистема визначення займаного положення деталей (загальний випадок). Якщо на модульне автоматизоване складання подаються орієнтовані деталі в заданому положенні, то така підсистема також стає непотрібною. Це ж відноситься і до наступної підсистеми автоматичного просторового

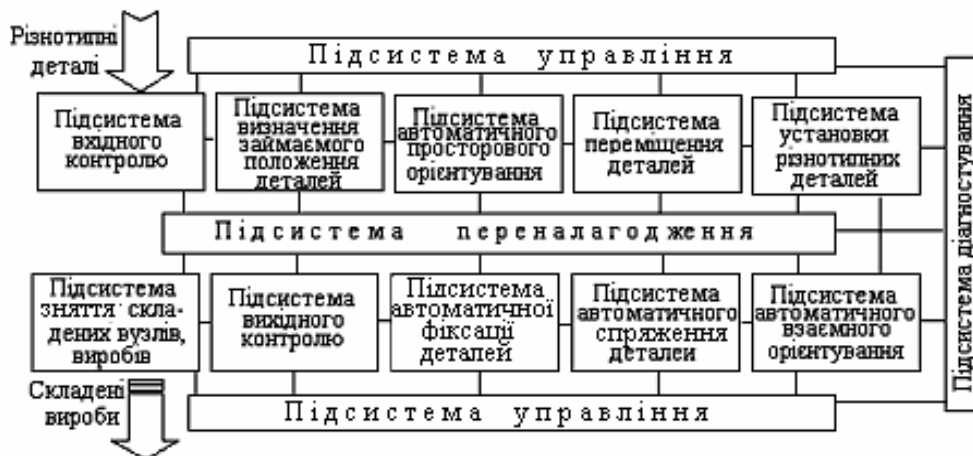


Рис. 1. Узагальнена типова схема структури модульної гнучкої системи на рівні підсистем [авторська розробка]

орієнтування деталей. В підсистемі переміщення зорієнтованих різнотипних деталей на робочі позиції наступна підсистема здійснює їх автоматичну установку. Підсистема автоматичного взаємного гнучкого орієнтування забезпечує потрібне просторове положення складаних різнотипних деталей для їх модульного складання, а підсистеми автоматичного спраження та закріплення – модульне складання з'єднань. Підсистема вихідного контролю перевіряє якість складання, після чого зняття складаних вузлів або виробів здійснюється підсистемою їх вивантаження. Ця ж підсистема усуває і браковані деталі. В модульній складальній системі задіяна підсистема діагностування функціонування вказаних підсистем. Кожна з підсистем споряджена відповідними датчиками і зворотнім зв'язком.

Всі підсистеми управляються єдиною підсистемою управління адаптивного чи інтелектуального плану, що має можливість пристосування до змін умов модульного складання та управління такими змінами. Гнучкість системи автоматизованого модульного складання забезпечується підсистемою переналагодження, котра може бути виконана як централізованою, так і розміщеною в кожній гнучкій підсистемі в вигляді окремих модулів. Перший випадок є характерним при універсалізації підсистем, коли їм для переналагодження необхідні відповідні команди при постійному використанні елементів контакту зі складаними деталями. Тоді така підсистема може бути частиною підсистеми управління цілою модульною гнучкою складальною системою. Другий випадок притаманний при необхідності регулювання чи заміни елементів контакту зі складаними деталями, такими як точки базування, схоплювання, прикладення сили, тощо. Тобто цей випадок є більш загальним.

На рис. 2. наведена типова структура модульної гнучкої автоматизованої складальної системи при подачі складаних деталей в орієнтованому положенні. Як видно, така система є простішою, а значить більш надійною та ефективною, ніж наведена вище, коли складані деталі попадають неорієнтованими. Тому навіть можна відмітити доцільність попереднього орієнтування складаних деталей поза системою і подачу їх в орієнтованому положенні, наприклад, на палетах [3].

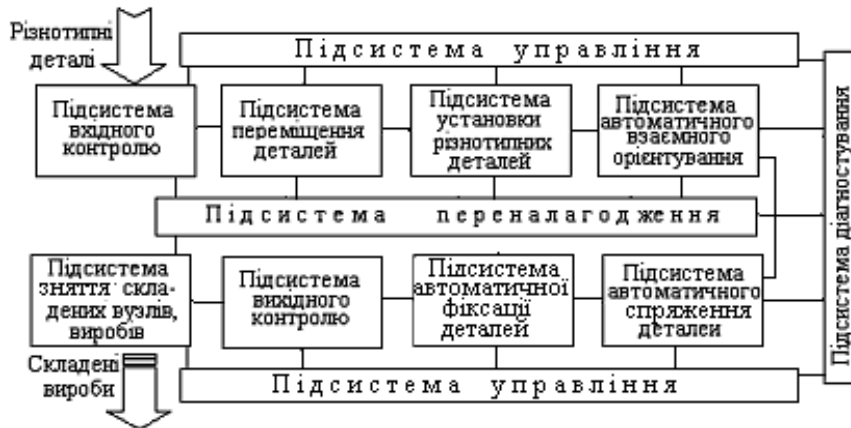


Рис. 2. Узагальнена типова схема структури модульної гнучкої системи при подачі деталей в орієнтованому положенні [авторська розробка]

Кожна з вказаних підсистем з метою спрощення системи модульного складання може бути поєднаною з іншими, утворюючи комплексні підсистеми. Єдиною вимогою такого об'єднання є те, що комплексна підсистема має бути простішою, а значить і надійнішою, ніж об'єднані. Так, визначення займаного положення та автоматичного просторового орієнтування різнотипних деталей може виконуватися під час їх переміщення на позицію автоматизованого складання, тобто може бути створена комплексна підсистема, в котрій виконуються вказані функції. Подібно твориться комплексна підсистема автоматизованого взаємного гнучкого орієнтування та складання різнотипних деталей. Підсистема діагностування порівняно просто об'єднується з підсистемою управління, а підсистеми вхідного та вихідного контролю в одну підсистему контролю. Типова структура модульної гнучкої складальної системи з комплексними підсистемами наведена на рис. 3.

Усі вказані підсистеми складаються з автономних модулів зі своїми типорозмірними рядами. Такий підхід дозволяє порівняно просто на базі типової структури модульного складання одержувати найбільш ефективні структури для конкретних ситуацій. При такому підході система має широкі технологічні можливості, що дозволяють на робочій позиції концентрувати різні

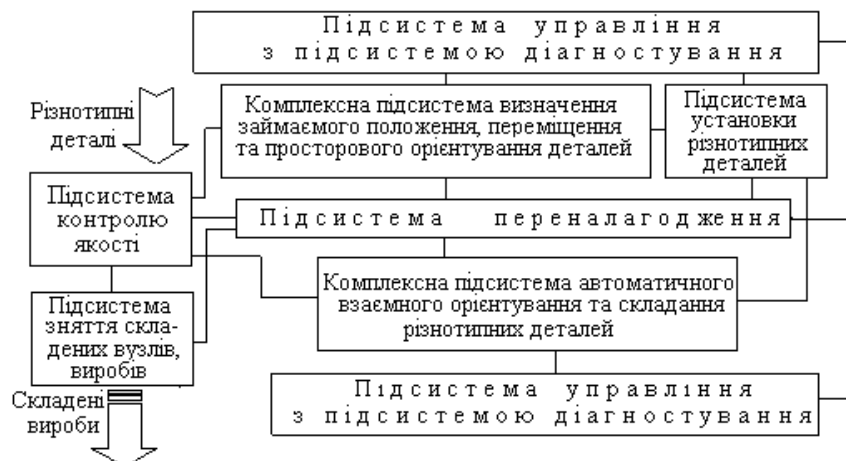


Рис. 3. Узагальнена типова схема структури модульної гнучкої системи з об'єднаними комплексними підсистемами

функції модульного складання. Ці технологічні можливості розширюються як за рахунок застосування палет, роботів, тощо, так і одночасного використання різновидів складального та комбінованого інструменту.

Взаємозв'язки в технологічних системах відносяться до найважливіших наукових інструментів, за допомогою яких забезпечується глибоке пізнання суті процесів, що відбуваються

[2], в тому числі і модульного складання. З метою забезпечення високих технічних показників модульного складання виявлені та проаналізовані всі види взаємозв'язків, що виникають в просторі та часі, котрі в кінцевому рахунку визначають стабільність гнучких технологічних процесів складання та якість складаних виробів. Такі зв'язки мають важливу конструктивну роль як в початковому розчленуванні процесу модульного складання, так і при відтворенні його в цілісній теоретичній моделі. При такому аналізі також застосовується системний підхід.

При модульному складанні деталей стосуються відомі правила перетворення структурних схем [1, 2], що дозволяють значне їх спрощення за рахунок віддалення від реальної схеми, її абстрагування та наступному синтезі. При модульному складанні найчастіше може використовуватися послідовне з'єднання елементів (послідовно з'єднанні елементи з передатними функціями можуть бути замінені одним елементом з результативною функцією), паралельне з'єднання (це ж саме, але з результативною паралельною передатною функцією), зустрічно-паралельне з'єднання (при наявності зворотних зв'язків). При послідовному з'єднанні передатна функція представляється добутком складових функцій з'єднуваних елементів, паралельному – сумою, змішаному – добутком і сумою за схемами з'єднання. За цими правилами можна трансформувати будь-яку схему в бажаному напрямку. Прикладами такої трансформації є суміщення підсистем модульного гнучкого складання. Може бути використане також перенесення порівняльного блоку за напрямком або проти ходу сигналу, при цьому змінюється вираз передатної функції.

Системи модульного складання виробів, що враховують функціональні зв'язки, можуть бути представлені комплексними орієнтованими кінцевими графами, які композиційно складаються з більш простих, що відповідатимуть виділеним підсистемам і описані матрицею суміжності [1]

$$M_{скл} = \begin{bmatrix} x_{11} & x_{12} & x_{13} & \dots & x_{1,13} \\ x_{21} & x_{22} & x_{23} & \dots & x_{2,13} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \dots & \cdot \\ x_{13,1} & x_{13,2} & x_{13,3} & \dots & x_{13,13} \end{bmatrix}, \quad (1)$$

де x_{ij} – вершини орграфа. Для орграфа матриця суміжності в загальному випадку несиметрична, а неорієнтованого – симетрична. При цьому, елементи матриці рівні 0 чи 1, а елементи діагоналі – нульові.

Завдання управління при модульному складанні виробів полягає в забезпеченні автоматизованого виконання запрограмованої послідовності складальних рухів з врахуванням особливостей конструкції складаних виробів, їх деталей, схем складання, особливостей переналагодження, технологічних можливостей обладнання та оснащення та ряду інших обмежень. Функція управління ускладнюється за рахунок неоднорідності, складності та дискретності матеріальних і інших потоків модульного складання, синхронізації циркулюючих потоків, можливості порушення ритмічності гнучких складальних процесів і накопичення різнотипних деталей. Управління модульним складанням має ієрархічну структуру для переналагоджування обладнання, оснащення, оперативної диспетчеризації матеріальних потоків і планування модульних процесів складання виробів.

Концепція управління модульного складання виробів передбачає використання таких етапів: виявлення можливостей модульної технології, її адаптації до навколишнього середовища, перенесення модульної технології та її інтеграція, підтримка модульної технології. Якщо на першому етапі виявляються досягнення та тенденції модульної складальної технології з метою вибору найкоротшого шляху реалізації мети, то на другому – розробка загальних питань розвитку модульної технології, третьому – її детальна розробка, а на четвертому – підтримка впровадження модульної технології. Перший етап забезпечується вивченням стану досягнень, тенденцій розвитку модульного складання виробів, її оцінки, підбору виконавців, визначення початкових пунктів рішення поставленого завдання. Другий етап забезпечується підготовкою умов складання виробів модульною технологією, погодженнями між модульною технологією, виробами, клієнтами, ринком і попитом. Умовою успішності третього етапу є встановлення чітких взаємозв'язків між вимогами і об'єктами розробки технології. І, на кінець, четвертий етап забезпечується гарантією, що модульна складальна технологія погоджена з її виробничим впровадженням.

Важливим при управлінні модульною складальною технологією є правильне виділення об'єктів і побудова структури управління технологією. Структуру системи управління модульною технологією творить множина об'єктів, які розділяються на постійні, що не змінюються під час управління та змінні, що виникають під час управління. До постійних об'єктів відносяться конструкційні елементи виробів, таких як деталі, вузли, комплектуючі, кількість випуску і т.п., які визначають порядок модульного складання. Їх конструкція може дещо змінюватися за рахунок відпрацювання на технологічність за вимогами модульного складання. Така зміна їх форми чи властивостей постійних об'єктів є незначною. До таких об'єктів також відноситься задана кількість і потрібна якість складаних виробів. Під час управління модульним складанням виникають нові об'єкти, наприклад, технологічні та конструкційні модулі, процеси і інші. У залежності від того чи є на підприємстві модульна технологія, такі модулі можуть бути як постійними (модулі багаторазового вжитку), так і змінними, коли модульна технологія відсутня і вони творяться під час управління модульною складальною технологією. Подібна ситуація і з технологічним обладнанням і оснащенням, допоміжним обладнанням, тощо. Змінними можна вважати робочі місця, складальні дільниці чи лінії. Об'єктами структури є також оператор або програмне управління. В залежності від характеру виробів структура може видозмінюватися, тому краще виділяти типові структури для спорідненої множини виробів і особливостей їх модульного складання.

Таким чином, сутність управління модульними технологіями зводиться до певних операцій та процедур над об'єктами структури з метою одержання ефективного складання різновидів виробів. В загальному випадку побудова таких систем управління близька до відомих задач розробки адаптивного термінального управління та стабілізації запрограмованих складальних рухів [2, 3].

Висновки. На основі виконаних наукових розробок модульних автоматизованих гнучких систем складання різновидів виробів можна зробити наступні висновки:

1. Реалізація нової концепції в модульних гнучких автоматизованих системах складання виробів передбачає виділення за функціонально-модульними ознаками окремих типових автономних підсистем, які задовольняють основним вимогам модульного складання виробів з перспективою формування на їх основі модулів різновидів виробів, забезпечуючи тісний взаємозв'язок між конструкціями виробів, модульного переналагоджуваного обладнання та оснащення та технологією складання з повним використанням можливостей технології та відповідній конструкції.

2. Типова структура модульних автоматизованих гнучких складальних систем передбачає її побудову з ряду елементарних підсистем, таких як: діагностування та управління модульним складанням, переналагодження, вхідного контролю, визначення займаного положення складаних деталей, просторового автоматичного орієнтування деталей, їх переміщення, установки, автоматичного взаємного орієнтування деталей, спряження та закріплення, вихідного контролю, вивантаження складених вузлів, виробів. Підсистеми, в залежності від конкретних умов модульного складання виробів, можуть входити в модульну складальну систему в повному обсязі, частковому, бути суміщеними, складатися зі змінних або постійних модулів.

3. Виявлені взаємозв'язки в системах модульного складання виробів при застосуванні системного підходу представлені комплексним кінцевим орграфом, який композиційно складається з більш простих, що відповідають виділеним підсистемам і модулям, описані відповідними матрицями. Встановлені закономірності дозволили сформуванню ціленаправлений підхід від потрібних вимог щодо складаних деталей, функцій модульного складання, до структури модульної складальної системи, принципової схеми, компоновки та структури модульного переналагоджуваного складального обладнання та оснащення.

4. Технологія управління модульного складання виробів зводиться до виконання операцій та процедур над об'єктами структур управління і складається з інформаційного модуля, модуля загального управління технологією та модуля виробничого впровадження модульної технології. Структура системи управління модульного складання виробів описується графом і матрицею взаємозв'язків між виробом, технологічним обладнанням і складальною дільницею чи лінією.

Перспективами подальших розвідок даного напрямку можна вважати: подальше дослідження систем модульного автоматизованого гнучкого складання виробів, методик одержання оптимальних рішень і переходу на формування типових структур конструкцій модульного складання виробів.

1. Григор'єва Н.С. Науково-технологічні основи гнучкого модульного автоматичного складання виробів: [монографія] / Наталія Сергіївна Григор'єва. – Луцьк: Надстир'я, - 2008. –520 с.
2. Михайлов А.Н. Основы синтеза поточно-пространственных технологических систем непрерывного действия / А.Н. Михайлов – Донецк: ДонНТУ, 2002. – 379 с.
3. Технология автоматической сборки / [А.Г. Холодкова, М.Г. Кристаль, А.С. Зенкин и др.]; под ред. А.Г. Холодковой. – М.: Машиностроение, 2010. – 560 с.

Стаття надійшла до редакції 28.04.2013.

УДК 004.383

В.С. Глухов, Р. Еліас, А.О. Мельник
ОСОБЛИВОСТІ РЕАЛІЗАЦІЇ НА ПЛІС СЕКЦІЙНИХ ПОМНОЖУВАЧІВ ЕЛЕМЕНТІВ
ПОЛІВ ГАЛУА $GF(2^m)$ З НАДВЕЛИКИМ СТЕПЕНЕМ

Особливості реалізації на ПЛІС секційних помножувачів елементів полів Галуа $GF(2^m)$ з надвеликим степенем. У роботі розглядаються результати роботи генератора ядра секційних помножувачів елементів полів Галуа $GF(2^m)$. Помножувач обробляє m -бітні елементи поля Галуа $GF(2^m)$, представлені з використанням гаусівського нормального базису типу 2, і формує m -бітний добуток порціями по n біт ($n = 2^k, k = 0, 1, \dots, 5$). Кожна секція помножувача формує 1 біт результату. Генератор забезпечує формування помножувачів, які відповідають як стандарту ДСТУ 4145-2002 ($m \leq 509$), так і стандарту IEEE 1363-2000 ($m \leq 998$). Апаратна складність згенерованих ядер дозволяє їхню імплементацію на ПЛІС для встановлених значень m та n . Але при великих значеннях m та n , імплементація згенерованих ядер стає неможливою з-за їх великої структурної складності.

Ключові слова: поле Галуа $GF(2^m)$, гаусівський нормальний базис типу 2, секційний помножувач, генератор ядер.

Рис. 4. Табл. 4. Літ. 10.

В.С. Глухов, Р. Элиас, А.А. Мельник
ОСОБЕННОСТИ РЕАЛИЗАЦИИ НА ПЛИС СЕКЦИОННЫХ УМНОЖИТЕЛЕЙ
ЭЛЕМЕНТОВ ПОЛЕЙ ГАЛУА $GF(2^M)$ С ОЧЕНЬ БОЛЬШИМ СТЕПЕНЬЮ

В работе рассматриваются результаты работы генератора ядер секционных умножителей элементов полей Галуа $GF(2^m)$. Умножитель обрабатывает m -битные элементы поля Галуа $GF(2^m)$, представленные с использованием гауссовского нормального базиса типа 2, и формирует m -битное произведение порциями по n бит ($n = 2^k, k = 0, 1, \dots, 5$). Каждая секция умножителя формирует 1 бит результата. Генератор обеспечивает формирование умножителей, которые соответствуют как стандарту ДСТУ 4145-2002 ($m \leq 509$), так и стандарту IEEE 1363-2000 ($m \leq 998$). Аппаратная сложность сгенерированных ядер позволяет их имплементацию на ПЛИС для установленных значений m и n . Но при больших значениях m и n , имплементация сгенерированных ядер становится невозможной из-за их большой структурной сложности.

Ключевые слова: поле Галуа $GF(2^m)$, гауссовской нормальный базис типа 2, секционный умножитель, генератор ядер.

V. Hlukhov, R. Elias, A. Melnyk
FEATURES OF THE FPGA-BASED GALOIS FIELD $GF(2^M)$ ELEMENTS SECTIONAL
MULTIPLIERS WITH EXTRA LARGE EXPONENT

Results of work of scalable multiplier for Galois field $GF(2^m)$ elements core generator are examined. The multiplier uses type 2 Gaussian normal basis for Galois field elements presentation and forms m -bit result by n -bit portions. Each section produces 1 bit of result. Core generator satisfies both DSTU 4145-2002 ($m \leq 509$) and IEEE 1363-2000 ($m \leq 998$) standards. Generated cores hardware complexity allows their implementation in FPGA for any m and n values. But for big m and n values implementation is impossible because of high structural complexity.

Keywords: Galois field $GF(2^m)$, Gaussian normal base of type 2, scalable multiplying, core generator.

Вступ. На сучасному етапі математичною основою цифрових підписів є еліптичні криві. В одному з варіантів реалізації цифрових підписів оброблення точок еліптичних кривих відбувається за правилами оброблення елементів полів Галуа $GF(2^m)$. Розрядність елементів поля m може сягати тисячі біт. Апаратна реалізація помножувача для таких полів вимагає більш ніж мільйона транзисторів. Помножувачі можуть бути паралельними, послідовними та паралельно-послідовними – секційними. У даній роботі розглядаються результати аналізу роботи генератора ядер (описів на мові VHDL) секційного помножувача елементів полів Галуа $GF(2^m)$. Помножувач обробляє m -бітні елементи поля Галуа $GF(2^m)$, представлені з використанням гаусівського нормального базису типу 2, і формує m -бітний добуток порціями по n біт ($1 \leq n \leq m$). Змінні m та n є параметрами, які може задавати користувач під час генерації ядра. Генератор забезпечує формування помножувачів, які відповідають як стандарту ДСТУ 4145-2002 ($m \leq 509$), так і стандарту IEEE1363-2000 ($m \leq 998$). Апаратна складність згенерованих ядер помножувачів дозволяє їхню імплементацію на ПЛІС. Але при великих значеннях m та n імплементація стає неможливою з-за великої структурної складності згенерованих ядер.

Огляд літератури, постановка проблеми. На сучасному етапі математичною основою цифрових підписів є еліптичні криві. В одному з варіантів реалізації цифрових підписів оброблення точок еліптичних кривих відбувається за правилами оброблення елементів полів Галуа $GF(2^m)$. Розрядність елементів поля m може сягати тисячі біт. Апаратна реалізація помножувача для таких полів вимагає більш ніж мільйона транзисторів. Помножувачі можуть бути паралельними, послідовними та паралельно-послідовними – секційними. У даній роботі

розглядаються результати аналізу роботи генератора ядер (описів на мові VHDL) секційного помножувача елементів полів Галуа $GF(2^m)$. Помножувач обробляє m -бітні елементи поля Галуа $GF(2^m)$, представлені з використанням гаусівського нормального базису типу 2, і формує m -бітний добуток порціями по n біт ($1 \leq n \leq m$). Змінні m та n є параметрами, які може задавати користувач під час генерації ядра. Генератор забезпечує формування помножувачів, які відповідають як стандарту ДСТУ 4145-2002 ($m \leq 509$), так і стандарту IEEE1363-2000 ($m \leq 998$). Апаратна складність згенерованих ядер помножувачів дозволяє їхню імплементацію на ПЛІС. Але при великих значеннях m та n імплементація стає неможливою з-за великої структурної складності згенерованих ядер.

Мета роботи. Метою роботи є аналіз результатів імплементації на ПЛІС ядер секційних помножувачів елементів полів Галуа $GF(2^m)$, представлених у Гаусівському нормальному базисі типу 2, при надвеликих значеннях степеня поля ($m=998$).

Реалізація секційного помножувача. Послідовний помножувач Мессі-Омури (рис. 1) складається з двох регістрів циклічного зсуву операндів RGA і RGB та помножувальної матриці M. Секційний помножувач містить декілька помножувальних матриць та конвеєрний регістр для результату множення. На Рисю 2 наведено приклад 16-секційного помножувача для $m = 515$. Додатково помножувачі рис. 1 та рис. 2 містять необов'язкові вузли вбудованого контролю (CED).

Основні етапи роботи генератора ядер помножувача:

- ввід параметрів m та n ;
- генерація утворюючого полінома поля $GF(2^m)$ для оптимального нормального базису типу 2;
- генерація помножувальної матриці;
- генерація секцій помножувача;
- генерація вузла вбудованого контролю кожної секції;
- об'єднання секцій у єдиний вузол помножувача;
- об'єднання секційних вузлів вбудованого контролю в єдиний вузол вбудованого контролю.

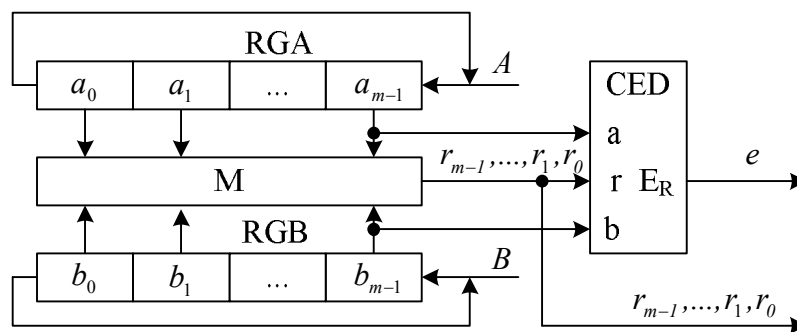


Рис. 1. Помножувач з вузлом виявленням помилок

Особливості синтезу помножувальної матриці. Найскладнішою технологічною операцією при синтезі VHDL-коду помножувальної матриці є знаходження оберненої матриці ($m \times m$) знаходження оберненої матриці для різних полів містить. Розрахунки для $m = 515, 519, 530$ проводилися на процесорі з тактовою частотою 2,6 ГГц, 2 ядра (працювало тільки одне ядро), об'єм оперативної пам'яті 4 Гбайта.

Таблиця 1. Час обрахування оберненої матриці

m	515	519	530	998
Час, год.	1 год. 35 хв.	1 год. 57 хв.	1 год. 39 хв.	50 год.

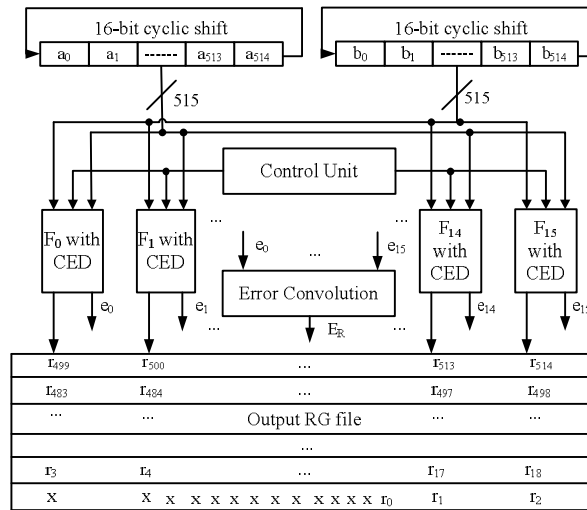


Рис. 2. 16-секційний помножувач з вбудованим контролем

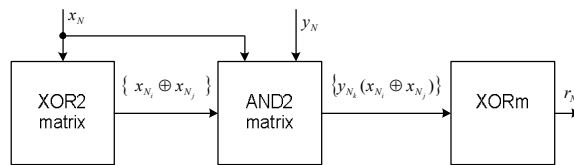


Рис. 3. Логічна структура помножувальної матриці

Результати імплементації та перевіряння роботи помножувачів. Гаусівський нормальний базис типу 2 існує для полів Галуа $GF(2^m)$ для $m=515, 519, 530, 531, 543, 545, 554, 558, 561, 575, 585, 593, 606, 611, 614, 615, 618, 629, 638, 639, 641, 645, 650, 651, 653, 659, 683, 686, 690, 713, 719, 723, 725, 726, 741, 743, 746, 749, 755, 761, 765, 771, 774, 779, 783, 785, 791, 803, 809, 810, 818, 831, 833, 834, 846, 866, 870, 873, 879, 891, 893, 911, 923, 930, 933, 935, 938, 939, 950, 953, 965, 974, 975, 986, 989, 993, 998$ [6] (перераховані тільки поля, для яких $509 < m \leq 998$).

Результати імплементації деяких ядер для ПЛІС *bvsc130tff1156-2* засобами *Xilinx WebPack12* показує Таблиця 2 та Таблиця 3 (* – синтез попередньо проведений засобами *Synopsys Synplify*).

Таблиця 2. Імплементація помножувача для $m=519$ (без CED)

n	1	8	16	32
Кількість слайсів (%)	675 (3%)	2248 (11%)	3240 (16%)	6,112 (30%)
Період синхроімпульсів, нс	6,319	13,198	12,490	14,576

Таблиця 3. Імплементація помножувача для $m=998$

n	2	4	8
Кількість слайсів (%)	1,323 (5%)	1,896 (8%)	3,253 (14%)
Період синхроімпульсів, нс	12.922	17.514	23.215
Час імплементації, хв.	1	20	133
Результат імплементації	успішно	успішно	Не розвелося

Як видно, апаратні витрати на імплементацію ядер складають до 35 % ресурсів ПЛІС і не є визначальними для результатів імплементації. Часова складність ядер, непрямым показником якої є період синхроімпульсів, також не є в даному випадку вирішальним фактором при імплементації.

Сумарна кількість входів операндів та виходів результату одного помножувача дорівнює $3m$ і для вищезгаданих полів перевищує кількість контактів сучасних ПЛІС. Для перевіряння роботи згенерованих помножувачів використовується спеціально створений *VHDL*-стенд (рис. 4), до складу якого разом з помножувачем входять вхідні *FIFO* із записом по 128 біт і читанням по 1024

біта та вихідний FIFO із записом по 1024 біта і читанням по 128 біт. Сумарна кількість входів операндів та виходів результату стенда дорівнює 256, що дозволяє реалізувати його на великому наборі сучасних ПЛІС.

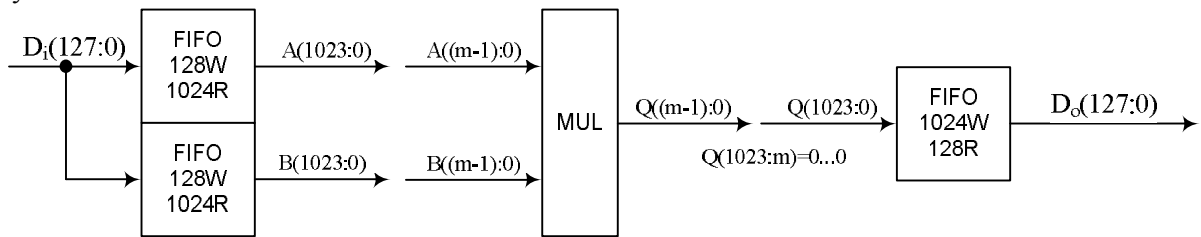


Рис. 4. Стенд для перевірення помножувачів

Таким способом проблема з обмеженою кількістю контактів ПЛІС також не є визначальною для імплементації. Імплементація згаданих ядер пройшла успішно.

Тестові приклади для перевірення роботи помножувачів утворюють:

- множення $1 \times 1 = 1$, при цьому у нормальному базисі 1 представляється кодом з m двійкових одиниць (1...1);
- множення $a \times a = a^2$, при цьому у нормальному базисі результат піднесення до квадрату операнда a дорівнює результату циклічного зсуву цього операнда a на один двійковий розряд (якщо $a = a_0 a_1 \dots a_{m-1}$, $a^2 = a_1 \dots a_{m-1} a_0$).

За результатами вказаних тестів згенеровані помножувачі працюють правильно.

Особливості імплементації помножувача для $m=998$. Результати імплементації на ПЛІС `xc6slx150tfgg900-2` ядер для надвеликого значення степеня двійкового поля містить Таблиця 4.

Таблиця 4. Імплементація помножувача для $m=998$

n	2	4	8
Кількість слайсів (%)	1,323 (5%)	1,896 (8%)	3,253 (14%)
Період синхроімпульсів, нс	12.922	17.514	23.215
Час імплементації, хв.	1	20	133
Результат імплементації	успішно	успішно	Не розвелось

Як видно (Таблиця 4таблиця 3), апаратна і часова складність ядер не викликають проблем під час імплементації. Однак, при $n=8$ для ядра не вдалося здійснити імплементацію. Нижче показано процент використання основних елементів ПЛІС для випадку $n=8$.

Number of Slice Registers:	3,359 out of 184,304	1%
Number of Slice LUTs:	10,720 out of 92,152	11%
Number of occupied Slices:	3,253 out of 23,038	14%
Number of bonded IOBs:	265 out of 540	49%
Number of RAMB16BWERs:	128 out of 268	47%
Number of BUFG/BUFGMUXs:	1 out of 16	6%

Процент використання інших елементів ПЛІС дорівнює 0 %.

Причиною неможливості імплементації може бути недостатня кількість доступних користувачу зв'язків в середині ПЛІС, тобто, структурна складність ядра. Відомі методи визначення можливості імплементації ядер на ПЛІС [9, 10] базуються на оцінці апаратної складності. Розглянуті у даній роботі задачі ставлять проблему оцінки структурної складності проектів на ранніх етапах проектування для визначення можливості їх реалізації на конкретних ПЛІС.

Висновок. У роботі проведено аналіз результатів імплементації на ПЛІС ядер секційних помножувачів елементів полів Галуа $GF(2^m)$, представлених у Гаусівському нормальному базисі типу 2, при надвеликих значеннях степеня поля ($m=998$). Висловлено припущення, що причиною неможливості імплементації на ПЛІС окремих ядер помножувачів може бути структурна складність ядра, що ставить проблему оцінки структурної складності проектів на ранніх етапах проектування для визначення можливості їх реалізації на конкретних ПЛІС.

1. ДСТУ 4145-2002. Інформаційні технології. Криптографічний захист інформації. Цифровий підпис, що ґрунтується на еліптичних кривих. Формування та перевіряння. Київ. Державний комітет України з питань технічного регулювання та споживчої політики. – 2003.
2. *J. Omura and J. Massey*. Computational method and apparatus for finite field arithmetic. U.S. Patent Number 4,587,627, May – 1986.
3. *Chanho Lee, Jeongho Lee*. Design of an Elliptic Curve Cryptography Processor Using a Scalable Finite Field Multiplier in $GF(2^{193})$. Journal of the Korean Physical Society, Vol. 44, No. 1, – pp. 39-45. January 2004.
4. *Elias Rodrigue*. Design of an Elliptic Curve Cryptography Using A Finite Field Multiplier in $GF(2^{521})$. Вісник № 658 НУ «ЛП» «Комп'ютерні системи та мережі», Львів, 2009. – С. 144-149.
5. *Глухов В.С.* Особливості виконання операцій над матрицями в полях Галуа. Вісник Національного університету «Львівська політехніка» «Комп'ютерні системи проектування. Теорія і практика». Вип. 564. Львів, 2006. С. 35-39.
6. IEEE Std 1363-2000 IEEE Standard Specifications for Public-Key Cryptography Sponsor Microprocessor and Microcomputer Standards Committee of the IEEE Computer Society. Approved 30 January 2000.
7. *Еліас Р.* Генератор ядер секціонованих помножувачів елементів полів Галуа $GF(2^m)$ для оптимального нормального базису 2-го типу. / Глухов В., Еліас Р. // Комп'ютерні науки та інформаційні технології. / Л.: Вид-во Нац. ун-ту "Львів. політехніка", 2012. – С. 78 - 84. – (Вісник / Нац. ун-т "Львів. політехніка"; № 732.
8. *Р. Еліас.* Особливості синтезу генератора ядер секціонованих помножувачів елементів полів Галуа $GF(2^m)$ для пристроїв обробки цифрових підписів. / В. Глухов, Р. Еліас. // I Міжнародна науково-технічна конференція «Захист інформації і безпека інформаційних систем». 31 травня - 01 червня 2012 р. Львів, Україна.
9. *Глухов В.С.* Вибір багатоядерних структур для пристроїв обробки ЕЦП // Вісник Національного університету «Львівська політехніка» «Комп'ютерні системи та мережі». № 658. Львів, 2009. С. 35-39.
10. *Глухов В.С.* Оцінювання апаратних витрат на реалізацію багаторівневої комп'ютерної системи з врахуванням закону Амдаля // Вісник Національного університету «Львівська політехніка» «Комп'ютерні науки та інформаційні технології» № 663. Львів, 2010. – С. 17-23.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

Д.Б. Глушкова, В.П. Тарабанова, В.А. Бельй
**ВЛИЯНИЕ ИОННОПЛАЗМЕННОГО ПОКРЫТИЯ НА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ
СВОЙСТВА ДЕТАЛЕЙ, РАБОТАЮЩИХ В УСЛОВИЯХ ЗНАКОПЕРЕМЕННЫХ
ТЕМПЕРАТУРНЫХ НАПРЯЖЕНИЯХ**

В статье проведено исследование влияния параметров нанесения плазменного покрытия нитрида титана на сталь 4Х5МФС и 5ХНМ. Установлены оптимальное давление азота и температуры подложки, которые обеспечивают повышение стойкости деталей при эксплуатации.

Ключевые слова: нитрид титана, покрытие, давление газа, температура подложки.

Табл. 3. Рис. 3. Лит. 4.

Д.Б. Глушкова, В.П. Тарабанова, В.А. Бельй
**ВПЛИВ ІОНОПЛАЗМОВОГО ПОКРИТТЯ НА ЕКСПЛУАТАЦІЙНІ ВЛАСТИВОСТІ
ДЕТАЛЕЙ, ЩО ПРАЦЮЮТЬ В УМОВАХ ЗНАКОЗМІННИХ ТЕМПЕРАТУРНИХ
НАПРУЖЕНЬ**

В статті проведено дослідження впливу параметрів нанесення плазмового покриття нитриду титану на сталі 4Х5МФС і 5ХНМ. Встановлено оптимальний тиск азоту і температура підлоги, що забезпечують підвищення стійкості деталей при експлуатації.

Ключові слова: нитрид титану, покриття, тиск газу, температура підлоги.

D. Glushkov, V. Tarabanova, V. Beluy
**THE INFLUENCE OF ION-PLASMA COATING ON THE EXPLOITATION PROPERTIES
OF DETAILS, WHICH WORK IN THE CONDITIONS OF POINT-CHANGAL
TEMPERATURAL TENSIONS**

It is conducted the investigation of the influence of plasma coating's parameters of nitride titanium on the steels 4Х5МФС and 5ХНМ. It is established the optimum nitrogen pressure and the temperature of sublayer, which guarantee the increasing of the stability of details in the time of explanation.

Key words: nitride titanium, coating, gas pressure, temperature of sublayer.

Постановка проблеми. Большое количество деталей эксплуатируются в условиях знакопеременных температурных напряжений. К этой категории следует отнести пресс-формы литья под давлением, рабочие поверхности которых при каждом нагреве и охлаждении испытывают объемные изменения, вызывающие при резкой смене температур напряжения. Кроме того, рабочая поверхность подвергается агрессивному воздействию жидкого металла.

При этом основную ответственность за разрушение формообразуемой поверхности подобных деталей несет тонкий поверхностный слой.

Поэтому проблема повышения долговечности изделий, работающих в условиях резкой смены температур и испытывающих воздействие агрессивной жидкой среды, может быть решена за счет создания на рабочей поверхности тонкого слоя, оказывающего сопротивление циклическим температурным напряжениям и агрессивной среде.

Целью настоящей работы было создание такого поверхностного слоя, который должен обеспечивать термическую выносливость деталей, работающих в условиях знакопеременных температурных напряжений, низкую теплопроводность для уменьшения градиента температур, хорошее адгезионное взаимодействие с основным металлом для предотвращения отслаивания в процессе эксплуатации, высокую износостойкость и коррозионную стойкость.

Анализ последних исследований и публикаций. В настоящее время широкие возможности открывает использование плазменных покрытий из износостойких материалов. Существуют разнообразные методы нанесения таких покрытий, в частности, химическое осаждение из газовой среды, конденсация вещества в условиях ионной бомбардировки (КИБ) [1–3]. Среди этих методов предпочтение следует отдать методу КИБ, который позволяет в широких пределах регулировать температуру процесса и, следовательно, наносить покрытие на детали, изготовленные как из быстрорежущих сталей, так и из твердых сплавов, что делает его универсальным и ведущим среди упрочняющих технологий.

Что касается использования КИБ для нанесения плазменных покрытий на детали, работающие в условиях знакопеременных температурных напряжений, то этот вопрос недостаточно изучен. Необходимо разработать оптимальный режим их нанесения и установить взаимосвязь между параметрами покрытия и требуемыми эксплуатационными свойствами.

© Д.Б. Глушкова, В.П. Тарабанова, В.А. Бельй

Для рассмотренных выше условий работы деталей материал, на который наносится покрытие, должен обеспечить прочную адгезионную связь с наносимым покрытием. Для этого необходимо средство кристаллохимического строения и оптимальное соотношение с материалом покрытия по модулю упругости, коэффициентам линейного расширения, теплопроводности.

Для удовлетворения таких требований следует рекомендовать стали, имеющие достаточно высокие показатели ударной вязкости и пластичности, твердость их не должна превышать 45HRC, т.к. с увеличением твердости ухудшается разгаростойкость стали.

Поэтому содержание углерода в этих сталях не должно превышать 0,45%, т.к. повышение его содержания делает сталь более износостойкой, но уменьшает ее пластичность и вязкость. При выборе стали следует ограничить количество хрома в связи с тем, что при содержании хрома более 5% резко увеличивается карбидная неоднородность. Ванадий в количестве 1% в сталях с невысокой конструкцией углерода повышает твердость после отпуска.

Молибден повышает прокаливаемость и устойчивость против перегрева, устраняет склонность к отпускной хрупкости.

Приведенные данные позволяют предположить, что выбор марок сталей с экономным легированием в качестве материалов для деталей, подвергающихся резкой смене температур, взамен высоколегированных вольфрамсодержащих сталей позволяет, не снижая рабочих характеристик, значительно уменьшить себестоимость выпускаемой продукции при условии, если на рабочие поверхности нанесено покрытие, надежно защищающее от действия циклической температурной нагрузки и агрессивного воздействия среды.

Цель исследования. Целью данной работы было создание покрытия с хорошей адгезией, обеспечивающей термическую выносливость изделий, работающих в условиях знакопеременных температурных напряжений.

Материал и методика исследования. На основе проведенного анализа были выбраны стали 4X5MФC и 5XHM.

Для плазменного покрытия был выбран нитрид титана. Нанесение покрытий на образцы для лабораторных исследований осуществлялось методом конденсации вещества в условиях ионной бомбардировки (КИБ). Покрытия наносили на установке «Булат-3Т».

В процессе ионной очистки бомбардируемыми частицами (ионами, нейтральными электродами) достигается удаление газов и нагрев поверхности образцов. Бомбардировка поверхности позволяет получать атомно чистую поверхность, что повышает скорость поверхностных реакций, происходящих при дальнейшем охлаждении покрытий.

При получении покрытий нитрида титана использовались катоды из титана, а в качестве реакционного газа – азот чистотою 99,98%.

Для установления связей между параметрами нанесения плазменных покрытий, их фазовым составом, особенностями микроструктуры и эксплуатационными характеристиками проводили металлографическое, рентгеновское исследование. Для оценки роли покрытия в защите основного металла от агрессивного действия внешней среды, в качестве которой использовались расплавленные медные сплавы, проводили испытания на термическую выносливость.

Результаты эксперимента и их обсуждение. Важнейшим параметром процесса конденсации вещества в условиях ионной бомбардировки является давление реакционного газа.

Для определения требуемого давления азота, обеспечивающего получение на рабочих поверхностях деталей покрытий с наилучшими эксплуатационными свойствами, нитрид титана наносился при различных парциальных давлениях азота – от $3 \cdot 10^{-3}$ до 1 Па (табл. 1). Толщина покрытия 5 мкм, нанесено при температуре подложки 500 °С.

Анализ результатов исследования свидетельствует, что наибольшее количество циклов выдерживают образцы с покрытием нитрида титана, полученным при давлении 1 Па. Следует отметить, что у образцов с покрытием, полученным при давлении азота $3 \cdot 10^{-3}$ Па, $3 \cdot 10^{-2}$ Па, наблюдается налипание расплава, которое заметно уменьшается при увеличении давления и, начиная с 1 Па, оно практически отсутствует.

Таблица 1. Влияние парциального давления азота на термическую выносливость покрытия

Марка стали	Количество циклов при давлении				
	без покрытия	$3 \cdot 10^{-3}$	$3 \cdot 10^{-2}$	$4 \cdot 10^{-1}$	1
4X5MФC	2 000	3 000	5 000	9 500	12 000
5XHM	2 000	3 500	5 000	9 000	11 500

При давлєнні $3 \cdot 10^{-3}$ Па, $3 \cdot 10^{-2}$ Па у покритий наряду с наибольшей микротвердостью (табл. 2) имеет место увеличение ширины дифракционных максимумов В(333), характеризующих микроискажения кристаллической решетки химических соединений, входящих в состав покрытий.

Таблица 2. Влияние парциального давления азота на характеристики покрытия

Давление азота, Па	$3 \cdot 10^{-3}$	$3 \cdot 10^{-2}$	$4 \cdot 10^{-1}$	1
Микротвердость, ГПа	22,0	26,0	23,0	18,0

Это, по-видимому, объясняется внедрением атомов азота, диаметр которых больше диаметра сферы, вписанной в подрешетку титана [4]. Большая твердость и высокий уровень микроискажений приводят к росту хрупкости покрытий, что вызывает быстрое разрушение под действием знакопеременных напряжений.

Покрїтия, полученные при различных давлениях азота, отличаются количеством и размером капельной фазы. Наибольшее количество капельной фазы, содержащей α -Ti, наблюдается у покрытий, полученных при давлениях азота $3 \cdot 10^{-3}$ Па, $3 \cdot 10^{-2}$ Па (рис. 1 а, 1 б). С увеличением давления азота до 1 Па количество капельной фазы на поверхности заметно уменьшается (рис. 1 г). Наличие на поверхности значительной концентрации капельной фазы интенсифицирует процесс разрушения.

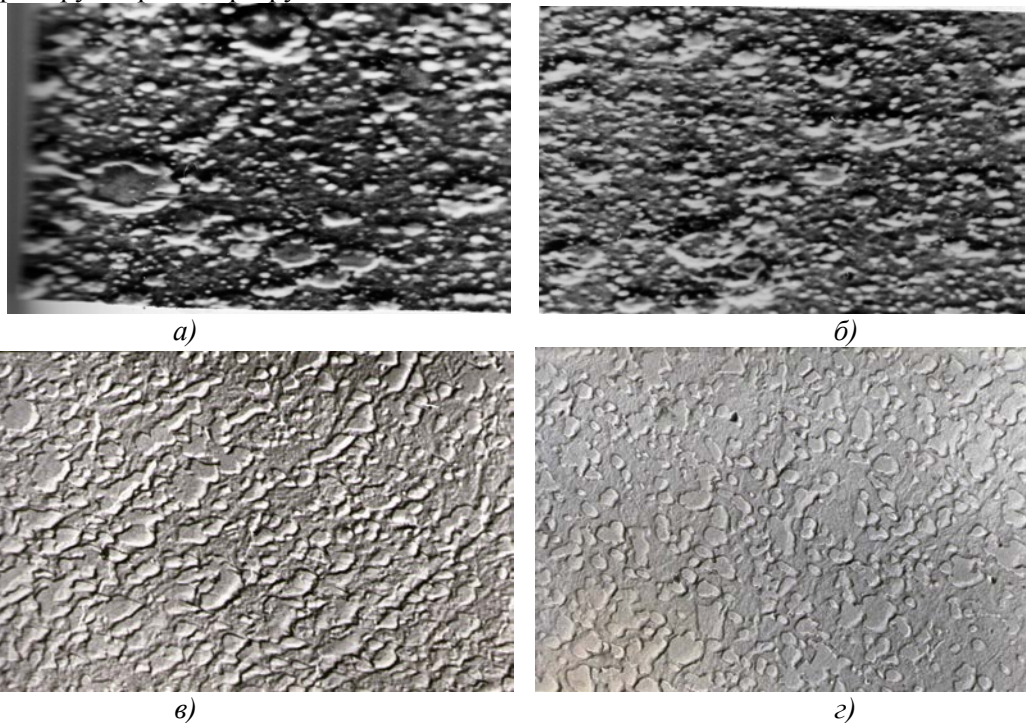


Рис. 1. Микроструктура поверхности покрытий нитрида титана, полученных при различном давлении реакционного газа: а) $3 \cdot 10^{-3}$ Па; б) $3 \cdot 10^{-2}$ Па; в) $4 \cdot 10^{-1}$ Па; г) 1 Па

Наибольшую микротвердость имеют покрытия, полученные при давлении азота $3 \cdot 10^{-3}$ Па, $3 \cdot 10^{-2}$ Па. С ростом давления микротвердость уменьшается и при давлении 1 Па составляет 18 ГПа.

Увеличение давления азота уменьшает уровень микроискажений кристаллической решетки в покрытии, растет пластичность. В связи с этим снижается хрупкость покрытия при достаточно высокой его твердости.

Полученное при давлении азота 1 Па покрытие нитрида титана наиболее эффективно защищает рабочие поверхности от разрушения (табл. 1).

Другим важным параметром, оказывающим существенное влияние на стойкость деталей с плазменным покрытием, является температура рабочей поверхности при ионной бомбардировке.

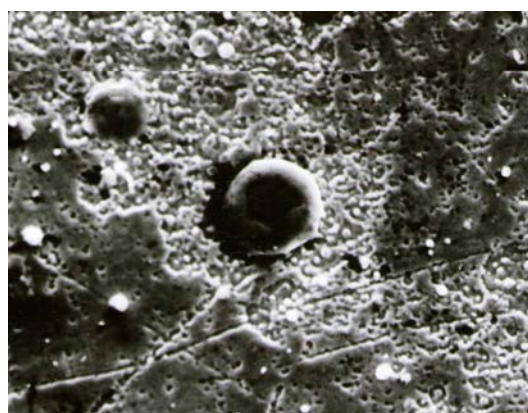
Контроль температуры осуществляется с помощью образца-свидетеля с вмонтированной в него хромель-алюмелевой термопарой, замеряющей температуру поверхности осаждения.

Как следует из табл. 3, ионная бомбардировка оказывает благоприятное влияние на подложку, выполненную из сталей 4Х5МФС и 5ХНМ при ее температуре 500 °С, что соответствует наибольшей стойкости деталей с таким покрытием при эксплуатации.

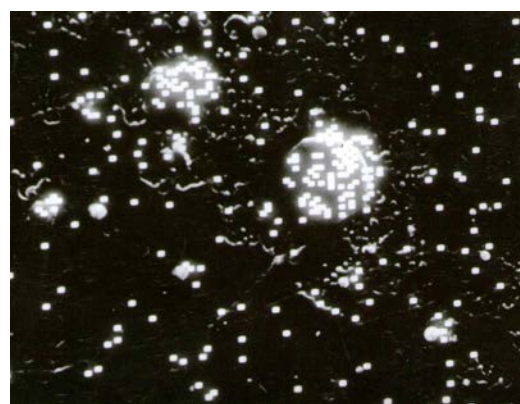
Изучалась поверхность стали после бомбардировки, а также микроструктура и фазовый состав покрытия, осажденного при оптимальных технологических параметрах (рис. 2).

Таблица 3. Влияние температуры ионной бомбардировки на адгезию покрытия с подложкой K_a и стойкость деталей при эксплуатации

Марка стали	K_a (в числителе) и стойкость в циклах (в знаменателе) при температуре, °С					
	без покрытия	200	300	400	500	700
4Х5МФС	$\frac{-}{2\ 000}$	$\frac{0,50}{2\ 500}$	$\frac{0,65}{3\ 500}$	$\frac{0,75}{7\ 500}$	$\frac{1}{12\ 000}$	$\frac{0,50}{5\ 000}$
5ХНМ	$\frac{-}{2\ 000}$	$\frac{0,50}{2\ 100}$	$\frac{0,60}{3\ 400}$	$\frac{0,70}{7\ 000}$	$\frac{1}{1\ 100}$	$\frac{0,50}{4\ 500}$



а)



б)

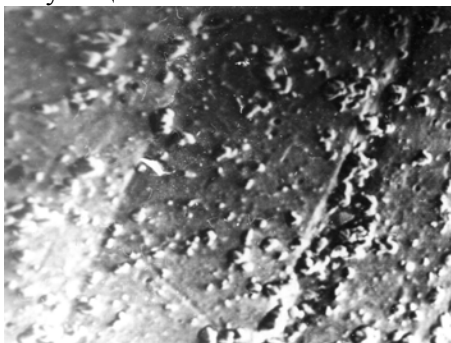
×1 000

Рис. 2. Поверхность стали 5ХНМ: а) после бомбардировки ионами титана; б) микрораспределение титана по поверхности после ионной бомбардировки

Обнаружено осаждение α -Ti (рис. 2), в то же время проникновение титана в подложку микрорентгеноспектральным анализом не обнаружено. После ионной бомбардировки возрастает твердость поверхностного слоя с 480–500 МПа до 1 050 МПа.

Следующим этапом обработки поверхности после ионной бомбардировки является осаждение покрытий.

При сопоставлении поверхности стали после нанесения покрытия нитрида титана толщиной 4 микрона (рис. 3, а) с поверхностью после термообработки и шлифовки перед помещением в камеру установки «Булат» (рис. 3, б) видно, что наносимое покрытие сглаживает неровности, которые могут быть концентраторами напряжений, что имеет большое значение в условиях эксплуатации.



а)



б)

×500

Рис. 3. Поверхность стали 4Х5МФС: а) после покрытия нитрида титана толщиной 4мкм; б) после термообработки и шлифовки

Проанализировав результаты работы исследований и их обсуждение, можно сделать такие выводы:

1. Обоснован подход к выбору стали, на которое наносится ионно-плазменное покрытие с целью повышения срока службы деталей, работающих в условиях знакопеременных температурных напряжений.

2. Наилучшую термическую выносливость обеспечивает нанесение нитрида титана при парциальном давлении 1 Па.

3. Уменьшение парциального давления азота до $3 \cdot 10^{-3}$ Па приводит к налипанию расплава на исследуемую рабочую поверхность.

4. Наименьшее количество капельной фазы при нанесении покрытия наблюдается при парциальном давлении азота 1 Па, что уменьшает концентрацию напряжений и замедляет процесс разрушения.

5. Оптимальной температурой подложки, на которую наносится покрытие, является температура 500 °С, что обеспечивает хорошую адгезию покрытия с подложкой и небольшую стойкость при эксплуатации.

6. Ионная бомбардировка обеспечивает повышение твердости поверхностного слоя более, чем в 2 раза.

7. Наносимое покрытие сглаживает неровности, которые могут быть концентраторами напряжений.

8. Внедрение в производство предложенной разработки для пресс-форм литья под давлением медных сплавов на предприятиях Украины и России дало значительный экономический эффект.

1. *Шинский О.Н.* Состояние и перспективы расширения производства конкурентно-способной литейной продукции в Украине / О.Н. Шинский // *Литье Украины*. – 2009. – №7. – С. 2–7.
2. *Азаренков Н.А.* Структура и свойства защитных покрытий и модифицирование слоев материалов / Н.А. Азаренков, В.М. Береснев, А.Д. Погребняк. – Х.: ХНУ, 2007. – 560 с.
3. *Мінаєв О.А.* Прогресивні технології і системи машинобудування / О.А. Мінаєв. – Донецьк: ДонНТУ, 2010. – Вип. 39. – 228 с.
4. *Бельченко Г.И.* Неметаллические включения и качество стали / Г.И. Бельченко, С.И. Губенко. – М.: Техника, 1998. – 204 с.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

УДК 621.658

О.Ф. Гордєєв, Р.М. Полінкевич, Т.І. Четвержук
ДЕМПФУЮЧА ЗДАТНІСТЬ СТИКІВ МЕТАЛОРИЗАЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ

В статті викладені підходи щодо оцінки стиків на якісні показники верстатної системи (ВС). Запропонована математична модель ідентифікації впливу стиків на похибку обробки. Розроблено програмне забезпечення STYK, яке дозволяє визначати диференційний вплив всіх стиків на точність обробки. Розглянута методика моделювання та автоматизації процесів ідентифікації деформаційних характеристик стиків металорізальних верстатів за його характеристикам в технологічному робочому просторі. Реалізований принцип дозволяє зменшити загальні витрати і час на забезпечення технологічної надійності верстата в процесі його експлуатації. Запропонована методика визначення балансу зсувів елементів пружної системи забезпечує зручну і надійну ідентифікацію деформаційних і демпфуючих властивостей стиків верстата.

Ключові слова: демпфуюча здатність, контактні деформації, стик, несуча система верстата, коефіцієнт в'язкості, коливання

Форм. 2. Рис. 2. Літ. 6.

А.Ф. Гордеев, Р.М. Полинкевич, Т.И. Четвержук
ДЕМПФИРУЮЩАЯ СПОСОБНОСТЬ СТЫКОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

В статье изложены подходы к оценке стыков на качественные показатели станочной системы (СС). Предложена математическая модель идентификации влияния стыков на погрешность обработки. Разработано программное обеспечение STYK, которое позволяет определять дифференциальное влияние всех стыков на точность обработки. Рассмотрена методика моделирования и автоматизации процессов идентификации деформационных характеристик стыков металлорежущих станков по его характеристикам в технологическом рабочем пространстве. Реализован принцип позволяет уменьшить общие затраты и время на обеспечение технологической надежности станка в процессе его эксплуатации. Предложена методика определения баланса смещений элементов упругой системы обеспечивает удобную и надежную идентификацию деформационных и демпфирующих свойств стыков станка.

Ключевые слова: демпфирующая способность, контактные деформации, стык, несущая система станка, коэффициент вязкости, колебания.

A. Gordeev, R. Polinkevich, T. Chetverzhuk
DAMPING CAPACITY JOINTS OF MACHINE TOOLS

In this article the approaches to the assessment of joints on quality indicators Machining Systems (MS). A mathematical model to identify the influence of joints error handling. The software STYK, which allows to determine the differential impact of all joints for precision machining. The technique of modeling and automation of identification deformation behavior of joints of machine tools for its technological characteristics of the workspace. Realized principle reduces the overall cost and time to ensure the reliability of the technological machine during its operation. The method of determining the balance shifts elements elastic system provides a convenient and reliable identification of deformation and damping properties of the joints of the machine.

Keywords: damping capacity, contact deformation, joint, machine bearing system, the coefficient of viscosity variations, fluctuations.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Основними завданнями верстатобудування, є подальший розвиток виробництва автоматичного устаткування, випереджаюче зростання випуску верстатів з ЧПУ, зростання виробництва унікальних і високоточних верстатів, створення перспективних автоматичних ліній, гнучких автоматизованих виробництв, промислових роботів. Забезпечити підвищення продуктивності металорізальних верстатів у 1,3 ... 1,6 рази, збільшення їх надійності та довговічності в експлуатації, а також підвищення точності металорізальних верстатів не менше ніж на 20...30%.

Це нерозривно пов'язано з підвищенням ефективності та якості продукції, що випускається. Економічно обгрунтоване прагнення до підвищення продуктивності праці, точності і якості металорізальних верстатів виділило значення динамічних явищ, що супроводжують процес різання. Воно викликало необхідність дослідження системи ВПД та окремих її частин в процесі роботи. Продуктивність верстата обмежена стійкістю відносного руху інструмента і заготовки при різанні - допустимим рівнем відносних коливань, тобто визначається динамічними властивостями елементів системи. Точність обробки залежить від зовнішніх впливів на систему при стійкому різанні і динамічних властивостей замкнутої динамічної системи верстата.

Мета дослідження – підвищення технічного рівня (вібростійкості, продуктивності, точності та якості обробки) металорізальних верстатів шляхом автоматизованого управління демпфування в стиках їх несучої системи. Розробка й перевірка методики прогнозування точностної надійності вузлів у робочому просторі верстата за інформацією про характеристики стиків з'єднань.

Фундаментальні дослідження демпфуючої здатності стиків розроблені науковцями Д.Н. Решетовим, З.М. Левіної С.С. Кедровим, В.А. Кудіновом. При розгляді питання демпфуючої здатності стиків металорізальних верстатів слід враховувати контактні деформації стиків а також їх жорсткість, адже це взаємопов'язані та нерозривні поняття.

У контакті деталей машин дійсна площа дуже мала. При стисненні куль і циліндрів це пов'язано з формою деталей. В умовах контакту по площини або по циліндровій поверхні це пов'язано з мікро- і макронерівностями, внаслідок чого при малих навантаженнях дійсна площа складає долі відсотка від номінальної. Тому в прецизійних машинах контактні деформації превалюють над власними. Це особливо відноситься до металорізальних верстатів, які характеризуються: великою кількістю рухомих сполучень деталей, малими навантаженнями при остаточних точних операціях і особливо високими вимогами до точності. Роль контактних деформацій ілюструється наступним прикладом: контактні деформації в направляючих верстатів, що мають величини порядку 1 мкм на кожен 0,1 МПа тиску, в середньому рівні деформації чавунного стрижня довжиною 1 м під дією стискуючої напруги, рівної тиску в направляючих.

Контактні деформації при ідеальній площинній стиків або досконалому макроприляганні деталей невеликі. Спостережувані великі зближення в контактах деталей машин відбуваються внаслідок збільшених контактних деформацій на контактуючих вершинах макрохвиль, розпрямлення хвиль і загальних пружних деформацій деталей в зоні контакту. Контактні деформації знижують точність роботи приладів, верстатів і інших прецизійних машин, а також впливають на працездатність деталей і вузлів машин: на коливання і динамічні навантаження, на концентрацію і розподіл тиску в контакті деталей машин, а отже, на їх зносостійкість і довговічність. Ефект контактних деформацій не завжди негативний. Вони вирівнюють розподіл тиску між деформуються поверхнями, що контактують пружно.

Для кращого розуміння механізму контактної деформації застосовують розрахунки пружних переміщень на основі простого моделювання мікро- і макронерівностей. Для технічних розрахунків застосовують емпіричні залежності, отримані на моделях і натурних машинах. При малих номінальних площах контакту (менше 100—150 см²) і ретельному взаємному пригоні впливом відхилень від площинної можна нехтувати і приймати зближення δ при повторних навантаженнях чавунних і сталевих деталей пропорційним середньому тиску σ , 10-МПа в ступені $m = 0,5$ (рис 1): $\eta = c \cdot \sigma^m$. Значення коефіцієнта c при глибокому шабренні 1,5; при середньому - 0,8; при фінішному струганні - 0,6; при тонкому шабренні, тонкому точінні по 7-у класу чистоти, шліфуванні по 7—8-у класу від 0,15 до 0,2; при притиранні по 10—12-у класу - 0,07.

При великих номінальних площах контакту пружні зближення значно більше і вони ближче слідує закону Гука. Це пов'язано з великими відхиленнями поверхонь, що сполучаються, від площини, великими власними деформаціями контактуючих деталей і більшою їх роллю в балансі переміщень, а також великим місцевим тиском на макроплямах контакту. Вплив відхилень від площинної вивчався теоретично для різних моделей не площинної однієї з контактуючих поверхонь: параболічній опуклості, параболічній угнутості, хвилястості і угнутості, обкресленою двома площинами, і перевірялося експериментально. Відхилення від площинної в межах 10—15 мкм підвищують контактну податливість в 2—2,5 разу.

Для технічних розрахунків на контактну жорсткість натурних вузлів при центральному навантаженні пружні зближення приймають пропорційними тиску $\delta = k\epsilon$, але коефіцієнт контактної податливості c залежним від початкового тиску. Підвищення коефіцієнтів контактної податливості із збільшенням розмірів стиків (масштабний чинник) при однаковій шорсткості поверхні може досягати великих значень (до 10 разів і більш). Наприклад, коефіцієнт контактної податливості в застосуванні до тих, що направляють може мінятися від 0,03 для моделей до 0,15 для середніх верстатів і до 0,4 мкм/МПа для найбільш важких верстатів. Це пов'язано з погіршенням умов контакту. Значення масштабного чинника виходять експериментально і з розрахунків при завданні відхилень від правильної форми контактуючих поверхонь.

Контактні деформації деталей, що володіють великою власною жорсткістю: кронштейнів, консолей, санчат, підкріплених фартухами - розраховують, розглядаючи їх відносний поворот і зсув як твердих тіл. Розрахунки деформацій деталей, власна жорсткість яких можна співставити з контактною, слід проводити, розглядаючи спільно власні і контактні деформації. У зв'язку з тим, що, як правило, власна жорсткість однієї з контактуючих деталей багато більше, ніж зв'язаною, показана можливість проводити розрахунки по теорії балок або плит на пружній підставі. Це є важливим науковим результатом, що дозволяє вирішити ряд технічних завдань.

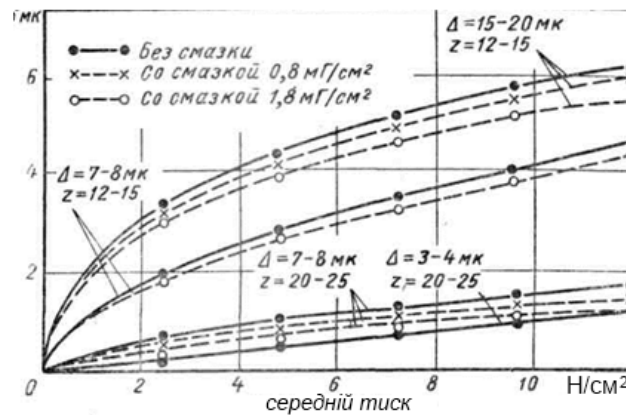


Рис. 1. Залежність між пружним зближенням і середнім тиском в стикі (Δ, z - глибина і число плям шабрення; площа стикі 80 см^2)

Зіставлення розрахункових і експериментальних прогинань планки, лежачої на напівплощині при різному стані поверхні і, отже, різних коефіцієнтах контактної податливості показує повний збіг. Особливо важливі такі розрахунки для деталей з консолями типу повзунів, пінолей, центрів і так далі. Пружні переміщення навіть таких відносно жорстких деталей, як пінолі і повзуни поперечно-стругальних верстатів, при розрахунку їх без урахування власних деформацій на довжині контакту виходять до 3 разів менше, ніж при точному розрахунку як балок на пружній основі.

Контактні деформації істотно позначаються на крутильній жорсткості приводів. У балансі кутових переміщень приводів верстатів контактні деформації в з'єднаннях зазвичай перевищують крутильні деформації валів. Коефіцієнт контактної податливості в з'єднаннях шпон призматичними шпонками і в зубах кулачкових муфт складає в середньому $0,3\text{—}0,4 \text{ мкм/МПа}$.

Контактну жорсткість при коливаннях вивчали по частоті власних коливань бруса з масою на кінці, складеного з дисків, стягнутих гвинтом. Жорсткість не змащених стиків при коливаннях і статичній деформації однакова і не залежить від частоти коливань. Жорсткість змащених стиків при коливаннях у зв'язку з додатковим опором витіканню масла підвищується до 1,5 разу. Підвищення жорсткості тим більше, чим більше кількість і в'язкість мастила і менше початковий тиск.

Контактуючі поверхневі шари володіють не тільки нормальною, але і дотичною податливістю. Для особливо точних розрахунків переміщення (переважно в умовах пружного повороту), а також для розрахунків міцності фрикційних зчеплень представляє значний інтерес демпфуюча здатність стиків металорізальних верстатів.

Класичний підхід у підвищенні динамічної якості несучої системи верстата є використання в ній елементів з високими дисипативними властивостями, які широко використовуються при створенні верстатів. Подальше підвищення вимог до їх стійкості призвело до розроблення динамічних гасителів, що розсіюють енергію коливань елементів несучої системи верстата на резонансних частотах. Однак, діапазон дії цих властивостей обмежений, що знижує динамічні характеристики верстата в різних режимах його роботи.

Для стиків по аналогії з коефіцієнтами внутрішньої в'язкості матеріалів вводяться коефіцієнти нормальної і тангенціальної контактної в'язкості $\xi_{\text{ст}}$ і $\zeta_{\text{ст}}$. Коефіцієнтом в'язкості стикі є питоме демпфування, що доводиться на одиницю площі. У цьому його відмінність від коефіцієнтів нормальної і тангенціальної в'язкості матеріалів. На підставі визначення коефіцієнтів в'язкості при нормальних зсувах в стикі площею F загасання буде дорівнювати $h_0 = F\xi_{\text{ст}}$, при тангенціальних зсувах - $h_t = F\eta_{\text{ст}}$.

При повороті навколо осі симетрії стикі загасання визначатиметься по формулі:

$$d_0 = J\xi_{\text{ст}},$$

де: J — осьовий момент інерції стикі.

Таке уявлення означає, що сила в'язкого тертя в лінійному випадку рівномірно розподілена по стикі, який може розглядатися як сукупність нескінченного числа елементарних пружин і демпферів. Для визначення $\xi_{\text{ст}}$ можна використовувати наявні дані Д.Н. Решетова і З.М. Левіної,

з яких слідує, що на коефіцієнт нормальної в'язкості дуже сильно впливає кількість мастила (рис. 2).

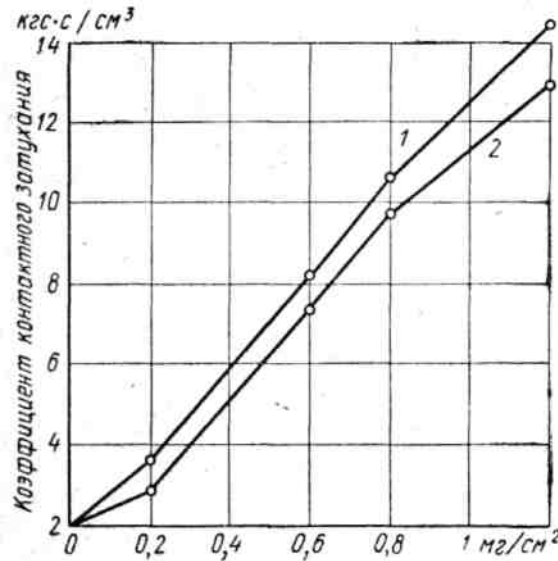


Рис. 2. Залежність коефіцієнта нормальної в'язкості в стикі від кількості мастила при тиску в стикі 0,25—1,38 МПа: 1 — масло індустріальне 45; 2 — масло індустріальне 12

При кількості мастила 1,2 мг/см² коефіцієнт нормальної в'язкості в стикі збільшується більш ніж в 7 разів в порівнянні з сухим (не змащеним) стиком (від 2 до 15 МПа·с). Не виявлено істотної різниці між стиками сталевих і чавунних деталей, а також між шабреними і шліфованими стиками деталей. Для стиків чавун — текстоліт коефіцієнт нормальної в'язкості приблизно в 2 рази більше коефіцієнта нормальної в'язкості для стиків чавун—чавун.

Для визначення коефіцієнтів тангенціальної в'язкості можна використовувати дослідження Б.Т. Бресва, О.М. Гельфельда, С.Г. Ухорського на верстаті і В.А. Кудінова і С.Т. Токобаєва на стенді. Для стенду при мастилi індустріальним маслом 45 і тиску в направляючих $\sigma = 0,09$ МПа коефіцієнт тангенціальної в'язкості $\xi_{CTm} = 0,012$ МПа·с, при $\sigma = 0,17$ МПа коефіцієнт $\xi_{CT} = 0,018$ МПа·с.

При малому тиску в стиках тангенціальна в'язкість істотно залежить від величини цього тиску. Масла з поверхнево-активними (ВНІІ НП-401, Старфак 2) добавками декілька зменшують коефіцієнт тангенціальної в'язкості стиків.

У нерухомих стиках загасання при дотичних коливаннях залежить від амплітуди коливань, зростаючи з її збільшенням. При повторних навантаженнях загасання менше, ніж при першому навантаженні. На підставі визначення постійною часу демпфування $T_{h,\sigma}$ і $T_{h,\tau}$:

$$\eta_{CT} = \frac{T_{h,\tau}}{k_{\tau}}; \quad \xi_{CT} = \frac{T_{h,\sigma}}{k_{\sigma}}.$$

Проводячи аналогію між суцільним середовищем і стиком, можна вважати, що $T_{h,\sigma} = T_{h,\tau}$. В середньому демпфуюча здатність нерухомих стиків визначається постійною часу демпфування, яка лежить в межах від $2 \cdot 10^{-4}$ до $5 \cdot 10^4$ с. Порівнюючи ці значення з постійними часу демпфування металів, можна зробити вивід про те, що демпфуюча здатність стиків на один-два порядку вище демпфуючої здатності металів і можна порівняти з демпфуючою здатністю гуми, залізобетону і дерева.

При великому тиску поведінка стиків при коливаннях таке ж, як матеріалу, з якого виготовлені контактуючі деталі. Оскільки демпфуюча здатність матеріалів нижче демпфуючої здатності стиків, то, починаючи з деякого тиску, при його подальшому збільшенні демпфуюча здатність стиків зменшуватиметься.

При тангенціальних коливаннях стик може працювати як би в двох режимах. При першому режимі амплітуда тангенціальних коливань не перевищує величини попереднього зсуву. Попередній зсув є найбільша величина тангенціального зсуву в стикі, після перевищення якого починаються необоротні деформації, тобто звичайне ковзання одного тіла по іншому. В цьому випадку тертя в основному буде в'язким.

Якщо амплітуда коливань перевищує величину попереднього зсуву, то на демпфування починають робити вплив і сили тертя без мастила.

Демпфуванню тангенціальних коливань в стикі при терті без мастила присвячена велика кількість робіт Я.Г. Пановко і його співробітників. Їм же запропонований термін — «конструкційне демпфування». Для стиків з прослизанням характерна наявність оптимального тиску, при якому демпфування має найбільшу величину. При тиску, великому і меншому за оптимальний, демпфування зменшується. Все це відноситься до нерухомих або майже нерухомих стикам, постійні відносні швидкості ковзання в яких малі.

Висновки: Проведений аналіз існуючих методик розрахунку і результатів експериментальних досліджень жорсткості і демпфуючої здатності стиків МРВ і верстатного устаткування показав, що:

1. Точність обробки на верстатах може до 80% визначатися жорсткістю і демпфуючої здатністю стиків, які суттєво впливають на показники технологічної надійності верстата.
2. Характеристики стиків (жорсткість і демпфуюча здатність) залежить від багатьох у більшості випадкових факторів: конструкційних, технологічних, експлуатаційних.
3. Характеристики стиків змінюються у часі, характер цих змін у загальному випадку є нелінійним і залежить також від випадкових конструкційних, технологічних і експлуатаційних факторів.
4. Теоретичне визначення характеристик стиків виконується на основі аналітичних і емпіричних формул і методик, які можна застосовувати лише в обмежених випадках.
5. Значний інтерес представляє вивчення жорсткості стиків безпосередньо у вузлах машин і жорсткості всієї машини, коли враховується реальний стан поверхневого шару, розміри його номінальної і фактичної площі, напрям дії навантаження, наявність мастила і тому подібне.

1. *Гордєєв О.Ф., Четвержук Т.І.* Теоретичне визначення контактних деформацій і жорсткості стиків металорізальних верстатів / Гордєєв О.Ф., Четвержук Т.І.// Наукові нотатки Луцьк 2012 – № 38. – С. 45-48
2. *Кудинов В.А.* Динамика станков. М.: Машиностроение, 1967, – 360 с.
3. *Левина З.М.* Исследование демпфирования в направляющих и разработка комбинированных направляющих качения-скольжения, обеспечивающих высокое демпфирование и плавность перемещений узлов прецизионных станков. Отчет по теме. М.: ЭНИМС, 1977. – 204 с.
4. *Левина З.М., Решетов Д.Н.* Контактная жесткость машин.-М.: Машиностроение, 1971.
5. *Пуш А.В.* Исследование демпфирования для повышения виброустойчивости гидростатических опор применительно к шпинделям станков. Дис. . канд.техн.наук. М., 1974.
6. *Хомяков В.С., Тарасов И.В.* Оценка качества стыков на точность станков./ станки инструменты – 1991 – С. 13-17.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

УДК 539.3: 681.3.06

О.В. Горик, С.Б. Ковальчук
ЗГИН КОМПОЗИТНИХ ПРИЗМАТИЧНИХ БРУСІВ В УМОВАХ ОБМЕЖЕНОГО
ДЕФОРМУВАННЯ

У роботі розглядаються задачі згину композитних призматичних брусів із проміжними закріпленнями, що обмежують його прогини. На основі співвідношень ітераційної зсувної моделі деформування композитних брусів із використанням варіаційних принципів отримані загальні визначальні рівняння моделі у випадку наявності умов різного типу накладених на переміщення точок циліндричної поверхні, що належать головній площині жорсткості бруса. Розглянуті деякі типи умов та задачі згину брусів із обмеженим деформуванням, що їм відповідають

Ключові слова: композит, брус, згин, обмеження, деформації, умови
Форм. 19. Рис. 3. Літ. 9.

А.В. Горик, С.Б. Ковальчук
ИЗГИБ КОМПОЗИТНЫХ ПРИЗМАТИЧЕСКИХ БРУСЬЕВ В УСЛОВИЯХ
ОГРАНИЧЕНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

В работе рассматриваются задачи изгиба композитных призматических брусьев с промежуточными закреплениями, которые ограничивают его прогибы. На основе соотношений итерационной сдвиговой модели деформирования композитных брусьев с использованием вариационных принципов получены общие определяющие уравнения модели в случае наличия условий различного типа наложенных на перемещение точек цилиндрической поверхности, принадлежащих главной плоскости жесткости бруса. Рассмотрены некоторые типы условий и задачи изгиба брусьев с ограниченным деформированием которые им соответствуют

Ключевые слова: композит, брус, изгиб, ограничения, деформации, условия

A. Goryk, S. Kovalchuk
BENDING COMPOSITE PRISMATIC BARS IN CONDITIONS OF LIMITED DEFORMATION

In paper considers the problem of bending composite prismatic beams with intermediate restraints that limit its deflection. On the basis relations of the iterative model of deformation composite beams using variational principles obtained general constitutive equations of the model in the case of different types of conditions that imposed on the movement of the points of cylindrical surface of the beam. Considered some types of conditions and the problem of bending beams with limited deformation associated with them

Keywords: composite, bar, bending, deformation, conditions.

Постановка проблеми. Композитні матеріали поєднують у собі декілька різнорідних матеріалів із відмінними фізико-механічними властивостями. Але, по суті, композити – не просто матеріали, у традиційному розумінні цього слова, а своєрідні конструкції, які мають певну будову (черговість шарів, розташування армуючих елементів і ін.), що проектується під конкретні умови роботи. Це дозволяє у значних межах змінювати механічні властивості композитних елементів, підкреслювати корисні властивості традиційних матеріалів та зменшувати негативні. Тому одним із напрямів підвищення економічності, надійності та зниження ресурсоемності нових конструкцій у сучасному машинобудуванні та будівництві, а також зниження собівартості відновлення вже існуючих конструкцій, є застосування сучасних композитів.

У інженерних конструкціях різного призначення велика кількість елементів у вигляді стержнів різних перерізів працює на поперечний згин. Досить часто такі елементи працюють в умовах обмеженого деформування, що обумовлюється наявністю проміжних пов'язей різного типу, як то додаткові жорсткі та пружні опори, ділянки пружної основи та інше. Якщо для однорідних брусів із обмеженим деформуванням методики розв'язання різних задач добре відпрацьовані і загальновідомі, то для композитних брусів такі задачі залишаються практично невисвітленими у науковій літературі.

Аналіз існуючих досліджень. Аналізу досягнень розвитку моделювання роботи композитних систем у різних умовах деформування присвячений ряд оглядів [3, 4, 2, 9, 8], а результати досліджень увійшли у довідникову і монографічну літературу, наприклад, [6, 5]. Слід відмітити, що існуючі дослідження композитних елементів конструкцій стосуються переважно деформування шаруватих плит і оболонок, про що свідчить значна кількість наукових праць, присвячених даним питанням. Значно менше наукової інформації щодо деформування композитних брусів, що обумовлено їх більш складною структурною будовою.

Окремим напрямом теоретичного дослідження механіки деформування композитів є ітераційне моделювання, вихідні положення якого сформульовані С.О. Амбарцумяном. Розвиток аналітичної теорії із використанням ітераційних принципів у механіці шаруватих композитних систем, що за

останні десятиріччя набула значного розвитку стосовно задач деформування пластин та оболонок, висвітлених у [7]. Щодо механіки деформування композитних брусів, ітераційний підхід реалізований у [1], де побудовано ітераційну зсувну модель згину композитних брусів довільного наближення.

Механіка деформування однорідних брусів в умовах обмеженого деформування детально розроблена і описана у науковій літературі у вигляді окремих типів задач таких, як поперечний згин нерозрізних балок на жорстких, чи пружних опорах, пружній однорідній, чи неоднорідній основі, методики розв'язання яких описані у численній літературі із будівельної механіки. Натомість моделювання подібних задач для брусів неоднорідної структурної будови, у науковій літературі практично не висвітлене.

Невирішені частини проблеми. У ході аналізу наукових джерел встановлено, що при моделюванні згину композитних брусів дослідники обмежуються розглядом випадків різного типу закріплень на кінцях бруса. Тому, зважаючи на достатньо велику розповсюдженість у конструкціях брусів, що працюють в умовах обмеженого згину, дослідження питань моделювання роботи композитних брусів в таких умовах є актуальною проблемою.

Метою дослідження є розробка загальних підходів до розв'язання задач згину композитних брусів за наявності проміжних закріплень різного типу між крайніми перерізами.

Основні результати дослідження. Опорні вузли значної частини згинальних елементів у конструкціях розташовані поблизу, або безпосередньо на їхніх кінцях. Під дією зовнішнього навантаження такі бруси загалом вільно деформуються між крайніми закріпленнями, тобто відсутні зовнішні обмеження переміщень проміжних перерізів бруса (рис. 1, а). Але на практиці зустрічаються такі згинальні елементи, деформування яких додатково обмежується певними чинниками, що діють на частину бруса, розташовану між крайніми перерізами (рис. 1, б). У якості таких чинників можуть виступати різного типу додаткові опорні вузли, контактна взаємодія із відносно жорсткими, чи піддатливими елементами конструкції, пружним середовищем, вимушені переміщення спричинені неточністю виготовлення елементів конструкції, їх монтажу та інші. Такі бруси будемо у подальшому називати брусами із обмеженими умовами деформування, не виділяючи окремо тип наявного обмеження.

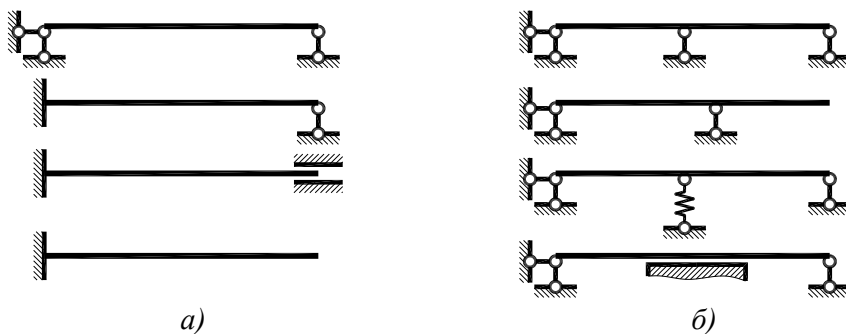


Рис. 1. Схеми закріплення брусів [авторська розробка]

Практично всі задачі згину брусів із обмеженим деформуванням є статично невизначними, але в той же час не можна сказати, що всі статично невизначні задачі відносяться до задач із обмеженим деформуванням. Наприклад, друга та третя схеми на рис. 1, а є статично невизначними, але переміщення прольотної частини балки нічим не обмежується, тому вона перебуває в умовах вільного деформування. Натомість двоопорна балка із консоллю на рис. 1, б є статично визначною, але має бути віднесена до балок із обмеженим деформуванням, оскільки її прогини обмежуються жорсткою шарнірною опорою, розташованою між торцевими перерізами.

Деякі із задач згину, в залежності від прийнятих допущень, можна розглядати, і як задачі із обмеженим деформуванням, і як задачі із вільним деформуванням. Наприклад, балка-консоль, якщо при моделюванні жорсткого закріплення виключити із розгляду частину бруса занурену у середовище, і розглядати лише вільну його частину із жорстким закріпленням лівого торця (рис. 2, а), то такий брус не перебуватиме у обмежених умовах деформування. Якщо ж розглядати роботу такого бруса разом із зануреною у середовище частиною (рис. 2, б), то деформування такого бруса буде обмеженим, оскільки на переміщення зануреної частини бруса, що знаходиться між торцевими перерізами будуть накладені обмеження у вигляді пружних чверть-просторів.



Рис. 2. Моделювання жорсткого закріплення [авторська розробка]

Незважаючи на те, що різноманітні задачі згину можна віднести до задач із обмеженим деформуванням, більшість їх об'єднує те, що зовнішні обмеження стосуються прогинів бруса. Тому було розглянуто випадок обмеженого деформування дискретно-неоднорідного бруса із обмеженнями його прогинів (рис. 3).

Призматичний прямий композитний брус (рис. 3) із незмінними за довжиною формою та структурною будовою поперечного перерізу, утворюють n дискретних фаз k , жорстко зв'язаних на границях і виконаних із різноманітних пружних матеріалів. Поперечний переріз бруса симетричний, як за формою, так і за структурою, принаймні, відносно осі OZ .

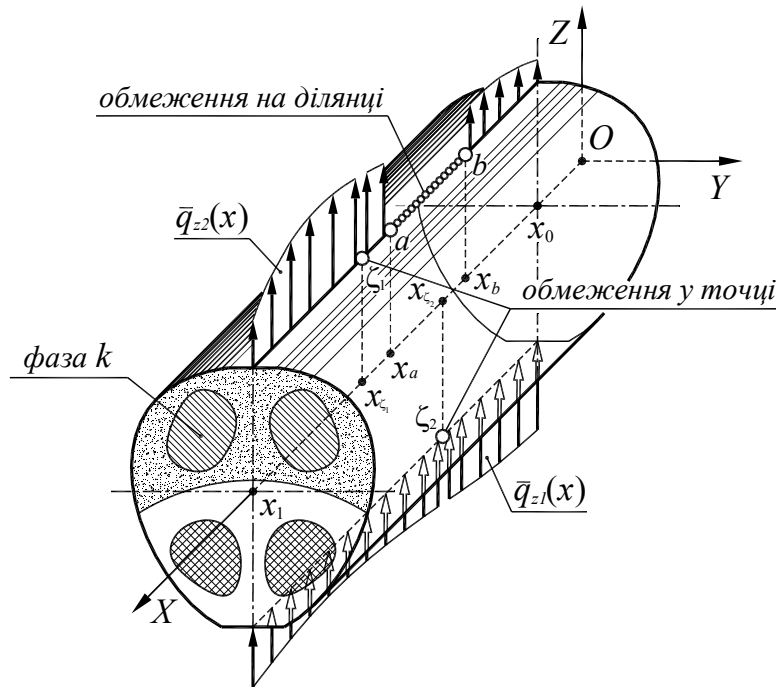


Рис. 3. Схема навантаження та обмежень деформуванню бруса [авторська розробка]

Для бруса обрано декартову систему координат XYZ . Вісь OX співпадає з поздовжньою віссю жорсткості бруса, а осі OY та OZ лежать в головних площинах жорсткості бруса. Матеріал фаз композита є ізотропним, або володіє властивостями трансверсальної ізотропії. Тобто відомі пружні властивості матеріалу довільної фази k , описані сукупністю пружних констант $E_x^{(k)}, E_y^{(k)}$,

$$E_z^{(k)}, G_{xz}^{(k)}, G_{xy}^{(k)}, \nu_{xz}^{(k)}, \nu_{xy}^{(k)}.$$

Брус знаходиться під дією нормальних розподілених зовнішніх навантажень \bar{q}_{z1} та \bar{q}_{z2} , зведених до головної площини жорсткості XOZ . На ряд окремих точок та відрізків на циліндричній поверхні бруса, що належать головній площині XOZ накладені обмеження переміщень вздовж осі OZ (вертикальних переміщень).

З точки зору теорії пружності усі задачі із обмеженим деформуванням відносяться до задач із граничними умовами змішаного типу – коли на деякій ділянці поверхні тіла задані статичні граничні умови, а для частини точок поверхні задані геометричні умови (переміщення). Умови у переміщеннях фактично моделюють той чи інших спосіб закріплення тіла, тому зважаючи на основні принципи механіки, можуть бути замінені деякими реактивними навантаженнями \bar{q}_{z1}^r та \bar{q}_{z2}^r , які за впливом на переміщення закріплених точок еквівалентні закріпленням, але закон розподілу яких є невідомим. Такий підхід дозволяє при визначенні напружень та деформацій

скористатися відомими розв'язками теорії пружності для композитних брусів, у яких статичні умови складатимуть повні навантаження: $\bar{q}'_{z1} = \bar{q}_{z1} + \bar{q}'_{z1}$, $\bar{q}'_{z2} = \bar{q}_{z2} + \bar{q}'_{z2}$.

Серед існуючих аналітичних моделей, побудованих за ітераційним принципом, найбільш розвинутою є депланаційна модель згину дискретно-неоднорідних брусів розроблена у [1]. Дана модель дозволяє із довільним наближення отримувати розв'язки задач згину композитних брусів із урахуванням поперечних зсувів та обтиснення. Якщо відкинути врахування поперечного обтиснення, то ітераційній моделі на довільному кроці наближення m відповідатимуть співвідношення для напружень:

$$\sigma_{mx} = E_x \left(\frac{du_m}{dx} - \frac{d^2 w_m}{dx^2} \psi_0 - \sum_{i=1}^m \left(\frac{d^2 \chi_{mi}}{dx^2} \psi_i \right) \right), \quad (1)$$

$$\tau_{mxz} = \sum_{i=1}^m \left(\frac{d \chi_{mi}}{dx} f_{i-1} \right), \quad (2)$$

та деформацій:

$$\varepsilon_{mx} = \frac{\sigma_{mx}}{E_x}, \quad \gamma_{mxz} = \frac{\tau_{mxz}}{G_{xz}}, \quad (3)$$

де $w_m = w_m(x)$, $\chi_{mi} = \chi_{mi}(x)$ – шукані функції, відповідно вертикальних переміщень та зсувів; $\psi_{mi} = \psi_{mi}(z)$ – функції розподілу поздовжніх переміщень по висоті поперечного перерізу бруса; $f_{(i-1)} = f_{(i-1)}(z)$ – функції розподілу складових дотичних напружень; $E_x = E_x(y, z)$ – функція поздовжнього модуля пружності; $G_{xz} = G_{xz}(z)$ – функція усередненого по ширині перерізу бруса модуля зсуву.

У співвідношеннях (1) та (2) функції розподілу по висоті перерізу поздовжніх деформацій та дотичних напружень визначаються за інтегральними співвідношеннями, наведеними у [1], де детально описана методика їх визначення для брусів із перерізами, що утворені елементами фаз прямокутної форми.

Співвідношення для напружень (1), (2) та деформацій (3), після введення позначення для вертикальних переміщень $w_m(x) = \chi_{m0}$ отримають наступний вигляд:

$$\sigma_{mx} = E_x \sum_{i=0}^m \frac{d^2 \chi_i}{dx^2} \xi_i, \quad \tau_{mx} = \sum_{i=1}^m \frac{d \chi_i}{dx} f_{i-1}, \quad (4)$$

$$\varepsilon_{mx} = \frac{\sigma_{mx}}{E_x}, \quad \gamma_{mxz} = \frac{\tau_{mxz}}{G_{xz}}, \quad (5)$$

де: ξ_i – функції розподілу поздовжніх переміщень, отримані після виключення першої похідної функції u_m із використанням умови відсутності поздовжнього стиску бруса. У виразах (4) та (5) для компактності подальших теоретичних викладок опущений перший індекс у позначенні функцій $\chi_{mi} = \chi_i$.

Співвідношення (4), для визначення напружень за ітераційною моделлю, залежать від невідомих функцій χ_i визначення яких і складає подальше розв'язання задачі. Для відшукування даних функцій був використаний принцип мінімуму повної енергії пружного тіла. Відповідно до (4) та (5) повна енергія композитного бруса запишеться так:

$$W = \int_{x_0}^{x_1} \left(\frac{1}{2} \int_A \left(E_x \left(\sum_{i=0}^m \frac{d^2 \chi_i}{dx^2} \xi_i \right)^2 + \frac{1}{G_{xz}} \left(\sum_{i=1}^m \frac{d \chi_i}{dx} f_{(i-1)} \right)^2 \right) dA - \bar{q}_z \chi_0 \right) dx, \quad (6)$$

де $\bar{q}_z = \bar{q}_{z1}(x) + \bar{q}_{z2}(x)$ – зведене до головної площини бруса зовнішнє нормальне навантаження (рис. 3); A – площа поперечного перерізу бруса.

Якщо у випадку закріплень лише на кінцях бруса функції χ_i повинні надавати повній енергії (6) безумовний мінімум, то за наявності проміжних закріплень (рис. 3) вони також мають відповідати певним умовам, які накладають закріплення.

Був розглянутий загальний випадок, коли наявні проміжні закріплення накладають на шукані функції умови у вигляді системи виразів:

$$\mathfrak{G}_j(x, \chi_0, \chi_1, \dots, \chi_m, \chi_0^{(1)}, \chi_1^{(1)}, \dots, \chi_m^{(1)}) = 0, \quad j = 1, 2, \dots, n; \quad n < 2m, \quad (7)$$

де: $f^{(1)} = df/dx$.

Таким чином, було поставлено задачу відшукування умов мінімуму функціонала (6) у випадку наявних умов (7), накладених на деякі точки циліндричної поверхні бруса, що і складає подальше розв'язання задачі згину із обмеженим деформуванням. Повна енергія (6) є функціоналом, що залежить від функцій χ_i та їх похідних до другого порядку включно

$$W = \int_{x_0}^{x_1} J(x, \chi_0, \chi_1, \dots, \chi_m, \chi_0^{(1)}, \chi_1^{(1)}, \dots, \chi_m^{(1)}, \chi_0^{(2)}, \chi_1^{(2)}, \dots, \chi_m^{(2)}) dx. \quad (8)$$

З математичної точки зору задача дослідження на екстремум функціонала (8) за наявних умов (7) є варіаційною задачею на умовний екстремум. При отриманні необхідних умов екстремуму розглядалися два випадки: коли умови стосуються окремої точки поверхні (обмеження у точці); коли умови (7) стосуються сукупності точок поверхні, що утворюють відрізок (обмеження на ділянці).

Для випадку, коли умови (7) стосуються деякої точки ζ з координатою $x_\zeta \in (x_0, x_1)$, необхідні умови екстремуму функціонала (8) отримані у наступному вигляді

$$\frac{\partial J}{\partial \chi_k} - \frac{d}{dx} \frac{\partial J}{\partial \chi_k^{(1)}} + \frac{d^2}{dx^2} \frac{\partial J}{\partial \chi_k^{(2)}} + \sum_{j=1}^n \left(\Delta_{x_\zeta} \lambda_j \frac{\partial \mathfrak{G}_j}{\partial \chi_k} - \frac{d}{dx} \left(\Delta_{x_\zeta} \lambda_j \frac{\partial \mathfrak{G}_j}{\partial \chi_k^{(1)}} \right) \right) = 0, \quad (9)$$

де: $\Delta_{x_\zeta} = \Delta(x - x_\zeta)$ – дельта функція Дірака локалізована у точці $x = x_\zeta$; $\lambda_j = \lambda_j(x)$ – деякі невідомі функції (невідомі множники); $k = \overline{0, m}$ – індекс розгортає систему умов по вертикалі.

Разом з умовами (9) були отримані додаткові рівняння для визначення невідомих множників λ_j

$$\Delta_{x_\zeta} \mathfrak{G}_{k-m} = 0, \quad k = \overline{m+1, m+n}. \quad (10)$$

У випадку, коли умови (7) стосуються деякої безперервної сукупності точок, що утворюють відрізок $[a, b]$ з координатами $x_a, x_b \in (x_0, x_1)$ (рис. 3) необхідні умови отримані у такому вигляді:

$$\frac{\partial J}{\partial \chi_k} - \frac{d}{dx} \frac{\partial J}{\partial \chi_k^{(1)}} + \frac{d^2}{dx^2} \frac{\partial J}{\partial \chi_k^{(2)}} + \sum_{j=1}^n \left(Q_{[a,b]} \lambda_j \frac{\partial \mathfrak{G}_j}{\partial \chi_k} - \frac{d}{dx} \left(Q_{[a,b]} \lambda_j \frac{\partial \mathfrak{G}_j}{\partial \chi_k^{(1)}} \right) \right) = 0, \quad (11)$$

де: $Q_{[a,b]}$ – характеристична функція проекції відрізка $[a, b]$ на вісь Ox ; $k = \overline{0, m}$.

Додаткові рівняння у такому випадку мають наступний вигляд:

$$Q_{[a,b]} \mathfrak{G}_{k-m} = 0, \quad k = \overline{m+1, m+n}. \quad (12)$$

Після застосування підінтегрального виразу (6), в умовах екстремуму функціонала (9) та (11), були отримані системи диференціальних рівнянь, яким мають відповідати шукані функції χ_i при наявних обмеженнях відповідного типу.

Умова (9), яка відповідає випадку обмежень у точці ζ , після розгортання має наступний вигляд:

$$\begin{cases} \sum_{i=0}^m D_{0i} \frac{d^4 \chi_i}{dx^4} = \bar{q}_z - \sum_{i=1}^n \left(\Delta_{x_\zeta} \lambda_j \frac{\partial \mathfrak{G}_j}{\partial \chi_0} - \frac{d}{dx} \left(\Delta_{x_\zeta} \lambda_j \frac{\partial \mathfrak{G}_j}{\partial \chi_0^{(1)}} \right) \right); \\ \sum_{i=0}^m D_{ki} \frac{d^4 \chi_i}{dx^4} - \sum_{i=1}^m D_{(k-1)i} \frac{d^2 \chi_i}{dx^2} = - \sum_{i=1}^n \left(\Delta_{x_\zeta} \lambda_j \frac{\partial \mathfrak{G}_j}{\partial \chi_k} - \frac{d}{dx} \left(\Delta_{x_\zeta} \lambda_j \frac{\partial \mathfrak{G}_j}{\partial \chi_k^{(1)}} \right) \right), \quad k = \overline{1, m}. \end{cases} \quad (13)$$

де: $D_{ki} = \int_A (E_x \xi_k \xi_i) dA$ – характеристики жорсткості композитного бруса.

Умова (11), яка відповідає випадку обмежень на ділянці $[a, b]$, після розгортання запишеться так:

$$\left\{ \begin{aligned} \sum_{i=0}^m D_{0i} \frac{d^4 \chi_i}{dx^4} &= \bar{q}_z - \sum_{i=1}^n \left(Q_{[a,b]} \lambda_j \frac{\partial \vartheta_j}{\partial \chi_0} - \frac{d}{dx} \left(Q_{[a,b]} \lambda_j \frac{\partial \vartheta_j}{\partial \chi_0^{(1)}} \right) \right); \\ \sum_{i=0}^m D_{ki} \frac{d^4 \chi_i}{dx^4} - \sum_{i=1}^m D_{(k-1)i} \frac{d^2 \chi_i}{dx^2} &= - \sum_{i=1}^n \left(Q_{[a,b]} \lambda_j \frac{\partial \vartheta_j}{\partial \chi_k} - \frac{d}{dx} \left(Q_{[a,b]} \lambda_j \frac{\partial \vartheta_j}{\partial \chi_k^{(1)}} \right) \right), \quad k = \overline{1, m}. \end{aligned} \right. \quad (14)$$

Системи рівнянь (13) та (14) разом із відповідними додатковими рівняннями дозволяють моделювати різні задачі згину композитних брусів із обмеженим деформуванням, задаючись тими, чи іншими умовами ϑ_j . Наприклад, ідеальному шарнірно рухомому вздовж осі OX закріпленню деякої точки ζ бруса відповідає умова $\vartheta_1 = \chi_0 = 0$ і, відповідно до (13), визначальна система диференціальних рівнянь:

$$\left\{ \begin{aligned} \sum_{i=0}^m D_{0i} \frac{d^4 \chi_i}{dx^4} &= \bar{q}_z - \Delta_{x_\zeta} \lambda_1; \\ \sum_{i=0}^m D_{ki} \frac{d^4 \chi_i}{dx^4} - \sum_{i=1}^m D_{(k-1)i} \frac{d^2 \chi_i}{dx^2} &= 0, \quad k = \overline{1, m}. \end{aligned} \right. \quad (15)$$

Значення невідомого множника $\lambda_1 \Big|_{x_\zeta}$ можна отримати за допомогою додаткового рівняння (10), яке набуде наступного вигляду

$$\chi_0 \Big|_{x=x_\zeta} = 0. \quad (16)$$

Заданому вертикальному переміщенню шарнірного рухомого закріплення точки ζ відповідає умова $\vartheta_1 = \chi_0 - \delta = 0$, де δ – задана величина переміщення точки ζ . Система визначальних рівнянь при цьому має вигляд аналогічний (15). Але додаткове рівняння матиме відмінний від попереднього випадку вигляд:

$$\chi_0 \Big|_{x=x_\zeta} = \delta. \quad (17)$$

Аналогічно отримані інші співвідношення, які моделюють задачі із лінійно-пружними проміжними опорами. Можливий, також, розгляд задач із нелінійно-пружними закріпленнями, але у цьому випадку обов'язковою є перевірка необхідних умов мінімуму повної енергії бруса. Розглядаючи умови накладених на сукупність точок, що складають відрізок, можна прийти до моделювання задач згину композитних брусів на суцільній, чи дискретній пружній основі або затиснених у пружне середовище. Наприклад, пружна основа із коефіцієнтом пропорційності c за гіпотезою Вінклера накладає на переміщення точок поверхні бруса умову $\vartheta_1 = c\chi_0 - \bar{q}_{zi}^r = 0$, $i = 1, 2$. Якщо дана умова стосується точок відрізка $[a, b]$, що відповідає контакту деякої ділянки бруса із пружною основою, то відповідно до (14) визначальна система рівнянь задачі матиме вигляд:

$$\left\{ \begin{aligned} \sum_{i=0}^m D_{0i} \frac{d^4 \chi_i}{dx^4} &= \bar{q}_z - Q_{[a,b]} c \chi_0; \\ \sum_{i=0}^m D_{ki} \frac{d^4 \chi_i}{dx^4} - \sum_{i=1}^m D_{(k-1)i} \frac{d^2 \chi_i}{dx^2} &= 0, \quad k = \overline{1, m}. \end{aligned} \right. \quad (18)$$

Тут за допомогою додаткового рівняння (12) вже виключений невідомий множник λ_1 , який у даній задачі за фізичною суттю є невідомим вертикальним переміщенням χ_0 закріплених точок. Для бруса на суцільній пружній основі $a = x_0$, $b = x_1$, тоді для усіх перерізів бруса $Q_{[a,b]} = 1$, відповідно система (18) набуде вигляду:

$$\left\{ \begin{aligned} \sum_{i=0}^m D_{0i} \frac{d^4 \chi_i}{dx^4} &= \bar{q}_z - c \chi_0; \\ \sum_{i=0}^m D_{ki} \frac{d^4 \chi_i}{dx^4} - \sum_{i=1}^m D_{(k-1)i} \frac{d^2 \chi_i}{dx^2} &= 0, \quad k = \overline{1, m}. \end{aligned} \right. \quad (19)$$

Зауважимо, що для випадків коли на брус накладені і розподілена, і зосереджена умови, зважаючи на властивості функціонала (8), як визначеного інтеграла, моделювання зводиться до

суперпозиції рівнянь (13) та (14), яка має розв'язуватись сумісно із додатковими рівняннями (10) та (12). Теж саме відноситься і до випадків коли ділянок, чи точок поверхні бруса, на які накладені умови, декілька. Відмітимо також те, що розподілені умови при спрощеному моделюванні можуть бути замінені деякою сукупністю зосереджених умов. Це дозволяє спростити отримання результатів моделювання важливих практичних задач.

Висновки. Розроблений підхід у моделюванні згину композитних брусів за наявності проміжних закріплень, що обмежують його прогини, показує спільну основу багатьох відомих задач. Основні та додаткові рівняння, отримані із використанням співвідношень довільного наближення для напружень та деформацій інтераційної зсувної моделі згину композитних брусів дозволяють розглядати різні типи проміжних закріплень композитного бруса. В свою чергу, це дозволяє отримати визначальні співвідношення для різних практично важливих задач, таких як нерозрізні композитні балки із жорсткими, чи пружними проміжними опорами, із заданим переміщенням опор, композитні балки на суцільній, чи дискретній пружній основі. Подальші теоретичні дослідження згину композитних брусів із обмеженим деформуванням можуть проводитись, як у напрямку побудови ефективних методик розв'язання вже приведених задач, так і в напрямку дослідження різного типу умов, що може розширити коло задач.

1. Горик О.В. Механіка деформування композитних брусів / О.В. Горик, В.Г. Піскунов, В.М. Чередніков. – Полтава-Київ: АСМІ, 2008. – 402 с.
2. Рассказов О.О. Развитие прикладной теории и методов решения задач исследования шаруватих ортотропних оболочек та пластин / Рассказов О.О. // Вісник Транспорт. академії України і Українського транспорт. університету. – 1997. – №1. – С. 110-116.
3. Альтенбах Х. Основные направления теории многослойных тонкостенных конструкций. Обзор / Альтенбах Х. // Механика композитных материалов. – 1998. – Т. 34, №3. – С.333-348.
4. Григолюк Э.И. Современное состояние теории многослойных оболочек / Григолюк Э.И., Коган Ф.А. // Прикладная механика. – 1972. – Т.8, №6. – С. 3-17.
5. Малмейстер А.К. Сопротивление полимерных и композитных материалов / Малмейстер А.К., Тамуж В.П., Тетерс Г.А. – Рига: Зинатне, 1980. – 572 с.
6. Механика конструкций из композиционных материалов / [В.В. Васильев, В.Д. Протасов, В.В. Болотин и др.]; под общ. ред. В.В. Васильева, Ю.М. Тарнопольского. – М.: Машиностроение, 1990. – 512 с.
7. Піскунов В.Г. Итерационная аналитическая теория в механике слоистых композитных систем / Піскунов В.Г. // Механика композит. материалов. – 2003. – Т.39, №1. – С. 2-24.
8. Піскунов В.Г. Развитие теории слоистых пластин и оболочек / Піскунов В.Г., Рассказов А.О. // Прикладная механика. – 2001. – Т.37, №2. – С. 22-57
9. Bogdanovich A.E. Composite materials and structures: Science, technology and applications. A compendium of books, review papers, and other sources of information / Bogdanovich A.E., Sierakowski P.L. // Appl. Mech. Rev.. – 1999. – 52, №12. – P. 351-366.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

УДК 621.785:625.143.51

В.І. Грибовська, О.П. Осташ, Р.В. Чепіль, В.Я. Подгурська
ВПЛИВ ФОРМОУТВОРЕННЯ ТА ТЕРМООБРОБКИ ПРУЖНИХ ЕЛЕМЕНТІВ
РЕЙКОВИХ СКРІПЛЕНЬ НА СТРУКТУРУ ЇХ МАТЕРІАЛУ

Проаналізовано вплив режимів формоутворення та термообробки пружних клем КП-5 зі сталей 60С2 і 65Г на їх структуру, глибину і ступінь знеуглецювання. Відзначено переваги сталі 65Г за цими параметрами. Рекомендовано спосіб оптимізації технологічного процесу для клем зі сталі 60С2.

Ключові слова: клемми пружні, термообробка, знеуглецювання, мікротвердість

Табл. 2. Рис. 4. Літ. 16.

В.І. Грибовська, О.П. Осташ, Р.В. Чепіль, В.Я. Подгурська
ВЛИЯНИЕ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ И ТЕРМООБРАБОТКИ ПРУЖИННЫХ
ЭЛЕМЕНТОВ РЕЛЬСОВЫХ СКРЕПЛЕНИЙ НА СТРУКТУРУ ИХ МАТЕРИАЛА

Проанализировано влияние режимов формообразования и термообработки пружинных клемм КП-5 из сталей 60С2 и 65Г на их структуру, глубину и степень обезуглероживания. Отмечено превосходство стали 65Г по этим параметрам. Рекомендовано способ оптимизации технологического процесса для клемм из стали 60С2.

Ключевые слова: клеммы пружинные, термообработка, обезуглероживание, микротвердость

O. Ostash, V. Hryboska, R. Chepil, V. Podhurska
EFFECT OF FORMING AND HEATTREATMENT OF THE RAIL JOINT SPRINGS
ON THEIR MATERIAL STRUCTURE

The influence of the modes of formation and heat treatment of the clamp springs KP-5 made from steels 60S2 and 65G on their structure, decarbonization depth and degree. Marked superiority of steel 65G in this aspect. The method of the 60S2 steel clamps terminal process optimization is recommended.

Keywords: spring claps, heat treatment, decarbonization, microhardness.

Найважливішим елементом верхньої будови колії є проміжні рейкові скріплення, які призначені для з'єднання рейок зі шпалами. Їх конструкція залежить від матеріалу шпал [6-8], зокрема, для залізобетонних шпал застосовують скріплення клемного типу, до складу яких входять пружні елементи, так звані клемми. Саме вони забезпечують необхідну силу притиску рейки до шпали та надають демпфувальні властивості скріпленню. На вітчизняних дорогах протягом останніх 5 років встановлюють безболтове скріплення типу КПП-5 [4, 5], а його пружним елементом є клема КП-5 (рис. 1) [3].



Рис. 1. Клема КП-5 проміжного скріплення типу КПП-5

На властивості та працездатність пружних елементів рейкових скріплень суттєво впливають фактори, пов'язані із технологією їх виробництва. Виготовляють клемми із круглого прутка $\varnothing 16$ мм ресорно-пружинної сталі марки 60С2, а технологічний процес після порізки включає два етапи: формоутворення та термічну обробку. Для отримання необхідної конфігурації прутки гнуть на спеціальних пресах, попередньо розігрівши заготовку до температури 760...800 °С. Готові вироби піддають гартуванню в оливі ($t_r = 870$ °С) з наступним середнім відпуском ($t_v = 470$ °С) [1, 9, 15]. Такий технологічний процес створює в металі мікроструктуру трооститу відпуску і забезпечує пружні властивості клемми, регламентовані технічними умовами, але призводить до знеуглецювання поверхневих шарів металу. Сталь 60С2 належить до групи кремністих сталей, які мають підвищену схильність до знеуглецювання. Згідно ГОСТ 14959 [1] глибина загального знеуглецюваного шару для прокату кремністих сталей не повинна

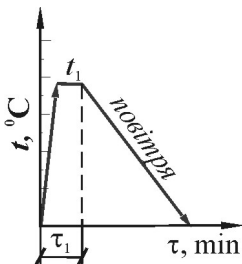
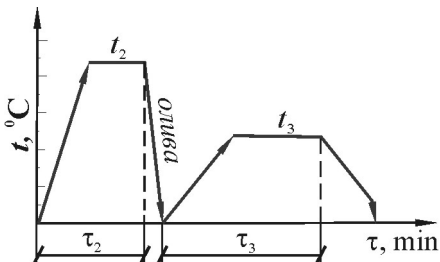
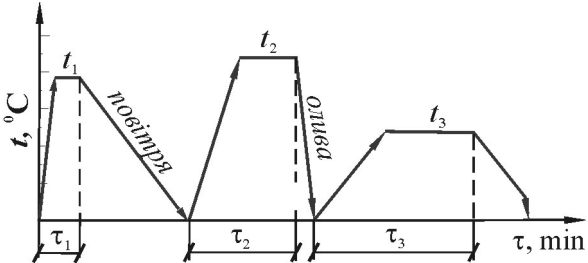
перевищувати 2,5% діаметра прутка. Зрозуміло, що при подальших технологічних нагрівах (зазвичай не в захисній атмосфері) глибина знеуглецьованого шару може зрости при значному зменшенні вмісту вуглецю [1,12].

Наявність знеуглецьованого шару суттєво впливає на границю витривалості матеріалу, зокрема для сталі 60С2 вона зменшується практично вдвічі [11]. Тому для пружних елементів рейкових скріплень важливим є питання вибору матеріалу та оптимізації режимів його термообробки (ТО) з метою мінімізації глибини знеуглецьованого шару. У цьому сенсі перспективним може бути використання в якості заміника сталі 65Г, яка окрім меншої схильності до знеуглецювання (понижений вміст кремнію, та підвищений вміст марганцю) володіє також вищими механічними характеристиками, краще прогартується і є дешевшою порівняно зі сталлю 60С2 [10,11, 14].

Мета роботи. Дослідити вплив повного циклу технологічного процесу та окремих його етапів на структуру, глибину знеуглецьованого шару та мікротвердість зразків металу пружних клем зі сталей 60С2 та 65Г.

Методика випробувань. Досліджували зразки і клеми, виготовлені зі сталей 60С2 і 65Г за повним циклом технологічного процесу (клеми) та за окремими етапами (зразки), режими яких (табл. 1) вибрано згідно рекомендацій [1, 15] Зауважимо, що в даному випадку температуру гартування для клем зі сталі 65Г вибрано 810 °С, оскільки такий режим дозволяє отримати вищу границю витривалості [10, 16].

Таблиця 1. Схеми та режими обробки клем зі сталей 60С2 та 65Г

№ ТО та її коротка характеристика	Схеми термічних обробок клем	Режими ТО [1, 9, 15]	
		60С2	65Г
<p>Варіант № 1: формоутворення гарячим деформуванням (контактний електронагрів)</p>		$t_1 = 760 \dots 800 \text{ } ^\circ\text{C}$ $\tau_1 = 1 \text{ хв}$	
<p>Варіант № 2: гартування в оливі та відпуск (пічний нагрів)</p>		$t_2 = 870 \text{ } ^\circ\text{C}$ $\tau_2 = 35 \text{ хв}$ $t_3 = 470 \text{ } ^\circ\text{C}$ $\tau_3 = 100 \text{ хв}$	$t_2 = 810 \text{ } ^\circ\text{C}$ $\tau_2 = 35 \text{ хв}$ $t_3 = 480 \text{ } ^\circ\text{C}$ $\tau_3 = 100 \text{ хв}$
<p>Варіант № 3: формоутворення гарячим деформуванням (контактний електронагрів), гартування в оливі та відпуск (пічний нагрів)</p>			

* Варіанти ТО №1 та №2 є складовими частинами повного технологічного процесу виготовлення клеми (варіант ТО №3).

Нагрів прутків для формоутворення клем проводили електроконтактним способом, а нагрів деталей під гартування і відпуск – у електричній печі безперервної дії. Мікроструктуру металу досліджували на зразках, вирізаних з готових деталей, за допомогою оптичного мікроскопа МИМ-

9, а мікротвердість вимірювали на приладі ПМТ-3М з навантаженням на індентор 1 Н. Величину знеуглецьованого шару визначали металографічно та вимірюванням мікротвердості за стандартними методиками [2].

Результати дослідження та їх обговорення. Металографічним аналізом встановлено, що в об'ємі зразків металу після формоутворення (варіант №1) утворилася феритно-перлітна структура, а після гартування та відпуску (варіант №2 та варіант №3) – трооститна у сталі 60С2 і трооститно-сорбітна у сталі 65Г. Відмінність мікроструктур пов'язана з тим, що при відпуску за даної температури (470...480 °С) у сталі 60С2 кремній сильно гальмує процеси розпаду мартенситу, утворення та ріст часток карбідів, зберігаючи при цьому високу дисперсність феритно-цементитної суміші [11]. У сталі 65Г ці перетворення відбуваються за нижчих температур (до 400°С). Відмінність структур відобразилася на твердості та мікротвердості металу (табл. 2).

Таблиця 2. Твердість та мікротвердість в об'ємі металу після різних термічних впливів

Варіант	Сталь 60С2		Сталь 65Г	
	HRC	H_{μ}^{100} , GPa	HRC	H_{μ}^{100} , GPa
№1*	25 - 26	2,66 – 2,88	25 - 26	2,9 – 3,05
№2	43 - 44	4,60 – 4,88	41 - 42	3,60 – 3,87
№3	43 - 44	4,40 – 4,73	41 - 42	3,68 – 3,90

*Відповідно до вимог ГОСТ 14959 твердість прокату сталей 60С2 та 65Г у стані поставки становить не більше 302НВ.

Виявлено, що нагрів під формоутворення та гартування призводять до знеуглецьовання поверхневих шарів металу. Для сталі 60С2 за всіх варіантів ТО спостерігається рівномірний (по всьому периметру) чітко виражений знеуглецьований шар, глибина якого на етапі формоутворення (варіант №1) становить близько 0,15 мм, після гартування та відпуску (варіант №2) – 0,1 мм, а у випадку повного технологічного процесу виготовлення клем (варіант №3) – 0,2 мм (рис. 2 а, б, в).

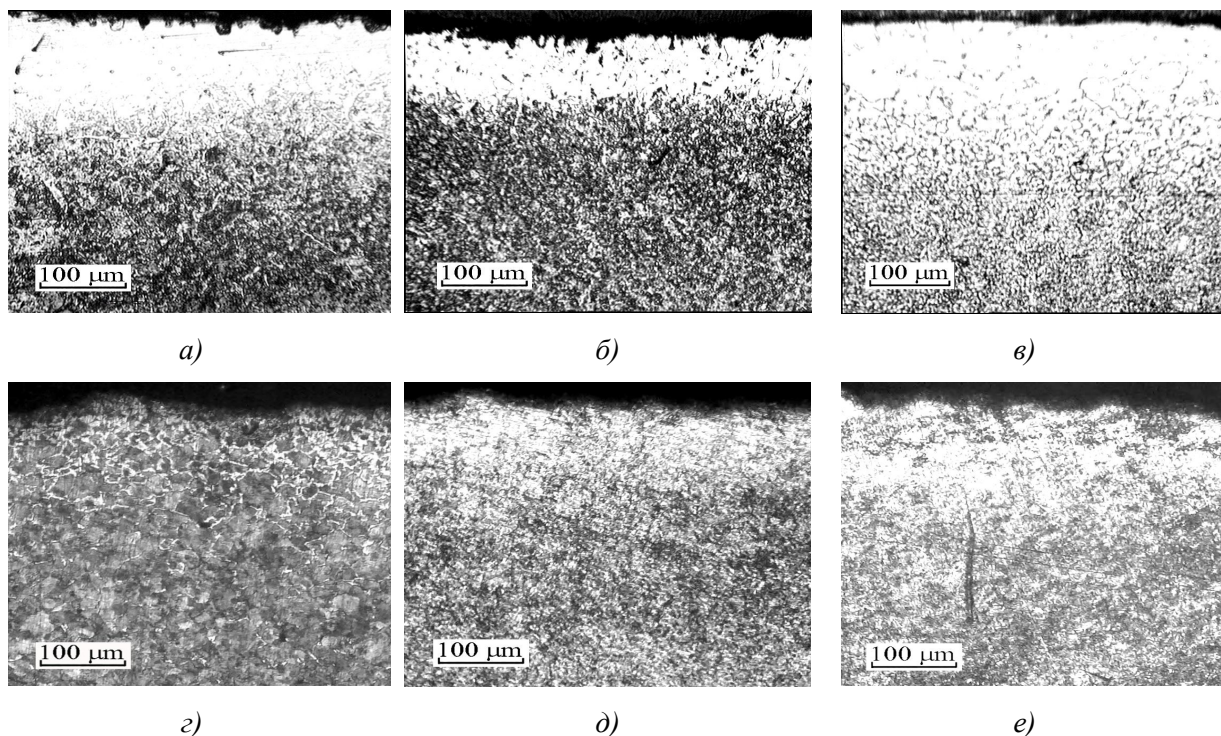


Рис. 2. Знеуглецьовання поверхневих шарів сталей 60С2 (а, б, в) і 65Г (z, d, e) за різних ТО: варіант №1 (а, z), варіант №2 (б, d), варіант №3 (в, e)

Більша глибина знеуглецьованого шару у варіанті №1 та №3 пов'язана із тим, що температура формоутворення (760...800 °С) знаходиться в міжкритичному інтервалі ($A_{C1} - A_{C3}$) сталі, де ще зберігається α -фаза. Її щільність упаковки атомів у кристалічній ґратці менша і коефіцієнт дифузії вуглецю на два порядки більший, ніж у γ -фазі [13], що сприяє знеуглецюванню сталі. Діюметричний аналіз підтверджує вищесказане (рис. 3). Встановлено, що для варіанту №3 мікротвердість приповерхневих шарів суттєво знижується від $H_{\mu}^{100} = 4,46$ ГПа (глибина 0,3 мм) до 2,24 ГПа біля поверхні, тобто до величин, характерних для негатованого матеріалу (варіант №1). Отже, за повного технологічного процесу поверхневий шар, втрачаючи вуглець, набуває властивостей незміцненого металу.

Для сталі 65Г спостерігаємо дещо іншу картину (рис. 2 г, д, е), де лише на етапі формоутворення (варіант №1) виявлено окремі ділянки локального знеуглецювання, що проявляється у збільшенні зони феритної складової між зернами перліту. Це відображається на розподілі мікротвердості (рис. 2), де наявне невелике падіння від 3 ГПа до 2,4 ГПа у приповерхневому шарі металу глибиною до 0,15 мм.

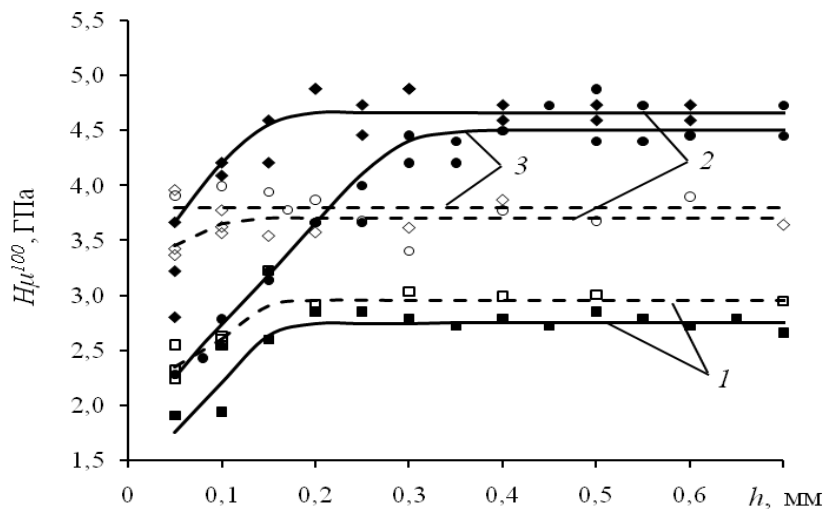
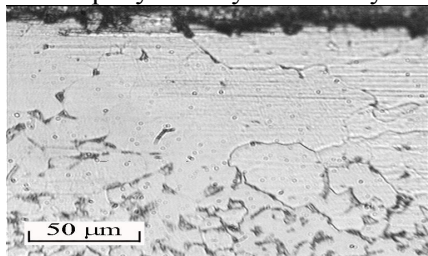


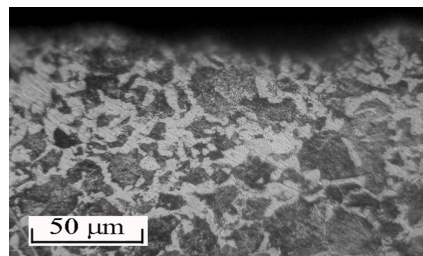
Рис. 3. Розподіл мікротвердості H_{μ}^{100} по глибині від поверхні зразків сталей 60С2 (суцільна лінія) та 65Г (штрихова лінія) залежно від термообробки: 1 – варіант №1, 2 – варіант №2, 3 – варіант №3

Така різна поведінка досліджуваних сталей пояснюється різницею їх хімічного складу, зокрема різним впливом кремнію і марганцю на дифузійні процеси і карбїдоутворення

Слід відзначити відмінність процесів у приповерхневих шарах металу на етапі формоутворення клем із сталей 60С2 і 65Г (рис. 4). Різний ступінь феритизації на даному етапі пов'язаний, очевидно, із відмінністю критичних температур для цих сталей (750 ... 820 °С та 720 ... 745 °С, відповідно). Меншого знеуглецювання зазнає сталь 65Г, яка за температури формоутворення клеми перебуває в аустенітному стані.



а)



б)

Рис. 4. Феритизація поверхневих шарів клем зі сталей 60С2 (а) та 65Г (б)

Висновки. З метою мінімізації знеуглецювання поверхневих шарів сталі 60С2 необхідно уникати тривалого впливу температур у міжкритичному інтервалі, оптимізувавши режим

виготовлення клем поєднанням етапів нагріву під гартування та формоутворення із застосуванням пришвидшеного (наприклад, електроконтактного) нагріву. Рекомендовано заміну сталі 60С2 на 65Г як менш схильну до знеуглецювання поверхневих шарів.

1. *ГОСТ 14959-79*. Прокат из рессорно-пружинной углеродистой и легированной стали. Технические требования. – М.: Изд-во стандартов, 1973.
2. *ГОСТ 1763-68*. Сталь. Методы определения глубины обезуглероженного слоя. – М.: Изд-во стандартов, 1988.
3. *ТУ У 35.2-30268559-039:2007*. «Клеми пружні типу КП-5.2 проміжного скріплення типу КПП-5. Технічні умови».
4. *Патент України № 49768А*. Рейкове скріплення. / В.В. Говоруха, М.Д. Костюк. – Опубл. 16.09.2002; Бюл. №9.
5. *Грибовська В. І.* Оцінювання витривалості пружних клем рейкового скріплення КПП-5 / В. І. Грибовська, Р. В. Чепіль // Физ.-хим. механика матеріалів. – 2013. – №1. – С. 111-115.
6. *Грибовська В. І.* Аналіз експлуатаційних недоліків та розробка сучасних проміжних рейкових скріплень. // Матеріали ХІХ наук.-техн. конф. мол. наук. “Проблеми корозійно – механічного руйнування, інженерія поверхні, діагностичні системи”. – Львів: ФМІ НАН України, 2005. – С. 88-93.
7. *Даніленко Е.І.* Залізнична колія. Улаштування, проектування і розрахунки, взаємодія з рухомих складом. – Київ, Інпрес, 2010. –Том 1. – С. 528.
8. *Говоруха В.В.* Механика деформирования и разрушения упругих элементов промежуточных рейсовых скреплений. – Днепропетровск: Изд-во «Лира ЛТД», 2005. – 388 с.
9. *Марочник сталей и сплавов* / Под. ред. А.С. Зубченко – М.: Машиностроение, 2001. – 672 с.
10. *Марочник сталей и сплавов* – URL.: http://s-metall.com.ua/spravochnik_stalej.html
11. *Рахштадт А.Г.* Пружинные стали и сплавы. – М., Металлургия, 1982. – 400 с.
12. *Темлянцев М.В.* Высокотемпературное окисление и обезуглероживание кремнистых пружинных сталей / М.В. Темлянцев, Темлянцев Н.В. // Заготовительные производства в машиностроении. 2005. №3.
13. *Термическая обработка в машиностроении: Справочник* / Под. ред. Ю.М. Лахтина, А.Г. Рахштадта. – М.: Машиностроение, 1980. – 783 с.
14. *Федин В.М.* Объемно-поверхностная закалка деталей подвижного состава и верхнего строения пути. – М.: Интекст, С. 2002. – 2008.
15. *Фиргер И.В.* Термическая обработка сплавов: справочник. – Л.: Машиностроение, 1982. – 304 с.
16. *Ярема С.Я.* Влияние структуры на сопротивление стали 65Г росту усталостной трещины / С.Я. Ярема, В.В. Попович, Ю.В. Зима //Физ.-хим. механика материалов. – 1982. – №1. – С. 16-30.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

А.П. Гавриш, Т.А. Роїк, П.О. Киричок, Ю.Ю. Віцюк

ВПЛИВ МАСТИЛЬНО-ОХОЛОДЖУЮЧИХ РІДИН НА ЯКІСТЬ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ ТЕРТЯ ДРУКАРСЬКИХ МАШИН З КОМПОЗИЦІЙНИХ СПЛАВІВ ПРИ ТОНКОМУ АБРАЗИВНОМУ ШЛІФУВАННІ

В статті наведені результати експериментального дослідження впливу мастильно-охолоджуючих рідин при тонкому абразивному шліфуванні на якість поверхні антифрикційних деталей тертя поліграфічних машин, виготовлених з новітніх високолегованих композиційних матеріалів. Виявлені основні закономірності формування шорсткості поверхонь оброблення, а також параметрів наклепу та їх залежність від режимів шліфування. Розроблені технологічні рекомендації для промисловості.

Ключові слова: мастильно-охолоджуюча рідина, композиційні підшипники, шорсткість поверхні, мікротвердість та ступінь наклепу, режими шліфування, друкарські машини.

А.П. Гавриш, Т.А. Роик, П.А. Киричок, Ю.Ю. Вицюк

ВЛИЯНИЕ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩЕЙ ЖИДКОСТИ НА КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ТРЕНИЯ ПЕЧАТНЫХ МАШИН ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ СПЛАВОВ ПРИ ТОНКОМ АБРАЗИВНОМ ШЛИФОВАНИИ

В статье приведены результаты экспериментального исследования смазочно-охлаждающих веществ при тонком абразивном шлифовании на качество поверхности антифрикционных деталей трения полиграфических машин, изготовленных из новых высоколегированных композиционных материалов. Установлены основные закономерности формирования шероховатости поверхности обработки, а так же параметров наклепа и их зависимость от режимов шлифования. Разработаны технологические рекомендации для промышленности.

Ключевые слова: смазочно-охлаждающая жидкость, композиционные подшипники, шероховатость поверхности, микротвердость и степень наклепа, режимы шлифования, печатные машины.

Табл. 2. Рис. 4. Лит. 14.

A. Gavrish, T. Roik, P. Kyrychok, Yu. Vitsuk

THE CUTTING EMULSION INFLUENCE FOR SURFACES QUALITY OF FRICTION PARTS FROM COMPOSITE MATERIALS FOR PRINTING MACHINES AT FINE ABRASIVE GRINDING

In the article the results of experimental researches the cutting emulsion influence at fine abrasive grinding for surface quality of antifriction friction parts manufactured from new high-alloyed composite materials for printing machines have been presented. The main regularities of surface roughness formation, cold work hardening parameters and their dependence on grinding parameters have been discovered. The technological recommendations have been developed.

Key words: cutting emulsion, composite friction parts, surface roughness, microhardness, cold work hardening parameters, grinding parameters, printing machines.

Постановка проблеми. Вимоги до деталей тертя, які працюють в умовах інтенсивного зношування у вузлах поліграфічного обладнання, постійно зростають, що призводить до необхідності створення нових та удосконалення існуючих технологій виготовлення такого типу деталей.

Як показує досвід спеціалістів з експлуатації техніки, що працює у важких умовах, основна причина її незадовільної роботи – це інтенсивне зношування робочих поверхонь тертя, зокрема, підшипників ковзання [1, 2].

Так, за даними Державного видавництва «Преса України» за 2010 рік термін роботи підшипників з литої бронзи БрАЖ9-4 у вузлах тертя офсетних друкарських машин КВА Rapida – 105, «PLAMAG Rondoset RO-170», «STAR BINDER 1509» та ін., які працюють на повітрі при високих швидкостях обертання (до 1000 об./хв.), та підвищених навантаженнях (до 7 МПа), коли на контактних поверхнях виникають температури до 400 °С, складає лише 0,5 – 1,0 рік [3].

Це пов'язано передусім з недосконалістю не тільки існуючих матеріалів вузлів тертя такого обладнання і технологій їх виготовлення, але й браком найраціональніших технологічних заходів наступної фінішної механічної обробки робочих контактних поверхонь деталей такого типу, що забезпечували б високий рівень їх параметрів якості.

Тому встановлення закономірностей формування параметрів якості контактних поверхонь тертя підшипників ковзання друкарських машин з нових композиційних матеріалів у залежності від типу застосовуваних мастильно-охолоджуючих рідин (МОР) при тонкому абразивному шліфуванні є надзвичайно важливим питанням з точки зору пошуку подальших шляхів удосконалення технологічних процесів виготовлення високоякісних деталей тертя сучасного поліграфічного обладнання для суттєвого підвищення його надійності і довговічності.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Для забезпечення параметрів довговічності поліграфічної техніки науковцями були створені нові склади зносостійких високолегованих самозмащувальних антифрикційних композитних матеріалів та розроблено нові технологічні режими їх виготовлення [4-6], які пройшли промислово апробацію.

Проте забезпечення високої зносостійкості підшипнику ковзання, що працює без змащування рідким мастилом, неможливе без досягнення такого рівня параметрів якості робочих поверхонь, який був би здатний сприяти у процесі експлуатації деталей формуванню на поверхнях третьової пари плівок тертя (вторинних структур) з максимальним рівнем антифрикційних характеристик, які, у свою чергу, забезпечуватимуть високу зносостійкість та довговічність вузла тертя, а, відтак, і всієї машини.

У той же час, як відомо, кінцеві значення параметрів якості поверхонь тертя підшипників залежать від фінішних операцій технологічного процесу їх надтонкої абразивної обробки із забезпеченням відповідних високих вимог до якості оброблення (мінімальних значень параметрів шорсткості поверхонь R_a , мінімальних спотворень, знаку та значень залишкових напружень, дефектів тонкого поверхневого шару, глибини залягання наклепу, ступеню деформації металу у зоні зрізання стружки поодиноким абразивним зерном інструменту) [7-10].

Ці якості формують умови придатності поверхні оброблення підшипників для забезпечення високих функціональних вимог експлуатації, зокрема, суттєвого підвищення термінів служби вузлів тертя машин та механізмів друкарської техніки.

На жаль, наразі не всі з наведених питань достатньо досліджені, оскільки нові антифрикційні композиційні сплави (на основі нікелю та шліфувальних відходів інструментальних сталей з домішками твердого мастила CaF_2), які працюють у жорстких умовах експлуатації, лише нещодавно були створені і почали застосовуватись у промисловості [2, 3].

Деякі параметри (шорсткість поверхні, характеристики наклепу, залишкові напруження поверхневих шарів, сил різання та миттєвих контактних температур), які суттєво впливають на зносостійкість та довговічність друкарської техніки (особливо підшипників ковзання високошвидкісних поліграфічних машин) та котрі формуються на етапах тонкої фінішної абразивної обробки були всебічно досліджені авторами даної статті і набули рівня рекомендацій для промисловців [11-14].

Проте вплив мастильно-охолоджуючих рідин (МОР) на особливості процесу тонкого абразивного шліфування та на параметри якості поверхонь оброблення до цього часу достатньо не визначено.

Адже відомо [7-10], що застосування мастильно-охолоджуючих рідин в процесі різання абразивним зерном призводить до перерозподілу теплових потоків на ріжучому лезі зерна, змінює величину складових сил різання та рівень миттєвих контактних температур. Усе це у сукупності суттєво впливає на параметри якості поверхні оброблення.

Тому виявлення особливостей впливу різних типів мастильно-охолоджуючих рідин (МОР) на формування показників якості робочих поверхонь композиційних антифрикційних деталей тертя з нових високолегованих композиційних матеріалів при тонкому абразивному шліфуванні є **актуальним** питанням, що має наукове та практичне значення.

Вирішення цього питання дозволить цілеспрямовано обирати такі мастильно-охолоджуючі рідини, які у поєднанні з встановленими технологічними режимами тонкої фінішної обробки робочих поверхонь композиційних підшипників забезпечать їх стабільно високі параметри якості, що надасть змогу одержувати нові високоякісні деталі тертя сучасного друкарського устаткування для підвищення його надійності і довговічності.

Враховуючи вищевикладені аргументи **метою роботи** було встановлення закономірностей впливу мастильно-охолоджуючих рідин на параметри якості робочих поверхонь самозмащувальних композиційних підшипників ковзання на основі нікелю та шліфувальних відходів інструментальних сталей, призначених для оснащення вузлів тертя офсетних друкарських машин.

Результати виконаних досліджень. Якість поверхні деталей після шліфування залежить від теплових і силових факторів, які діють у зоні обробки. Інтенсивність цих факторів можна суттєво зменшити, а, отже, і стабілізувати якісні параметри матеріалів, що шліфуються, за допомогою раціонального використання мастильно-охолоджуючих рідин (МОР).

Для виявлення резервів підвищення продуктивності та якості обробки шліфуванням поверхонь проведені дослідження ефективності нових МОР (табл. 1).

Експериментальні дослідження процесу круглого зовнішнього тонкого шліфування із поздовжньою подачею зразків, які імітують робочу поверхню тертя, проводили на модернізованому верстаті 3В642. Верстат було оснащено гідроприводом поздовжньої подачі стола, механізованим приводом кочення оправки зі зразками, системою подачі та очищення МОР.

Таблиця 1. Характеристика МОР при експериментальних дослідженнях процесу шліфування нових антифрикційних матеріалів

Умовний номер МОР	Клас МОР	Вихідний продукт	Концентрація вихідного продукту, %
1	Емульсія	ЕТ – 2	16,7
2	Емульсія	НГЛ-205	16,7
3	Емульсія	“Укринол-1”	5,0
4	Синтетична	“Аквол-10”	2,0
5	Синтетична	“Аквол-10”	5,0
6	Синтетична	“Аквол-10”	7,0
7	Синтетична	“Cindolibe 173 Ep”	1,7
8	Синтетична	“Укринол-12”	5,0
9	Вуглеводна (масло)	“Укринол-14”	100,0

Як показали попередні випробування (ряди ранжування у табл. 2), кращі результати за одним з основних критеріїв якості обробки поверхонь (R_a) забезпечують нові вітчизняні МОР № 5 і 3, які і були відібрані для проведення подальших досліджень.

Шліфуванню піддавались зразки однакових розмірів з нових самозмащувальних антифрикційних композиційних матеріалів з домішками твердого мастила CaF_2 на основі порошкового сплаву нікелю - $EP975+6\%CaF_2$, $EP975+8\%CaF_2$, а також нових композитних матеріалів на основі цінної вторинної сировини – шліфувальних відходів інструментальних сталей $86X6HFT+5\%CaF_2$ та $4XMHFC+5\%CaF_2$ згідно методики, наведеній у роботах [11-14]. Шліфування виконували абразивними кругами з карбиду кремнію зеленого зернистістю 14 мкм на еластичній гліфталевій зв'язці зі швидкістю $V = 30 - 35$ м/с при частоті коливання оправки зі зразками $n_0 = 60$ кол./хв. і поздовжній подачі стола верстату $S_{позд} = 2$ м/хв.

Поперечну подачу круга $S_{поп}$ змінювали від 0,0025 до 0,01 мм/подв. хід. МОР подавали в зону оброблення шляхом поливу із розрахунку 2 л/хв.

Таблиця 2. Ряди ранжування МОР

Матеріал зразка, мас. %	Критерій ефективності МОР	Умовний номер МОР за табл. 1				Ряд ранжування МОР K_a
		1	3	5	7	
$EP975+6CaF_2$	R_a , мкм	0,220	0,350	0,240	0,230	5, 1, 7, 3
	R_y , мм/хв.	0,034	0,026	0,023	0,019	
$4XMHFC+5CaF_2$	R_a , мкм	0,210	0,270	0,210	0,220	5, 3, 1, 7
	R_y , мм/хв.	0,049	0,032	0,032	0,011	
$86X6HFT+5CaF_2$	R_a , мкм	0,170	0,270	0,220	0,260	1, 5, 3, 7
	R_y , мм/хв.	0,027	0,032	0,031	0,012	
$EP975+8CaF_2$	R_a , мкм	0,190	0,230	0,200	0,200	1, 3, 7, 5
	R_y , мм/хв.	0,042	0,038	0,019	0,023	

Основними критеріями, за якими робили висновки про ефективність МОР, була шорсткість шліфованої поверхні (середнє відхилення профілю R_a , мкм); мікротвердість поверхневого шару H_q , що вимірювали на приладі ПМТ-3 при навантаженні 0,5 Н; ступінь наклепу поверхневого шару $K_n = H_q / H_0$, де H_0 – вихідна мікротвердість зразка. Додатково оцінку ефективності МОР виконували за оптичним розмірним зношуванням круга ΔR_y , радіальною R_y та тангенціальною R_z складовими сили різання, контактною температурою у зоні шліфування Q , коефіцієнтом $K = R_y / R_z$. Складові сили різання R_z та R_y вимірювались за допомогою динамометричних центрів і записували

на шлейфовому осцилографі. Одночасно на стрічку осцилографа записували теплові імпульси, що виникли у зоні обробки.

Подальшу оптимізацію складу вибраних МОР проводили за вимірюваннями складових сил різання, контактної температури і ступеню наклепу поверхневого шару шліфованих поверхонь досліджуваних композитів.

З точки зору практичного значення мали дослідження впливу концентрації початкового продукту у рідині на ефективність процесу шліфування матеріалів, що продемонстровано, зокрема, на рис. 1, для матеріалу ЕП975+6%CaF₂.

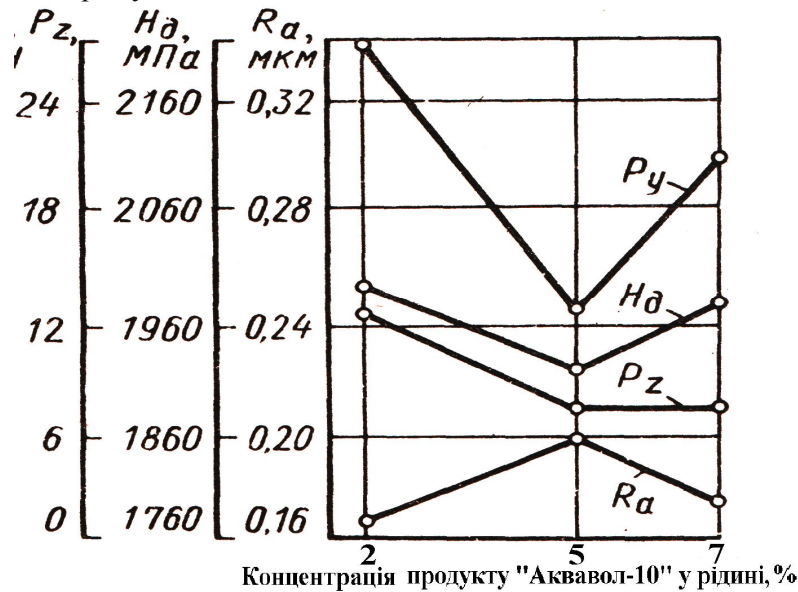


Рис. 1. Вплив концентрації вихідного продукту «Аквол-10» на показники процесу шліфування зразків з матеріалу ЕП975+6%CaF₂ кругом 63СМ14СМ2Гл: $V_{кр} = 30$ м/с; $S_{ноп} = 0,005$ мм/подв. хід; $n_0 = 60$ кол./хв.; $S_{позд} = 2$ м/хв

Було виявлено, що зміни концентрації вихідного продукту «Аквол-10» у воді від 2 до 7% несуттєво впливають на шорсткість оброблюваної поверхні зразків. Втім мінімальні рівні наклепу поверхневого шару і сили різання P_z та P_y відмічені при 5%-й концентрації. Тому для фахівців-практиків можна рекомендувати саме цю концентрацію МОР як найбільш раціональну.

Аналогічна картина спостерігалась і для МОР на основі емульсолу «Украинол-1».

У процесі досліджень був також вивчений вплив режимів шліфування та характеристик кругів на шорсткість, мікротвердість поверхневого шару і теплосилову напруженість процесу (рис. 2, 3).

Дослідження показали, що при роботі кругом на еластичній зв'язці (рис. 2) з використанням майже всіх застосовуваних МОР при збільшенні подачі круга S_n відмічене збільшення шорсткості шліфованої поверхні зразків, при цьому кращі результати забезпечує МОР № 5.

Контактну температуру при шліфуванні кругом 63СМ14СМ2Гл із застосуванням МОР записати за допомогою напівштучної термопари технічно складно внаслідок незадовільно утворюваного контакту «константан – оброблюваний зразок», що пов'язано з особливостями гліфталевої зв'язки. Запис вдалося отримати лише при шліфуванні із застосуванням МОР № 1 та № 5 для досліджуваних матеріалів. При шліфуванні зразків всіх досліджуваних матеріалів з використанням МОР № 5 контактна температура дещо вища, ніж при шліфуванні з МОР № 1 (рис. 2). Але необхідно відзначити, що у розглянутих режимах шліфування контактна температура незначна і несуттєво впливає на зниження вихідних властивостей матеріалів, в результаті чого мікроструктура поверхневого шару суттєво не змінюється під впливом силового фактору, а, відтак, зберігаються вихідні властивості матеріалів. Одержані дані підтверджуються експериментами з дослідження мікротвердості (параметру ступеня наклепу) поверхневого шару зразків (рис. 2 в).

При шліфуванні з подачею $S_n = 0,0025$ мм/подв. хід кращі результати за мікротвердістю поверхневого шару (рис. 2 в) показали МОР № 7 та № 5. Ступінь наклепу із застосуванням МОР № 7 дорівнює 4% ($K_n = 1,04$), при шліфуванні з МОР № 5 - 6% ($K_n = 1,06$), МОР № 1 забезпечує ступінь наклепу 9% ($K_n = 1,09$).

У процесі експериментів при шліфуванні з подачею $S_{\text{ноп}} = 0,05$ мм/подв.хід МОР № 7 та МОР № 5 показали практично однакові результати (відповідно $K_n = 1,06$ та $K_n = 1,07$), а при використанні МОР № 1 ступінь наклепу підвищився до 10 % ($K_n = 1,1$). Слід відзначити, що при збільшенні подачі круга до 0,01 мм/подв.хід кращі результати за ступенем наклепу одержано при використанні МОР № 5 ($K_n = 1,03$). Застосування у тих самих умовах МОР № 7 і № 1 дає ступінь наклепу, рівний відповідно 10 та 7 %.

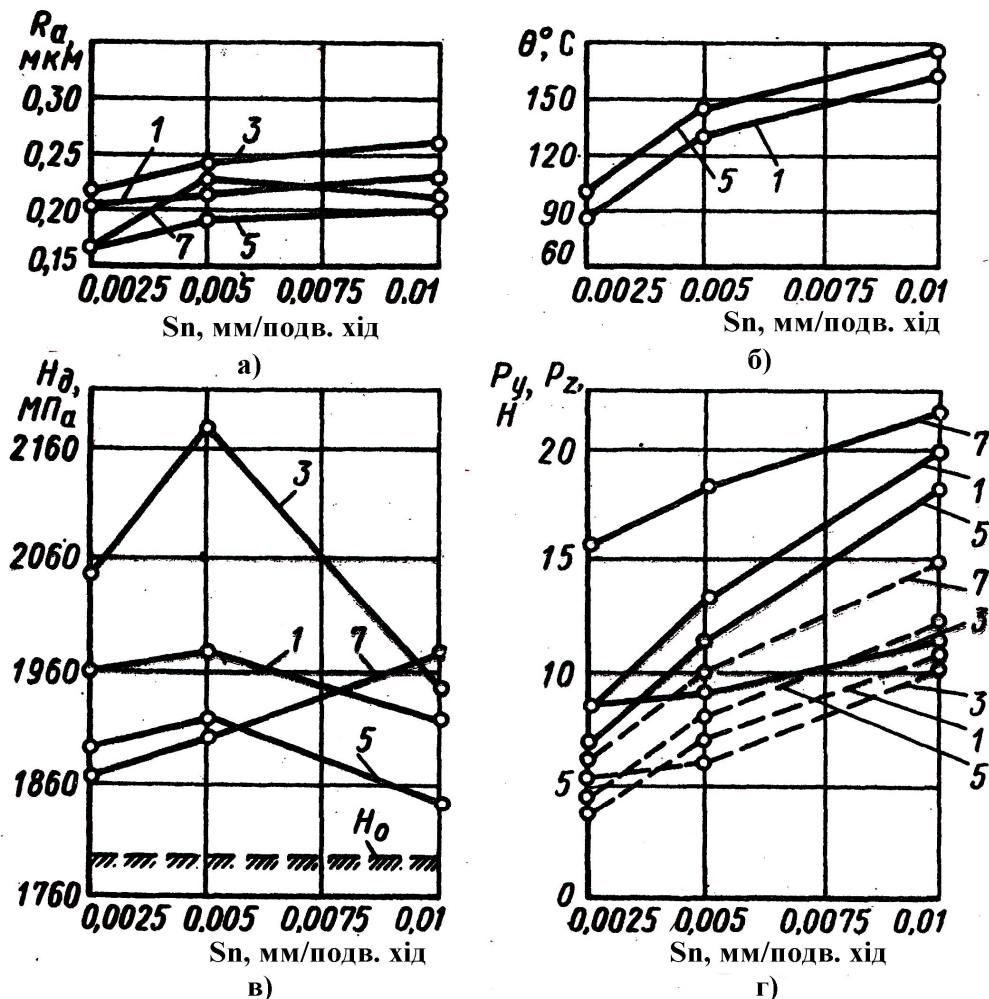


Рис. 2. Вплив $S_{\text{ноп}}$ кругів 63СМ14СМ2Гл на показники шліфування зразків з матеріалу 86Х6НФТ+5%CaF₂ з використанням різних МОР: а) на шорсткість поверхні; б) на контактну температуру; в) на мікротвердість поверхневого шару; г) на сили різання (P_y ; P_z). 1, 3, 5, 7 – номер МОР за табл. 1; $n_0 = 60$ кол./хв.; $S_{\text{позд}} = 2$ м/хв

При дослідженнях виявлено, що на всіх подачах круга максимальний наклеп поверхневого шару досліджуваних матеріалів відмічений при шліфуванні з МОР № 3 ($K_n = 1,1 - 1,2$), хоча за силами різання P_y та P_z (рис. 2 г) ця рідина дає кращі результати. Слід також відмітити, що при збільшенні подачі круга до 0,01 мм/подв.хід (рис. 2, в) мікротвердість поверхневого шару зразків при шліфуванні з МОР № 7 – збільшується. Це пов'язано з меншим впливом синтетичної МОР на перерозподіл сил різання, що призводить до зростання питомого тиску на поверхню оброблення, а, відтак, до збільшення параметрів наклепу.

Таким чином, при шліфуванні досліджуваних зразків абразивним кругом на еластичній зв'язці за шорсткістю, ступенем наклепу поверхневого шару і температурно-силовим критерієм кращі результати досягнуто при застосуванні МОР № 5 на основі «Аквол-10». Її використання та базової МОР № 1 дозволяє збільшити подачу круга з 0,0025 до 0,005 – 0,01 мм/подв.хід без погіршення якості поверхневого шару зразків з досліджуваних композиційних матеріалів.

При шліфуванні зразків в аналогічних умовах з використанням високопористих кругів кращі результати за ступенем наклепу і температурно-силовим критерієм також отримані при застосуванні МОР № 5.

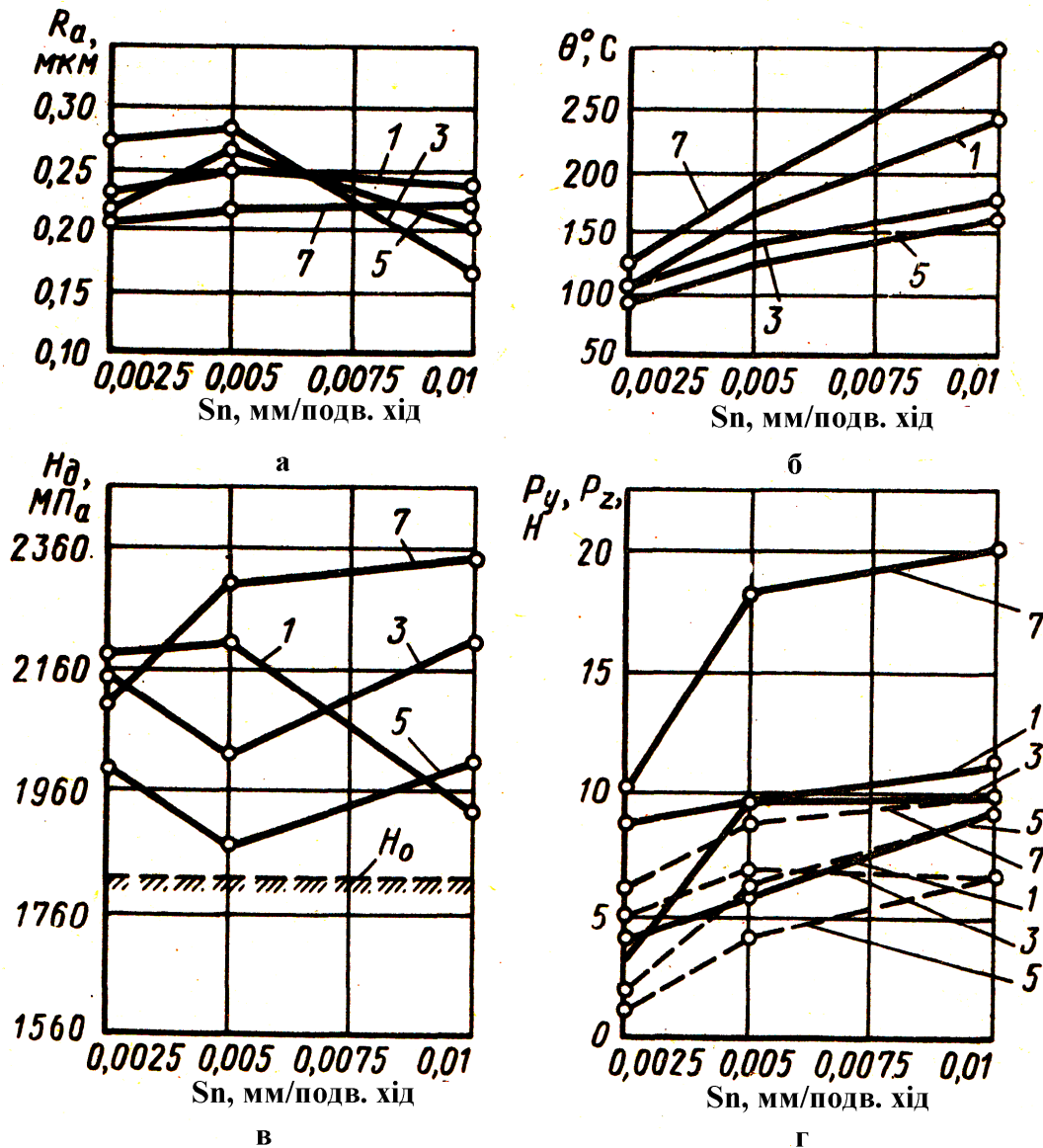


Рис. 3. Вплив поперечної подачі $S_{\text{перп}}$ круга 63СМ14СМ2Гл на показники шліфування зразків з матеріалу 86Х6НФТ+5%СаF₂ з використанням різних МОР: а) на шорсткість поверхні; б) на контактну температуру; в) на мікротвердість поверхневого шару; г) на сили різання (P_y ; P_z). 1, 3, 5, 7 – номер МОР по табл. 1; $p_0 = 60$ кач/хв.; $S_{\text{позд}} = 2$ м/хв

За результатами експериментів встановлено (рис. 3, а), що збільшення подачі круга від 0,0025 до 0,01 мм/подв.хід веде до „вирівнювання” ефективності різних МОР за величиною досягнутої шорсткості оброблюваної поверхні зразків. Майже при всіх подачах максимальний наклеп поверхневого шару відмічений у випадку використання закордонної МОР № 7 ($K_n = 1,04 - 1,12$). Закордонний аналог МОР № 7 при шліфуванні зразків з досліджуваних матеріалів поступається за ефективністю новим вітчизняним рідинам.

Порівняння ефективності роботи кругів (рис. 4) при шліфуванні зразків з досліджуваних матеріалів із застосуванням МОР № 1 (рис. 4, а), а МОР №5 (рис. 4, б), та закордонної МОР №7 (рис. 4, в), показує, що кращі результати за величиною одержаної шорсткості поверхні, ступенем наклепу забезпечує застосування круга 63СМ14СМ2Гл з використанням МОР №5. Ступінь наклепу при роботі кругом на гліфталевій зв'язці (рис. 4, б) дорівнює 3 – 7%, а при шліфуванні високопористими кругом в тих самих умовах вона досягає 4 – 12%, причому в обох випадках зі збільшенням подачі до 0,01 мм/подв.хід ступінь наклепу дещо знижується, оскільки при досить малих глибинах різання $t=0,005 - 0,010$ мм превалюють процеси пластичного деформування та полірування, що протікають без суттєвого нагрівання поверхневого шару. Зі збільшенням подачі круга зростає глибина мікрорізання та частка корисної роботи на видалення металу (коефіцієнт К

зростає), а витрати на тертя та руйнування знижуються, що і веде до деякого зниження наклепу поверхневого шару.

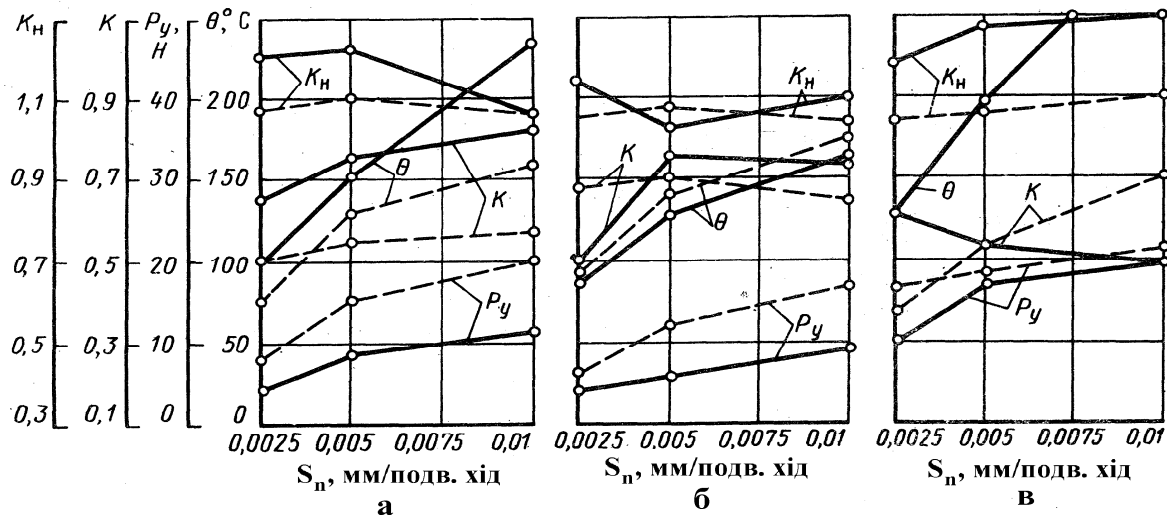


Рис. 4. Порівняльна ефективність складів МОР та абразивних кругів при шліфуванні зразків з матеріалу 4ХМНФС+5%CaF₂: а) МОР №1; б) МОР №5; в) МОР №7; високопористий круг 63СМ40СМ220К; круг 63СМ14СМ2Гл; $V_{кр} = 30-35$ м/с; $n_0 = 60$ кол./хв.; $S_{позд} = 2$ м/хв.

За температурно-силовим критерієм у аналогічних умовах суттєву перевагу має високопористий круг 63СМ40СМ220К. Необхідно відмітити, що при застосуванні МОР № 1 (рис. 4, а) та № 5 (рис. 4, б) високопористий круг має більш високу різальну здатність у порівнянні з кругом 63СМ14СМ2Гл (коефіцієнт К для високопористого круга більший). Зворотна картина (рис. 4, в) відмічена при використанні закордонної МОР №7, а саме, круг 63СМ14СМ2Гл працює в режимі самозаточування (коефіцієнт К зі збільшенням подачі зростає), а при застосуванні високопористого круга – в режимі затуплення (коефіцієнт К зі збільшенням подачі круга зменшується).

Відмічені закономірності та висновки про ефективність МОР і кругів підтверджені при шліфуванні всіх зразків з нових антифрикційних композиційних матеріалів. Кращі результати за температурно-силовим критерієм та різальною властивістю абразивів отримані при застосуванні МОР №5.

Виробничі випробування МОР №5 на ЗАТ «Завод експериментальних промислових технологій» (м. Київ) при плоскому і зовнішньому круглому тонкому абразивному шліфуванні підшипників ковзання, виготовлених з досліджуваних композитних матеріалів, підтвердили отримані експериментальні результати. Застосування МОР №5 не суттєво впливає на зміни параметрів якості оброблених поверхонь.

На основі викладених результатів можна рекомендувати для виробництва синтетичні МОР типу 5%-го водного розчину вітчизняного продукту «Аквол-10».

1. На основі аналізу експериментальних даних по тонкому шліфуванню нових типів антифрикційних композиційних матеріалів для вузлів тертя поліграфічних машин із застосуванням охолоджуючо-мастильних рідин встановлено, що необхідні параметри якості поверхонь можливо забезпечити застосуванням синтетичних рідин типу 5%-го водного розчину вітчизняного продукту «Аквол-10».

2. Для виробничої практики слід рекомендувати такі режими шліфування виробів з антифрикційних композиційних матеріалів: швидкість шліфувального круга $V_{кр} = 30 - 35$ м/с, число коливань $n_0 = 60$ кач/хв., поздовжня подача $S_{позд} = 2$ м/хв., глибина шліфування $t = 0,005 - 0,010$ мм, шліфувальний круг - 63СМ14СМ2Гл.

3. Подальші дослідження будуть спрямовані на визначення закономірностей впливу тонкого шліфування із застосуванням різних типів абразивних інструментів, виготовлених з синтетичних надтвердих матеріалів – алмазів, кубонітів, ельбору та боразону, на параметри якості поверхонь деталей з нових композиційних антифрикційних матеріалів для поліграфічної техніки.

1. *Роїк Т.А.* Композиційні підшипникові матеріали для підвищених умов експлуатації / Т.А.Роїк, П.О.Киричок, А.П.Гавриш// Монографія. - К.: НТУУ „КПІ”, 2007. – 404 с.
2. *Роїк Т.А.* Сучасні системи технологій заготівельного виробництва в машинобудуванні/ Т.А.Роїк, А.П.Гавриш, О.А. Гавриш // Монографія. - К.: ЕКМО, 2010.- 212 с.
3. *Гавриш А.П.* Нові технології фінішного оброблення композиційних підшипників ковзання для жорстких умов експлуатації / Гавриш А.П., Мельник О.О., Роїк Т.А., Аскеров М.Г., Гавриш О.А.// Монографія. - К.: НТУУ „КПІ”, 2012.- 196 с.
4. Патент України № 31545 МПК (2006), С22С33/02 Антифрикційний композиційний матеріал на основі нікелю/ Т.А.Роїк, А.П.Гавриш, О.А.Гавриш, В.В.Холявко, Ю.Ю.Віцюк, опубл. 10.04.08, Бюл.№7.
5. Патент України № 60520, МПК С22С33/02 (2006.01). Антифрикційний композиційний матеріал на основі сталі / Роїк Т. А, Гавриш А. П., Киричок П.О., Гавриш О.А., Віцюк Ю.Ю., Мельник О.О. , опубл. 25.06.2011, Бюл. № 12.
6. Патент України № 60522, МПК С22С33/02 (2006.01). Підшипниковий композиційний матеріал на основі інструментальної сталі / Роїк Т. А, Гавриш А. П., Киричок П.О., Гавриш О.А., Віцюк Ю.Ю., Мельник О. О. опубл. 25.06.2011, Бюл. № 12.
7. *Гавриш А.П.* Вплив абразивного інструменту на шорсткість поверхонь композитних підшипників поліграфічної техніки при тонкому шліфуванні / А.П.Гавриш, А.В.Шевчук, Т.А.Роїк, В.А.Ковальов, Ю.Ю.Віцюк // Технологія і техніка друкарства. - №3. – 2012. – С. 119-127.
8. *Рудников А.Н.* Теплофизика резания / А.Н. Рудников // М.: Машиностроение, 1995. – 480 с.
9. 12. *Худобин Л.В.* Техника применения смазочно-охлаждающих средств в металлообработке / Л.В.Худобин, Е.Г.Бердичевский // М.: Машиностроение, 2005. – 290 с.
10. *Ящерицин П.И.* Прогрессивная технология финишной обработки деталей / П.И.Ящерицин. – Минск: Изд-во «Беларусь», 2001. – 312 с.
11. *Маталин А.А.* Технологические методы повышения долговечности деталей машин / А.А.Маталин // К.: Техника, 1991. – 244 с.
12. *Гавриш А.П.* Силове поле при тонкому абразивному шліфуванні деталей тертя з нових композиційних сплавів для друкарської техніки/ А.П.Гавриш, П.О.Киричок, Т.А.Роїк., Ю.Ю. Віцюк // Междунар. сб.науч.трудов «Прогрессивные технологии и системы машиностроения». – Донецк: ДонНТУ, 2013. – Вып. 1,2 (45). – С. 35-41.
13. *Гавриш А.П., Киричок П.О., Роїк Т.А., Віцюк Ю.Ю.* Дослідження температур при тонкому абразивному шліфуванні деталей з композитів на основі відходів інструментальних сталей / А.П. Гавриш, П.О. Киричок, Т.А.Роїк, Ю.Ю.Віцюк // Вісник ТНТУ. - № 1, 2013. – С. 10-15.
14. *Гавриш А.П., Киричок П.О., Роїк Т.А., Віцюк Ю.Ю.* Аналіз параметрів якості поверхонь підшипників ковзання з композиційних сплавів для друкарських машин при абразивному шліфуванні//Наукові Вісті НТУУ «КПІ».- №2. – К.: НТУУ «КПІ». – 2013. – С. 52-59.
15. *Гавриш А.П., Киричок П.О., Роїк Т.А., Віцюк Ю.Ю., Шевчук А.В.* Формування залишкових напружень поверхневих шарів тертя композитних підшипників поліграфічних машин при тонкому абразивному шліфуванні// Технологія і техніка друкарства. – №1. – 2013. – С. 15-21.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

УДК 621.824.42

Г.А. Герасимчук, Р.А. Склярів, В.В. Шанайда
**РОЗРОБКА МАТЕМАТИЧНОЇ МОДЕЛІ ТА ДОСЛІДЖЕННЯ СКЛАДНИХ
ПРОФІЛЬНИХ З'ЄДНАНЬ У СПЕЦІАЛІЗОВАНИХ ПАКЕТАХ КОМП'ЮТЕРНОГО
МОДЕЛЮВАННЯ**

В статті розглядаються особливості розрахунку складнопрофільних РК-з'єднань. Сформовано математичні моделі для теоретичного аналізу РК-4 профільного з'єднання. Запропоновано алгоритм дослідження жорсткості механічної системи при крученні у середовищі багатofункціонального математичного пакета MathCAD і встановлено значення найбільших дотичних напружень. Проведено моделювання напружено-деформованого стану в РК-3 та РК-4 профільних з'єднаннях.

Ключові слова: профільне з'єднання, напружено-деформований стан, РК-4 профільне з'єднання, РК-3 профільне з'єднання, поперечний переріз.

Форм. 12. Рис. 5. Літ. 5.

Г.А. Герасимчук, Р.А. Склярів, В.В. Шанайда
**РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ И ИССЛЕДОВАНИЕ
СЛОЖНЫХ ПРОФИЛЬНЫХ СОЕДИНЕНИЙ В СПЕЦИАЛИЗИРОВАННЫХ ПАКЕТАХ
КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ.**

В статье рассматриваются особенности расчета сложнопрофильных РК-соединений. Сформирована математическая модель для теоретического анализа РК-4 профильного соединения. Предложен алгоритм исследования жесткости механической системы при кручении с использованием многофункционального математического пакета MathCAD и рассчитаны значения наибольших касательных напряжений. Проведено моделирование напряженно-деформированного состояния в РК-3 и РК-4 профильных соединениях.

Ключевые слова: профильное соединение, напряженно-деформированное состояние, РК-4 профильное соединение, РК-3 профильное соединение, поперечное сечение.

Н. Herasymchuk, R. Sklyarov, V. Shanayda
**DEVELOPMENT OF A MATHEMATICAL MODEL AND THE STUDY OF
COMPLEX STRUCTURE OF EQUIAXED PROFILE CONNECTIONS IN THE RELEVANT
SPECIALIZED COMPUTER MODELING PACKAGES**

Development of a mathematical model for the. The article discusses the features of calculating complex-equiaxed profile (EP) connections. An equation of the polynomial for the EP-4 profile connections. With the use of Mathcad obtained simple formulas for calculation of torsional rigidity and the value of the largest shear stresses. The simulation of the stress-strain state in the EP-3 and EP-4 profile connections.

Keywords: profile connection, the stress-strain state, EP-4 profile connection, EP-3 connection profile, the cross-section.

Постановка проблеми. Полігональні поверхні почали застосовуватись в машинобудуванні порівняно недавно і тому галузей їх застосування відносно небагато. Здебільшого вони використовуються в профільних з'єднаннях деталей машин, які є альтернативою традиційним шпонковим, шліцевим та іншим подібним з'єднанням для передачі крутильного моменту. Полігональні поверхні також знаходять своє застосування в об'ємних машинах, затискних механізмах, багатоклинових радіальних підшипниках ковзання тощо. Однак, вони не набули значного поширення внаслідок невідпрацьованості ефективних способів їх обробки. Профільні з'єднання мають більш високий ККД, в порівнянні із шпонковими і шліцевими, що приводить до зменшення витрати енергії при здійсненні роботи з передачі крутного моменту.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Незважаючи на досить велику кількість робіт в галузі дослідження обробки різанням полігональних поверхонь, переважна їх більшість присвячена дослідженню кінематики при обробці зовнішніх полігональних поверхонь [1]. Так, в роботі [2] показано переваги профільних валів за техніко-економічними показниками в порівнянні зі шпонковими та шліцевими: за згинальною жорсткістю, за максимальним прогином валу на одиницю довжини, за надійністю, за максимальним діючим згинальним моментом, показниками міцності та жорсткості. Робіт, які присвячені питанням розподілу контактних напружень в профільних з'єднаннях, є порівняно мало. Основні математичні залежності, які дозволяють провести розрахунок безшпонкових з'єднань, наведені в роботі [3]. У роботі [4] дана методика розрахунку напружено-деформованого стану при крученні деталей безшпонкових з'єднань, які використовуються в приводах прокатних станів. Вона заснована на

використанні одного з методів математичної теорії пружності - методу теорії функцій комплексної змінної в поєднанні з конформними відображеннями.

Метою досліджень є проведення аналізу і дослідження напружено-деформованого стану РК-3 та РК-4 профільного з'єднання та визначення максимальних величин напружень, які вони можуть передавати.

Виклад основного матеріалу дослідження. Наявність плавного профілю суттєво знижує рівень концентрації напружень у порівнянні зі шпонковими й шлицевими з'єднаннями. Поверхні сполучення можуть мати довільну форму, але з міркувань технологічності найчастіше вони виготовляються призматичними. Призматичне профільне з'єднання має плоскі грані, а їх перехідні ділянки обкреслені дугами кіл. Кількість граней з'єднання може бути довільною, але в практиці проектування не застосовують з'єднання із кількістю граней більше восьми. Такі з'єднання мають високу точність центрування, але через складності виготовлення профільної поверхні їх застосування істотно обмежене.

Методи розрахунків профільних з'єднань проілюструємо на прикладі конструктивної схеми призматичного типу.

Зовнішні навантаження нормальні до поверхні контакту й створюють момент щодо центру обертання. Найбільших значень нормальні напруження досягають на краях. Картина розподілу контактних напружень суттєво залежить від похибок геометричної форми, що перебувають у контакті поверхонь. Ідеальним назовемо таке з'єднання, при якому величинами похибок у контакті можна знехтувати.

Проведемо аналіз ідеального профільного з'єднання (похибки, пов'язані з помилками моделі, можуть бути скомпенсовані відповідним вибором допустимих контактних напружень). При ідеальному контакті розподіл нормальних напружень по гранях з'єднання можна вважати лінійним (рис. 1). Тоді рівняння рівноваги можна записати у такому вигляді:

$$10^3 \cdot T = z \int_0^s \frac{\sigma_{\max}^2 \cdot y}{s} l dy = \frac{z \cdot \sigma_{\max} \cdot s^2 \cdot l}{3} \quad (1)$$

де T - величина моменту, що передається; σ_{\max} - максимальне напруження в контакті; z - кількість граней з'єднання; s і l - робоча ширина й довжина грані (рис. 1).

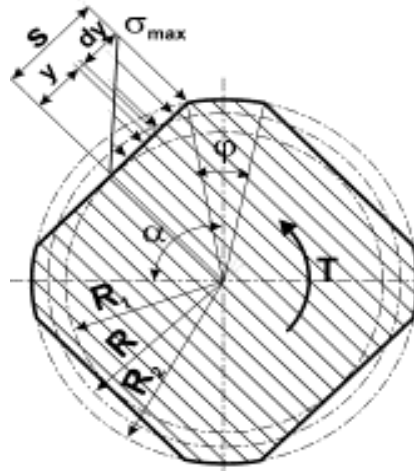


Рис. 1. Розподіл нормальних напружень по гранях профільного валу

Перевірочний розрахунок з'єднання зводиться до визначення максимального контактного напруження σ_{\max} на основі виразу (1). Умова міцності за допустимими напруженнями має вигляд:

$$\sigma_{\max} = \frac{3 \cdot 10^3 \cdot T}{z \cdot l \cdot s^2} \leq \sigma_{\text{зм}} \quad (2)$$

Числові значення нормального допустимого напруження на змінання $\sigma_{\text{зм}}$ вибираються з умови відсутності пластичних деформацій на поверхні сполучених деталей.

У формулу для визначення контактних напружень (2) входить величина робочої ширини грані s . Розрахуємо цю величину. Насамперед врахуємо, що сума кутів неробочої ділянки профілю приймається рівною $\varphi = 90^\circ$, отже,

$\Delta\varphi = \frac{90}{z}$; $\alpha = \frac{360}{z}$. Введемо позначення $\beta = \frac{135}{z}$.

Тоді R_1 - радіус вписаного в багатокутник кола:

$$R_1 = \frac{s}{\tan\left(\frac{\alpha - \varphi}{2}\right)} = \frac{s}{\tan \beta}, \quad (3)$$

R_2 - радіус описаного навколо багатокутника кола:

$$R_2 = \frac{s}{\sin\left(\frac{\alpha - \varphi}{2}\right)} = \frac{s}{\sin \beta}, \quad (4)$$

а R_e - середній радіус кола:

$$R_e = \frac{R_1 + R_2}{2} = \frac{s}{2 \cdot (\tan \beta + \sin \beta)} = \frac{s}{2} \left(\frac{1}{\tan \beta} + \frac{1}{\sin \beta} \right). \quad (5)$$

Вирішуючи рівняння (5) відносно s і, підставляючи знайдений вираз в (2), одержуємо формулу для перевірочних розрахунків:

$$\sigma_{\max} = \frac{3 \cdot 10^3 \cdot T}{4 \cdot z \cdot R^2 \cdot l} \left(\frac{1}{\tan \beta} + \frac{1}{\sin \beta} \right)^2 \leq \sigma_{\text{зм}}. \quad (6)$$

Отже, профільні з'єднання мають набагато більший рівень нормальних напружень у порівнянні зі шліцевими.

Розрахунок на міцність і жорсткість деталей профільних з'єднань пов'язаний з математичними труднощами, тому існуючі методики розрахунку побудовані на різних спрощуючих припущеннях або наближених підходах.

Проведемо розрахунок дотичних напружень при крученні валів профільних з'єднань, обмежених синусоїдальними кривими.

Розглянемо вал, контур поперечного перерізу якого обмежений гладкою кривою L (рис. 2), який має N осей симетрії (тобто N граней) і в комплексній площині описується рівнянням:

$$t = (R + e \cdot \cos(N \cdot \theta)) \cdot e^{i\theta} \quad (7)$$

де $t = e/R$ - координата поточної точки контуру; R і e - дивись на рис. 2; θ - полярний кут; $N = 4; i = \sqrt{-1}$.

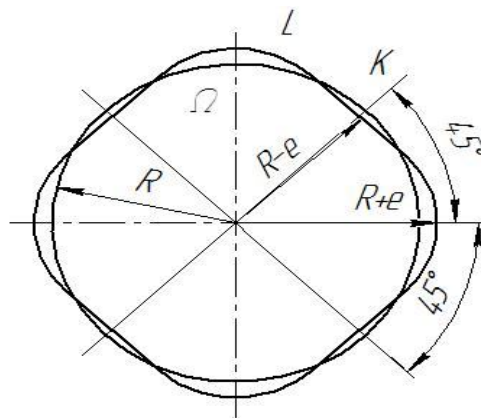


Рис. 2. Поперечний переріз профільного валу

Нехай зовнішні зусилля, діючі на вал, еквівалентні моменту M . Тоді пружно-деформований стан валу у області Ω його поперечного перерізу визначається регулярною функцією комплексної змінної $\varphi(z)$, яка на кривій L задовольняє граничній умові:

$$\varphi(t) + \overline{\varphi(\bar{t})} = t \cdot \bar{t}. \quad (8)$$

Для вирішення задачі необхідно знати функцію, яка здійснює конформне відображення зовнішності одиничного круга $|\zeta| > 1$ на зовнішність області, обмеженої кривою L . Таку функцію можна представити апроксимуючим поліномом [5]:

$$z = A \cdot \xi \cdot \sum_{n=1}^q a_n \cdot \xi^{-n-1} N, \quad (9)$$

де A і a_n - коефіцієнти, які знаходять методом тригонометричної інтерполяції; q - число, залежне від необхідної точності відображення.

Функцію $\varphi(z)$ приводимо до вигляду:

$$\varphi(z) = \sum_{m=0}^{\infty} a_m \left(\frac{z}{A}\right)^m. \quad (10)$$

де a_m - дійсні коефіцієнти, які необхідно визначити.

Для обчислення коефіцієнтів a_m підставимо формулу (10) в граничну умову (8) з урахуванням виразу (9). Після прирівнювання коефіцієнтів при однакових степенях змінної ζ в обох частинах одержаної рівності приведемо його до системи лінійних рівнянь алгебри відносно a_m . Застосовуючи метод редукції до рішення системи і, зберігаючи в ній число рівнянь, що вимагається для практичних цілей, одержимо наближене рішення задачі. Потім за відомими формулами обчислимо жорсткість при крученні валу і компоненти дотичних напружень в його поперечному перерізі.

Як приклад, розглянемо вал (рис. 2) з наступними значеннями параметрів перерізу: $N=4$; $R=50$ мм; $e=2,5$ мм. При цих параметрах на контурі перерізу відсутні увігнуті ділянки і точки перегину. Разом з тим $i=e/R=1/20$ близько до коефіцієнта початкової форми профілю, рівному $1/17$, що дозволяє (з врахуванням того, що $N=4$) використовувати цей профіль для з'єднання.

У даному випадку поліном (8) має вигляд:

$$z = 50,216(\zeta + 0,0491\zeta^{-2} - 0,0042\zeta^{-7} + 0,0007\zeta^{-11}). \quad (11)$$

При цьому точність конформного відображення прийmemo рівною 0,02%, що відповідає відхиленню наближеного контуру, побудованого за формулою (10), від заданого, побудованого за формулою (1), на величину, що не перевищує 0,01 мм. Функція (10), яка з точністю 0,1% задовольняє граничній умові (8), має вигляд:

$$\varphi(z) = 2,0134 \cdot 10^{-3} z^4 - 2,8858 \cdot 10^{-13} z^9 + 6,4974 \cdot 10^{-21} z^{12} + 4,1852 \cdot 10^{-30} z^{16} \quad (12)$$

Жорсткість валу при крученні $D = 9,696 \cdot 10^{-6} \cdot G$, де G - модуль зсуву матеріалу, Па; D - в $H \cdot m^2$. Найбільше дотичне напруження, яка досягається в точці K контуру (рис. 1), $\tau_{max} = 5,943 \cdot 10^3 \cdot M$ (тут M - в $H \cdot m$; τ_{max} - в Па). Якщо знайти найбільше дотичне напруження за наближеною методикою [4], як для круглого валу, що має рівну площу перерізу з профільним, то $\tau_{max} = 5,003 \cdot 10^3 \cdot M$. Таким чином, наближена методика дає занижені на 16% значення максимальних напружень.

На підставі висловленої методики рішення задачі [4] були розроблені програмні блоки в пакеті Mathcad, які дозволили досліджувати залежність жорсткості при крученні і максимальних дотичних напружень від параметра i для валів з $N=3; 4; 5, \dots$. Були розроблені наступні блоки: 1) побудова конформного відображення із заданою точністю; 2) визначення функції кручення із заданою точністю; 3) обчислення жорсткості при крученні; 4) обчислення дотичних напружень в поперечному перерізі валу; 5) визначення максимальних дотичних напружень.

В результаті інженерних розрахунків були одержані прості формули обчислення жорсткості при крученні $D=k_1GR_4$ і найбільших дотичних напружень $\sigma_{max}=k_2M/R_3$, де k_1 і k_2 - коефіцієнти, розраховані на ЕОМ, для кожного значення N при різних t .

Дана методика розрахунку є досить трудомісткою, тому для подальших розрахунків ми вирішили використати метод кінцевих елементів (МКЕ), що припускає явну апроксимацію рішення на малих підобластях - кінцевих елементах. На основі МКЕ працює більшість сучасних універсальних програмних пакетів - ANSYS, Cosmos Works, NASTRAN, APM і ін. Для подальшого дослідження ми застосували пакет APM WinMashine 2009 (ver. 9.6), яка сумісна з програмою Компас 10-3D.

В пакеті Компас 10-3D ми розробили твердотільні моделі валу з двома профільними ділянками (РК-3 та РК-4 профіль) та двох шківів, які будуть вступати в контакт з валом та імітувати профільне з'єднання. В програмі APM Structure 3D проводимо розрахунок напружено-деформованого стану профільного з'єднання для двох випадків (РК-3 та РК-4 профіль). Для досліджень приймаємо аналогічні розміри шківа та прикладений до нього силовий фактор. При цьому у вікнах програми ми отримали результати напружень, які виникають в профільних з'єднаннях, а саме карти деформацій, карти головних напружень та карти переміщень.

Згідно різних літературних джерел існують рекомендації, в яких говориться, що при більшій кількості граней напруження, які виникають у профільному з'єднанні, є більш рівномірними. Як видно з рис. 3 максимальна величина напружень в РК-3 профільному з'єднанні становить $1,09 \text{ Н/мм}^2$, а в РК-4 профільному з'єднанні становить $0,845 \text{ Н/мм}^2$, що на 30% менше.

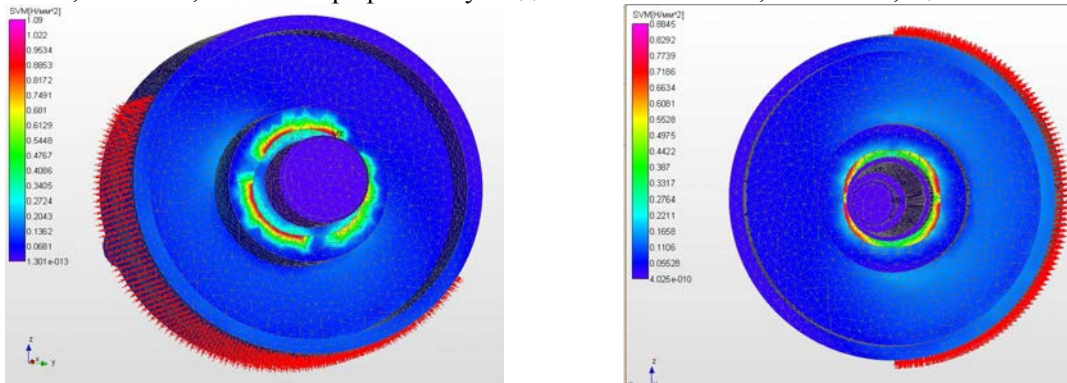


Рис. 3. Напруження в РК-3 та РК-4 профільному з'єднанні при однакових схемах навантаження

Порівняємо величини головних напружень, які виникають у профільних з'єднаннях (рис. 4). Так в РК-3 профільному з'єднанні максимальне значення величини деформації становить $4,593 \cdot 10^{-6}$, а для РК-4 ця величина становить $2,981 \cdot 10^{-6}$. Для РК-4 профільного з'єднання деформації на 40% менші.

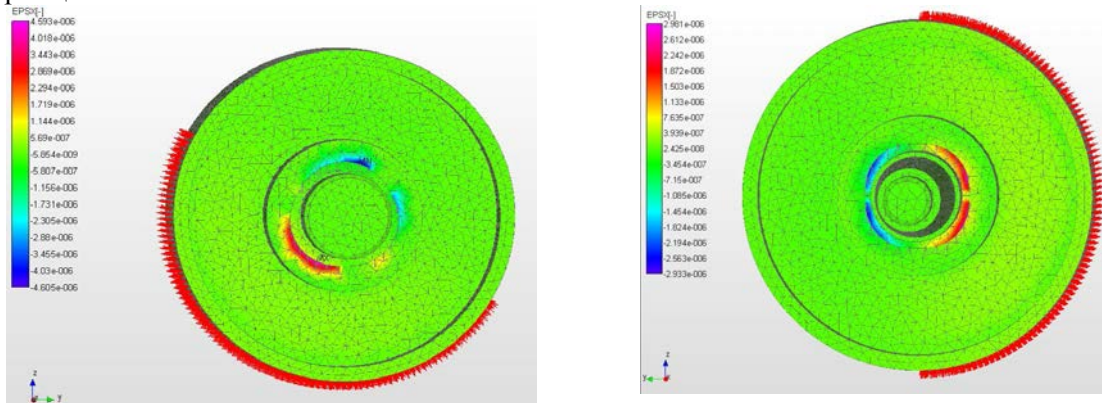


Рис. 4. Деформації, які виникають в РК-3 та РК-4 профільному з'єднанні, при однакових схемах навантаження

Порівняємо величини головних напружень у профільних з'єднаннях. Так в РК-3 профільному з'єднанні величина головних напружень становить $0,959 \text{ Н/мм}^2$, а для РК-4 ця величина становить $1,314 \text{ Н/мм}^2$. Для РК-4 профільного з'єднання головні напруження на 27% більші.

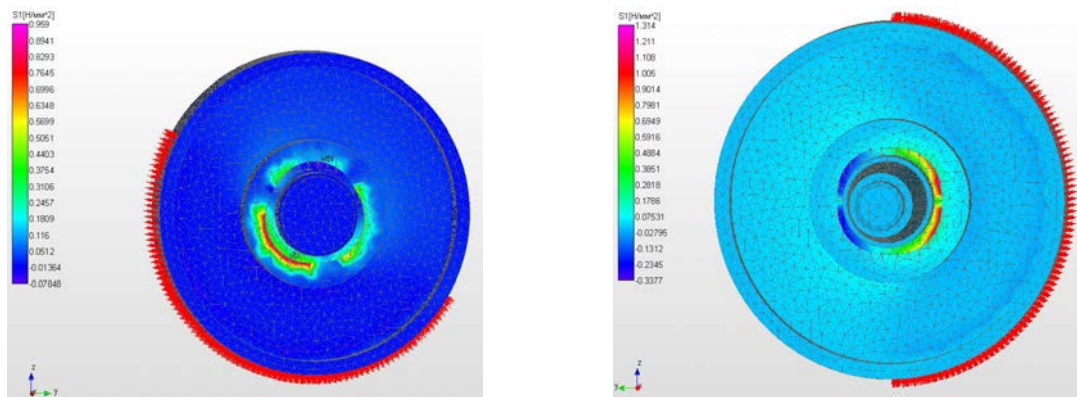


Рис. 5. Головні напруження, які виникають в РК-3 та РК-4 профільному з'єднанні, при однакових схемах навантаження

Висновки. Використання спеціалізованих пакетів комп'ютерного моделювання дозволяє проводити моделювання напружено-деформованого стану в РК-3 та РК-4 профільних з'єднаннях. Моделювання показало, що РК-4 профільні з'єднання мають кращі експлуатаційні характеристики в порівнянні з РК-3 профільними з'єднаннями.

1. Кузнєцов Ю.М. Обработка полигональных поверхностей: теория и практика. / Ю.М. Кузнєцов, О.В. Самойленко — К.: ТОВ «ГНОЗИС», 2008 — 193 с.
2. Тимченко А.И. Технология изготовления деталей профильных бесшпоночных соединений. / А.И. Тимченко — М.: МОССТАНКИН, 1988 — 143 с.
3. Борович Л.С. Бесшпоночное соединение деталей машин. / Л.С. Борович — М.: Машгиз, 1951 — 132 с.
4. Иванченко Ф.К. Динамика и прочность прокатного оборудования / Ф.К. Иванченко, П.И. Полухин, М.А. Тылкин, В.П. Полухин. — М.: Металлургия, 1970 — 487 с.
5. Определение моментов инерции и коэффициентов концентрации напряжений некруглых валов. // Экспресс-информация. Детали машин. — 1963. — №21. — С. 1–10.

Стаття надійшла до редакції 10.05.2013.

Б.М. Дівєєв, Д.Л. Паращук, Р.В. Сава, Г.Т. Черчик
ВПЛИВ ПАРАМЕТРІВ ОБ'ЄКТУ ВІБРОЗАХИСТУ ТА ДИНАМІЧНОГО ГАСНИКА
КОЛИВАНЬ НА ЕНЕРГОЕФЕКТИВНІСТЬ ВІБРОПОГЛИНАННЯ

В статті розглядаються методи розрахунку і оптимізації конструкцій динамічних гасників коливань (ДГК). Представлена дискретно-континуальна модель динамічної системи: платформа – ДГК. Розглядаються малопараметричні схеми аналізу вібрації. Розглядається вплив пружних та демпфуючих властивостей як основної конструкції, так і ДГК на передачу енергії.

Ключові слова: дискретно-континуальні моделі, пружні та демпфуючі властивості динамічні гасники коливань, оптимізація, передача енергії

Форм. 16. Рис. 6. Літ. 9.

Б.Н. Дивеев, Д.Л. Паращук, Р.В. Савва, Г.Т. Черчик
ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ОБЪЕКТА ВИБРОЗАЩИТЫ И ДИНАМИЧЕСКОГО
ГАСИТЕЛИ КОЛЕБАНИЙ НА ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТЬ ВИБРОПОГЛОЩЕНИЯ

В статье рассматриваются методы расчета и оптимизации конструкций динамических гасителей колебаний (ДГК). Представлена дискретно-континуальная модель динамической системы: платформа – ДГК. Рассматриваются малопараметрические схемы анализа вибрации. Рассматривается влияние упругих и демпфирующих свойств как основной конструкции, так и ДГК на передачу энергии.

Ключевые слова: дискретно-континуальные модели, упругие и демпфирующие свойства, динамические гасители колебаний, оптимизация, передача энергии

B. Diveev, D. Parashchuk, R. Sava, G. Cherchyk
EFFECT PARAMETERS OBJECT VIBRATION PROTECTION AND DYNAMIC
QUENCHER FLUCTUATIONS ON ENERGY VIBROPOHLYNANNYA

The paper deals with the methods of calculation and optimization of constructions with the dynamic vibration absorbers (DVA). The discrete-continue models of dynamic system plate – DVA's are offered. Few parameters numerical schemes of vibration analysis are under discussion. The influence of elastic and damping properties of the basis construction and DVA on the energy flux are considered.

Keywords: discrete-continue models, strength, discrete-continuous models, elastic and damping properties, dynamic vibration absorbers, optimization, energy flux

Вступ. Важливим питанням розробки сучасних машин є зменшення вібрації. Динамічні гасники коливань (ДГК) широко застосовуються для зменшення рівнів вібрації і шуму в кабінах транспортних засобів, для зменшення вібрації обертових машин, зменшення амплітуд коливань різноманітних веж і споруд, тощо. Джерелами цих збурень, наприклад, у колісних машинах можуть бути як процес взаємодії коліс з дорогою, так і внутрішні джерела: двигуни, трансмісії і т.п.

Аналіз останніх досліджень. Оптимізація ДГК для недемпфованої одномасової основної системи при дії гармонійного збудження належить до стандартних задач. Ясний і детальний розгляд методу надані в [1-3]. Коли немає демпфування в головній системі, процес оптимізації спрощений існуванням фіксованих точок перетину на відповідних кривих амплітудно-частотних характеристик (АЧХ). Ці пункти мають таку властивість: всі АЧХ незважаючи на демпфування ДГК проходять через них. Більшість ДГК, проте, мають певну кількість власного демпфування яке може вважатися в'язкопружним для випадку маленьких переміщень. Коли таку систему з ДГК піддано гармонійному збудженню результуючі АЧХ для головної системи не експонують ніякого фіксованого пункту перетину.

Важливим також є дослідження ефективності ДГК поза власними резонансами головної системи. Адже реально часто потрібна конструкція ДГК ефективна для деякої основної частоти зовнішнього збурення, наприклад у насосах, турбінах, електродвигунах тощо. Актуальним є також дослідження роботи ДГК при імпульсних навантаженнях. Більшість практичних застосувань ДГК базуються на недостатньо повних математичних моделях складних конструкцій і неефективному проектуванні ДГК. Не враховуються пружні властивості самої конструкції, пружні властивості вузла приєднання ДГК до основної конструкції, характеристики приєднаних елементів.

Постановка задачі. В динаміці складних конструкцій багато уваги приділяється методам конденсації систем рівнянь високого порядку, що охоплюють широкий частотний спектр. У цій роботі запропоновано алгоритм конденсації для основного гнучкого елемента – платформистої масивної пластини – *P* (рис.1).

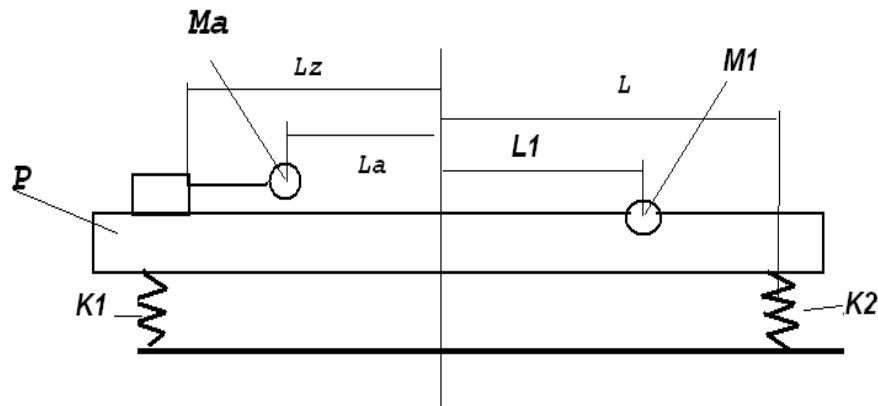


Рис. 1. Загальний вигляд платформи з ДГК

Застосовано варіант динамічної конденсації — зменшення порядку вирішуючої системи рівнянь динамічної рівноваги шляхом апіорного врахування формозміни елементів [4-7]. Ці конденсовані моделі дозволяють оперувати з конструктивними параметрами, що безпосередньо впливають на якість функціонування агрегату та його міцність.

Дискретно-континуальна модель платформи з ДГК. При застосуванні ДГК для зменшення коливань конструкцій у середньому частотному діапазоні необхідно враховувати деформативність цієї конструкції. Адже робоча частота ДГК може наблизитися до власних частот конструкції. У такому випадку треба розглянути більш загальну дискретно-континуальну розрахункову схему [4-7]. Розглянемо платформу водія як гнучку конструкцію з приєднаними ДГК. З варіаційного принципу Гамільтона-Остроградського [4-7]

$$\int_{T_0}^{T_1} (\delta U - \delta K + F \delta w) dt = 0, \quad (1)$$

де K – кінетична, U – потенційна енергії. При таких кінематичних умовах

$$W(x) = (w + x\gamma + q_1\varphi_1(x) + q_2\varphi_2(x) + \dots) \quad (2)$$

(розглядаються лише вертикальні коливання) отримаємо наступні інтегральні співвідношення

$$\begin{aligned} \delta K = & \int_{-L}^L \rho \left(\dot{w} + x\dot{\gamma} + \dot{q}_1\varphi_1(x) + \dot{q}_2\varphi_2(x) + \dots \right) \left(\delta \dot{w} + x\delta \dot{\gamma} + \delta \dot{q}_1\varphi_1(x) + \delta \dot{q}_2\varphi_2(x) + \dots \right) dx + \\ & + m \left(\dot{w} + L_m\dot{\gamma} + \dot{q}_1\varphi_1(L_m) + \dot{q}_2\varphi_2(L_m) + \dots \right) \left(\delta \dot{w} + L_m\delta \dot{\gamma} + \delta \dot{q}_1\varphi_1(L_m) + \delta \dot{q}_2\varphi_2(L_m) + \dots \right) \\ & + m_a \dot{w}_a \delta \dot{w}_a \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \delta U = & k_1((w_0 - (w - L\gamma)))(-(\delta w - L\delta\gamma)) + k_2((w_0 - (w + L\gamma)))(-(\delta w + L\delta\gamma)) \\ & + k_a(w_a - w + L_a\gamma - Q_{a1}q_1 - Q_{a2}q_2 \dots)(\delta w_a - \delta w + L_a\delta\gamma - Q_{a1}\delta q_1 - Q_{a2}\delta q_2 \dots) + E_1q_1\delta q_1 + E_2q_2\delta q_2 + \dots \end{aligned}$$

Геометричні параметри вказані на рис. 2.7. ρ – погонна густина пластини P ; $m = M1$ – зосереджена маса; m_a – маса ДГК, k_a – пружність пластинчастої пружини ДГК; k_1, k_2 – жорсткості пружних елементів (рис. 2.7). E_1 – частина енергії деформації, пов'язана з першою формою згину $\varphi_1(x)$, E_2 – пов'язана з другою формою деформації $\varphi_2(x)$.

Тут:

$$Q_{qi} = \varphi_i(L_z) + \varphi_i'(L_z)(L_z - L_a), \quad (4)$$

геометричний параметр. Для встановлених коливань з коловою частотою ω

$$\delta K = \omega^2 \int_{-L}^L \rho(w + x\gamma + q_1\varphi_1(x) + q_2\varphi_2(x) + \dots)(\delta w + x\delta\gamma + \delta q_1\varphi_1(x) + \delta q_2\varphi_2(x) + \dots)dx +$$

$$+ m\omega^2(w + L_m\gamma + q_1\varphi_1(L_m) + q_2\varphi_2(L_m) + \dots)(\delta w + L_m\delta\gamma + \delta q_1\varphi_1(L_m) + \delta q_2\varphi_2(L_m) + \dots) + m_a\omega^2 w_a \delta w_a \quad (5)$$

$$\delta U = k_1((w_0 - (w - L\gamma))(-(\delta w - L\delta\gamma))) + k_2((w_0 - (w + L\gamma))(-(\delta w + L\delta\gamma)))$$

$$+ k_a(w_a - w + L_a\gamma - Q_{a1}q_1 - Q_{a2}q_2 \dots)(\delta w_a - \delta w + L_a\delta\gamma - Q_{a1}\delta q_1 - Q_{a2}\delta q_2 \dots) + E_1 q_1 \delta q_1 + E_2 q_2 \delta q_2 + \dots \quad (6)$$

Тут для спрощення цими ж символами w, γ, q_1, q_2 позначено амплітуди відповідних переміщень (у загальному випадку лінійної в'язко-пружної моделі – це комплексні числа [4-7]).

Згрупувавши члени при незалежних варіаціях переміщень на основі (5,6) отримуємо систему звичайних алгебраїчних рівнянь ([4-7])

$$(-\omega^2 M + i\omega C + K)Y = f \quad (7)$$

Тут M – матриця мас, C – матриця в'язкопружного демпфування, K – матриця жорсткості, $Y = (w, \gamma, q_1, q_2)^T$ – вектор переміщень, f – вектор зовнішніх сил. Цю систему прийнято записувати в нормальній формі (розв'язаній відносно других похідних). Розв'язок (7) буде

$$Y = (-\omega^2 M + i\omega C + K)^{-1} f \quad (8)$$

Числовий аналіз. Усталені коливання. Для числового дослідження обмежимося лише першою формою для пластини $\varphi_1 = \cos(\frac{\pi x}{2L})$, яка точно задовольняє граничним умовам

$$(\frac{d^2 w(-L)}{dx^2} = \frac{d^2 w(L)}{dx^2} = 0, \dots), \quad (9)$$

умовам шарнірного закріплення. У частотній області отримуємо таку систему рівнянь

$$-\omega^2 \left((m + m_1)w_0 + \left(\frac{L}{2}m + L_1 m_1\right)w_1 + \left(m_{02} + \cos\left(\frac{\pi L_1}{L}\right)m_1\right)w_2 \right) +$$

$$+ (k_1 + k_2 + k_A)w_0 - L(k_2 - k_1)w_1 - k_A w_A = k_2 w_z \quad (10)$$

$$-\omega^2 \left(\left(\frac{L}{2}m + a m_1\right)w_0 + \left(\frac{L^2}{3}M + L_1^2 m_1\right)w_1 + \left(m_{12} + L_1 \cos\left(\frac{\pi L_1}{L}\right)m_1\right)w_2 \right) -$$

$$- L(k_2 - k_1)w_0 + (L^2(k_2 + k_1) + L_A^2 k_A)w_1 - L_A k_A w_A = L k_2 w_z$$

$$-\omega^2 \left(\left(m_{02} + \cos\left(\frac{\pi L_1}{L}\right)m_1\right)w_0 + \left(m_{12} + a \cos\left(\frac{\pi L_1}{L}\right)m_1\right)w_1 + \left(m_{22} + \left(\sin\left(\frac{\pi L_1}{L}\right)\right)^2 m_1\right)w_2 \right) -$$

$$- Q_A k_A w_0 - Q_A k_A L_A w_1 + k_{22} w_2 - k_A Q_A w_A = 0$$

$$-\omega^2 m_A w_A - k_A w_0 - L_A k_A w_1 - Q_A k_A w_2 + k_A w_A = 0$$

Тут перепозначено: $w_0 \equiv w, w_1 \equiv \gamma, w_2 \equiv q_1, Q_A = Q_{a1}, \varphi = \varphi_1$. Зберігається лише перша форма згинальних коливань пластини. w_A – переміщення ДГК. Масові параметри будуть

$$m_{02} = \int_0^L \rho \varphi(x) dx, \quad m_{12} = \int_0^L \rho x \varphi(x) dx, \quad m_{22} = \int_0^L \rho (\varphi(x))^2 dx, \quad k_{22} = \int_0^L EI \left(\frac{d^2 \varphi}{dx^2} \right)^2 dx \quad (11)$$

EI – згинальна жорсткість стержня, що моделює пластину. В [8,9] наведені алгоритми визначення цієї величини для шаруватих пластин.

Якщо вважати розподіл маси рівномірним по довжині, то на основі (5,6) отримуємо

$$m_{02} = \int_0^L \rho \cos\left(\frac{\pi x}{L}\right) dx = \frac{2}{\pi} M, \quad m_{12} = \int_0^L \rho x \cos\left(\frac{\pi x}{L}\right) dx = \frac{L}{\pi} M, \quad m_{22} = \int_0^L \rho \left(\cos\left(\frac{\pi x}{L}\right)\right)^2 dx = \frac{M}{2} \quad (12)$$

Величини m_{22} та k_{22} зв'язані рівнянням

$$m_{22}\omega_1^2 = k_{22}, \quad (13)$$

де ω_1 – перша власна частота згинальних коливань. Тобто, коли відоме значення m_{22} , то k_{22} визначається на основі (9). На рис.2. наведені АЧХ для мод коливань моделі на рис. 1.

Демпфування у системі вважалося в'язким. При розгляді у компактній комплексній формі кожну пружну дійсну константу замінимо на комплексну

$$K_n \rightarrow K_n(1 + i\omega D_n). \quad (14)$$

Розглядалися такі вхідні дані: $L = 0.1\text{м}$; $Lz = 0.08\text{м}$; $La = 0.02\text{м}$; $L1 = 0.03\text{м}$; $Ro = 7850 \text{ кг/м}^3$
 $M1 = 6\text{кг}$; $Ma = 3 \text{ кг}$; $K1 = 1000$; $K2 = 1000 \text{ кН/м}$ $Ka = 150 \text{ кН/м}$; $DempK = 0.00$; $DempA = 0.0002$;
 $DempE = 0.01$. $NCR = 5000$ - кількість точок розрахунку; $(T0-TK)$ – $(10-50)$ частотний діапазон (в герцах).

Розглянемо АЧХ вертикального переміщення w_0 платформи при різному демпфуванні у ДГК. Спочатку покладемо демпфування основної системи нульовим ($DempK=0$). На рис.2. наведені ці АЧХ.

Можна помітити для задемпфованої основної конструкції (рис.2б), що АЧХ не проходять, на відміну від рис.2а, через одну точку.

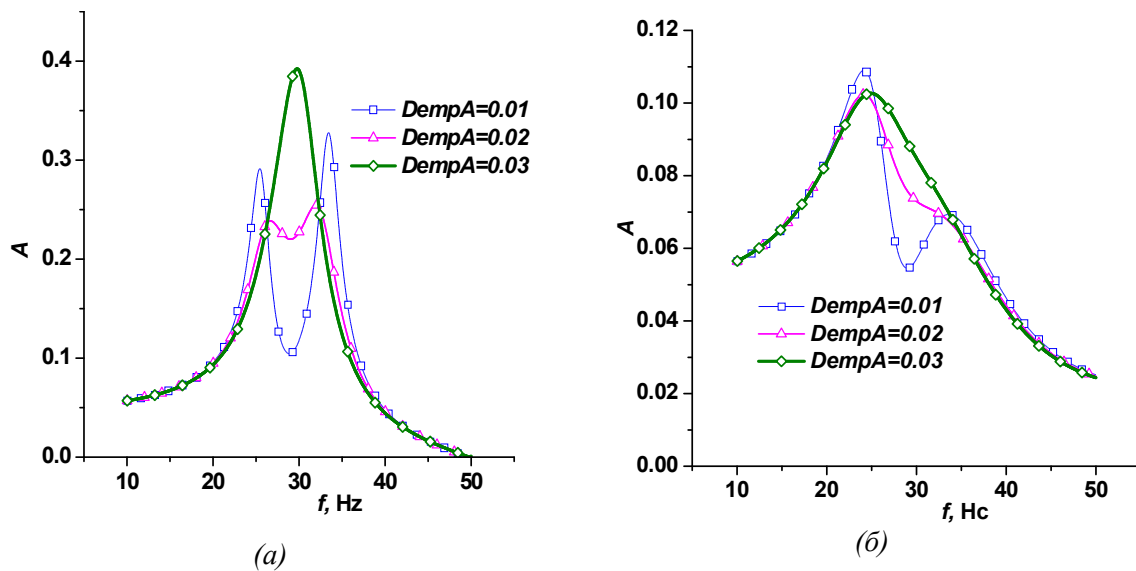


Рис. 2. АЧХ вертикального переміщення w_0 платформи при різному демпфуванні у ДГК: (а) – $DempK=0$; (б) – $DempK=0.003$

На рис.3. наведені АЧХ системи при різних масах ДГК та демпфуванні у ньому.

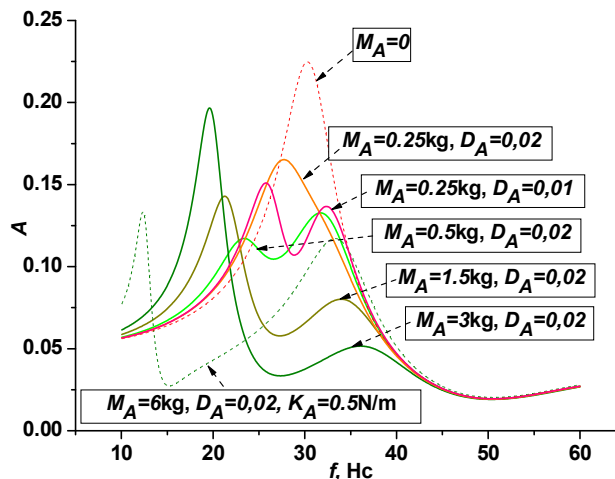


Рис. 3. Ефективність ДГК при різній його масі та демпфуванні

Характер передачі енергії у приєднанні до обертової машини елементи. Уточнена схема насоса. Розглянемо тепер характер передачі енергії в системі насос – трубопровід – фундамент. Для цього розглянемо дещо складнішу схему (рис.4).

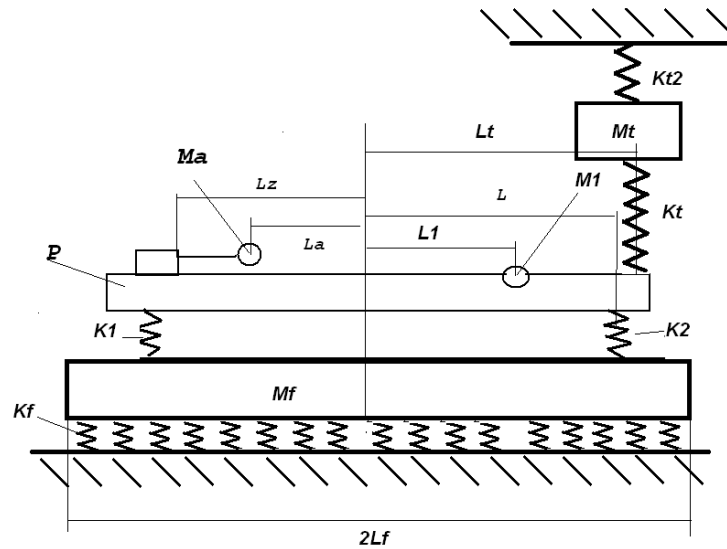


Рис. 4. Уточнена схема насосу

Тут Mt – деяка приведена маса трубопроводу з приведеними жорсткостями приєднання до насоса Kt та до будівлі – $Kt2$. Фундамент розглядається як товста плита на еластичній подушці з ефективною жорсткістю Kf .

Рівняння динамічної рівноваги в частотній області у цьому випадку будуть

$$\begin{aligned}
 & -\omega^2 \left((m + m_1)w_0 + \left(\frac{L}{2} m + L_1 m_1 \right) w_1 + \left(m_{02} + \cos\left(\frac{\pi L_1}{L} \right) m_1 \right) w_2 \right) + \\
 & + (k_1 + k_2 + k_A)w_0 - L(k_2 - k_1)w_1 - k_A w_A - k_T w_T - (k_1 + k_2)w_F + (k_1 - k_2)Lw_\psi = k_2 w_z \\
 & -\omega^2 \left(\left(\frac{L}{2} m + a m_1 \right) w_0 + \left(\frac{L^2}{3} M + L_1^2 m_1 \right) w_1 + \left(m_{12} + L_1 \cos\left(\frac{\pi L_1}{L} \right) m_1 \right) w_2 \right) - \\
 & - L(k_2 - k_1)w_0 + \left(L^2(k_2 + k_1) + L_A^2 k_A \right) w_1 - L_A k_A w_A - L_T k_T w_T + (k_1 - k_2)Lw_\psi = Lk_2 w_z \\
 & -\omega^2 \left(\left(m_{02} + \cos\left(\frac{\pi L_1}{L} \right) m_1 \right) w_0 + \left(m_{12} + a \cos\left(\frac{\pi L_1}{L} \right) m_1 \right) w_1 + \left(m_{22} + \left(\sin\left(\frac{\pi L_1}{L} \right) \right)^2 m_1 \right) w_2 \right) - \\
 & - Q_A k_A w_0 - Q_A k_A L_A w_1 + k_{22} w_2 - k_A Q_A w_A = 0 \\
 & \quad -\omega^2 m_A w_A - k_A w_0 - L_A k_A w_1 - Q_A k_A w_2 + k_A w_A = 0 \\
 & \quad -\omega^2 m_T w_T - k_T w_0 - L_T k_T w_1 - Q_A k_T w_2 + (k_T + k_{T2}) w_T = 0 \\
 & \quad -\omega^2 m_F w_F - k_F w_0 - L_A k_A w_1 - Q_A k_F w_2 + k_F w_F = 0 \\
 & \quad -\omega^2 I_F w_\psi - (k_1 - k_2)Lw_0 - L^2 (k_1 + k_2)w_1 - Q_A k_\psi w_2 + k_\psi w_\psi = 0
 \end{aligned} \tag{15}$$

Енергія, яка поступає при віброзбудженні насоса у фундамент та трубопровід буде, відповідно

$$E_F = m_F |w_F| + I_F |w_\psi|, \quad E_T = m_T |w_T| \tag{16}$$

На рис.5. показано характер передачі енергії у фундамент при наявності і відсутності ДГК та різному демпфуванню у ДГК

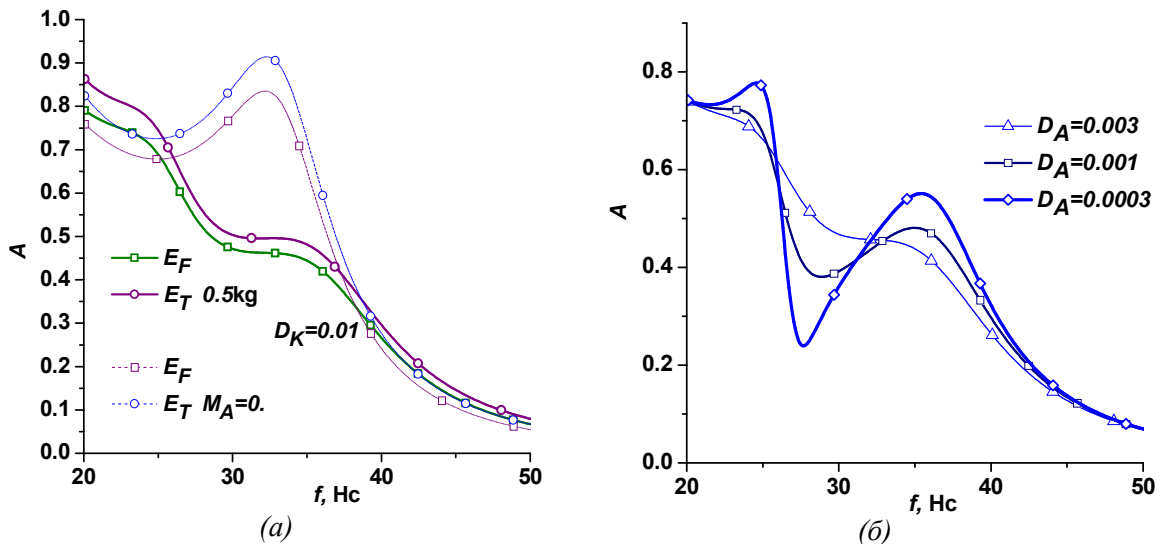


Рис. 5. Характер передачі енергії у фундамент: а) при наявності і відсутності ДГК; б) при різному демпфуванні у ДГК

Розглянемо тепер сумісний вплив параметрів трубопроводу та фундаменту на характер передачі енергії (рис.6.).

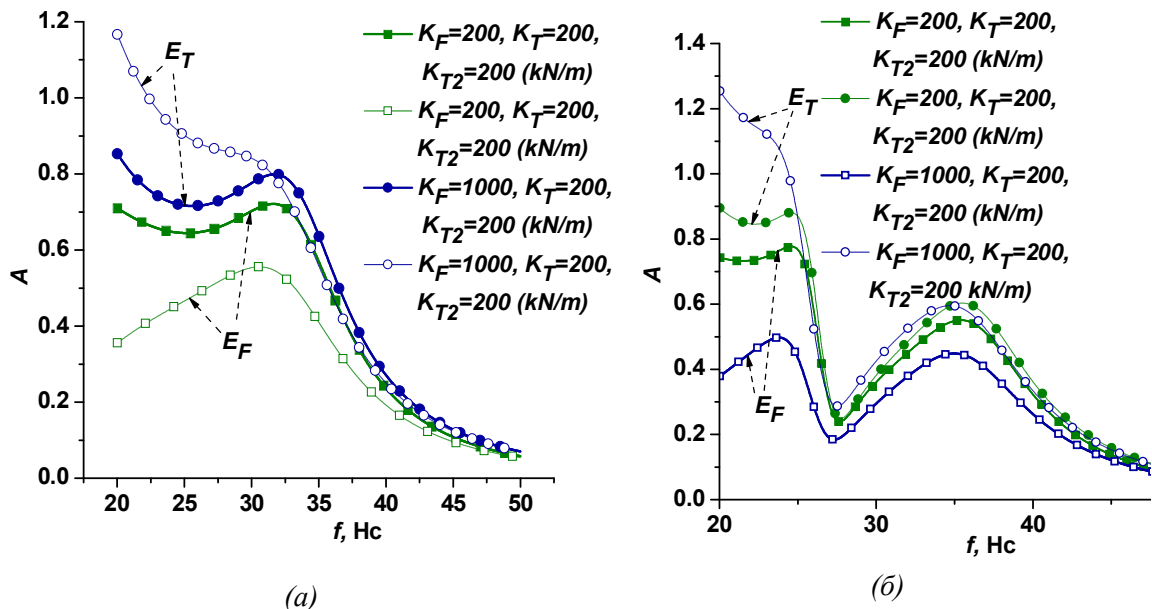


Рис. 6. Характер передачі енергії у фундамент та трубовід: а) при відсутності і наявності; б) ДГК

Тут розглянуто ці процеси при різних співвідношеннях жорсткості фундаменту та трубопроводу при відсутності (а) та наявності (б) ДГК.

Висновки. Розроблені теоретичні моделі для динаміки і демпфування дискретно-континуальної структури: гнучка платформа - ДГК. Динамічна поведінка системи визначається при врахуванні незначної кількості параметрів. Отримані алгоритми аналізу такого типу конструкцій у частотній області. Досліджено вплив параметрів конструкції та ДГК на її динамічні характеристики та характер передачі енергії у приєднані елементи. Вібропоглинання за допомогою ДГК має однаковий характер як для зменшення коливань самої платформи, так і передачі енергії у фундамент та приєднаний трубовід.

1. Вибрации в технике. Т.6. Защита от вибрации и ударов. -М.: Машиностроение. 1981. - 456 с.
2. Тимошенко С.П. Колебания в инженерном деле.-М.: Наука,1967. - 444 с.
3. Den Hartog, J. P. (1956), Mechanical Vibrations (4th edition) Mc Graw-Hill, New York.

4. *Diveyev B., Vikovych I., Kernytsky I., Butyter I.* Prospects of application of modern methods for optimum designing of technological machines // VI konferencja naukowo-praktyczna "ENERGIA W NAUCE I TECHNICE". – Białystok-Suwałki, Poland, June 22-23, 2007. – Streszczenia referatów. – P. 13-20.
5. *Ivan Kernytsky, Bohdan Diveyev, Jurij J. Vybranets, Nazar Kernytsky.* Using of dynamic vibration absorbers for regulation of vibrating compactor vibration properties. *Acta Scientiarum Polonorum Architectura (Budownictwo)* 7 (3) 2008 – pp. 43-50.
6. *Bohdan Diveyev, Ivan Kernytsky, Nazar Kernytsky, Roman Sava.* Laminated beam clamp conditions influence on frequency spectra. IV konferencja: Inzyniersie i przestrzenne aspekty zabudowy obsharow nioezubarnizowanych. Warszawa. 2010.– S. 26-27.
7. *Bohdan Diveyev, Ivan Kernytsky, Nazar Kernytsky, Roman Sava.* Sound transmission loss across a sandwich plate with the dynamic vibration absorbers. IV konferencja: Inzyniersie i przestrzenne aspekty zabudowy obsharow nioezubarnizowanych. Warszawa. 2010.– S. 27-28.
8. *Diveyev B., Butyter I., Shcherbyna N.* High order theories for elastic modules identification of composite plates. Part 1. Theoretical approach // *Mechanics of Composite Materials.* – Vol.44, No.1. – 2008. – P. 25–36.
9. *Diveyev B., Butyter I., Shcherbyna N.* High order theories for elastic modules identification of composite plates. Part 2. Theoretical-experimental approach // *Mechanics of Composite Materials.* – Vol.44, No.2. – 2008. – P. 139–144.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

З.А. Дурягіна, С.О. Ольшевська, В.Я. Підкова, М.Р. Романишин
ШЛЯХИ ПІДВИЩЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ ДЕРЕВООБРОБНОГО ІНСТРУМЕНТУ ІЗ
СТАЛІ 6ХС

Після іонного азотування очікуються підвищення зносостійкості, міцності, різальних властивостей та терміну експлуатації інструменту. Проведені дослідження мікроструктури поверхневих шарів ножів із сталі 6ХС. Виявлено, за допомогою сканувального електронного мікроскопа, мікроструктуру поверхневих шарів зразків – троостит відпуску. Запропоновано провести відновлення та зміцнення різального інструменту методами інженерії поверхні, а саме іонним азотуванням.

Ключові слова: мікроструктура, деревообробні ножі, поверхневі шари, сталь 6ХС, металографічні дослідження, іонне азотування.

Форм. 4. Табл. 1. Рис.9. Літ. 4.

З.А. Дурягина, С.О. Ольшевская, В.Я. Пидкова, М.Р. Романышин
ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДЕРЕВООБРАБАТЫВАЮЩЕГО
ИНСТРУМЕНТА ИЗ СТАЛИ 6ХС

После ионного азотирования ожидается повышения износостойкости, прочности, режущих свойств и срока эксплуатации инструмента. Проведенные исследования микроструктуры поверхностных слоев ножей из стали 6ХС. Обнаружено, с помощью сканирующего электронного микроскопа, микроструктуру поверхностных слоев образцов - троостит отпуска. Предложено провести восстановление и укрепление режущего инструмента методами инженерии поверхности, а именно ионным азотированием.

Ключевые слова: микроструктура, деревообрабатывающие ножи, поверхностные слои, сталь 6ХС, металлографические исследования, ионное азотирование.

Z. Duriagina, S. Olshevska, V. Pidkova, M. Romanyshyn
THE WAYS OF INCREASING THE WEAR RESISTANCE OF WOODWORKING KNIFE 6XC
STEEL

After ionic azotization the wear resistance, mechanics, cutting properties and lifetime of the instrument are expected to increase.

The analysis of microstructure of surface layers of knives of 6KHS steel was conducted. The study revealed that the microstructure of surface layers of micro test specimen include tempered troostite. The suggestion is made to conduct the reduction and strengthening of the cutting instrument by means of surface engineering and ionic azotization, in particular.

Keywords: microstructure, woodworking knives, surface layers, steel 6XC, metallographic studies, ionic azotization.

Постановка проблеми. Найбільша стійкість багатьох інструментів (особливо для обробки твердої деревини або при швидкому нарізанні) досягається при застосуванні напівтеплостійких сталей, в тому числі стійких і до дії корозії.

Нетеплостійкі, особливо леговані сталі, що придатні для виготовлення з них інструментів, котрі експлуатуються за умов підвищених ударних навантажень (молоти, фрези багатьох типів тощо). Також довгі, з малою товщиною ножі і пили, які виготовляються з листів чи стрічок і обробляються на твердість 45 ... 50 HRC для підвищення пружних властивостей. Вуглецеві сталі для таких інструментів не використовуються.

Довгі і тонкі ножі для різання фанери тощо, частіше виготовляють з двохшарової сталі. Це забезпечує зменшення деформації при гартуванні, полегшує правку і дає можливість отримати вищу твердість ріжучої кромки (54 ... 62 HRC).

Ножі для фрезерування і стругання повинні мати високу зносостійкість і твердість, які б не знижувалися при заточуванні [4].

З точки зору техніко-економічних показників оптимальний варіант технологічного процесу вибирають шляхом порівняння собівартості різних варіантів. Собівартість визначають сумою витрат на сировину і напівфабрикати, заробітної плати персоналу, витрачених ресурсів на роботу обладнання та його амортизацію, витрати на експлуатацію інструментів, утримання виробничих будівель, а також їх освітлення та обігрів.

Порівняльний аналіз слід проводити окремо для кожної операції залежно від технологічної собівартості, в яку входять не усі витрати пов'язані з процесом обробки, а лише ті, які впродовж нього змінюються.

За умов, коли задана річна програма виробництва, порівняльний аналіз зводиться до співставлення наведених величин кожного варіанту. Показником економічної ефективності є мінімальні витрати. Наведені витрати на кожен варіант являють собою суму поточних витрат C , капітальних витрат K , зведених до однакової розмірності у відповідності з нормативним коефіцієнтом ефективності E_n . Формула записується так:

$$C_{\text{в}} = C + E_{\text{н}} \cdot K \quad (1)$$

Найбільш економічно вигідним є варіант, який має найменшу кількість витрат і описується рівнянням:

$$C_1 + E_{\text{н}} \cdot K_1 <> C_2 + E_{\text{н}} \cdot K_2, \quad (2)$$

звідки

$$T_{\text{ок}} = \frac{K}{(C_1 + C_2) \cdot N}, \quad (3)$$

- де $T_{\text{ок}}$ – період окупності капітальних витрат (роки);
 C_1 і C_2 – відповідно початкова і нова собівартість;
 $C_{\text{в}}$ – сума поточних витрат виробництва;
 N – річна програма інструменту;
 K – капітальні витрати.

Коефіцієнт ефективності капітальних витрат визначається так:

$$E_{\text{еф}} = \frac{C_1 - C_2}{K_2 - K_1}, \quad (4)$$

де K_1 і K_2 – капітальні затрати за порівняльними варіантами, приведені до однакового об'єму виробництва.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Для вибору сталей і термообробки ножів для нарізання паперу, шкіри, табака тощо поширюються аналогічні рекомендації, що й для деревообробних інструментів.

Висока стабільність розмірів необхідна різальним інструментам, які повинні зберігати їх незмінними протягом тривалого терміну (в тому числі і при зберіганні), особливо, якщо вони мають велику довжину при малій товщині [4].

У деревообробній промисловості, в якості інструменту, використовують різноманітні за розмірами і конфігурацією ножі (рис. 1) для проведення таких операцій як фрезерування, різання, дрібна порізка для виготовлення соломки з дерева в сірникової промисловості тощо. Ці інструменти мають стандартні розміри згідно із ГОСТом 6567-75.

Згідно з цим стандартом, ножі повинні виготовляти двох типів (з прорізами та без них) із тих марок сталей, які забезпечують стійкість інструменту у відповідності до вимог даного стандарту. Мікроструктура ножів після термообробки повинна складатися із мартенситу, троостомартенситу і дрібних карбідів. Карбідна неоднорідність не має перевищувати 4 балів за шкалою з ГОСТу 5950. Твердість ножів повинна бути в діапазоні 57 ... 61 HRC. На поверхні ножів недопустимі сліди корозії, тріщин, зазубрень тощо. Різучі кромки повинні бути рівно загостреними і без завалів. За критерій затуплення ножа приймають збільшення параметра шорсткості поверхні більше 200 мкм. Також у стандарті висунуті жорсткі умови до контролю інструментів та методів їх випробувань. Випробування ножів на середній і встановлений термін стійкості повинно проводитися на верстатах із механічною подачею при фрезеруванні заготовок із хвойних порід деревини вологістю до 10 – 12 %. Режими фрезерування при цьому повинні бути такими: швидкість різання – 44 м/с, подача на ніж – 0,5 мм, товщина зрізаного шару – 2 мм. На кожному ножі повинні бути чітко вказані марка сталі, вид ножа, товарний знак підприємства. Пакування, транспортування і зберігання здійснюється відповідно до ГОСТу 18088 [6].

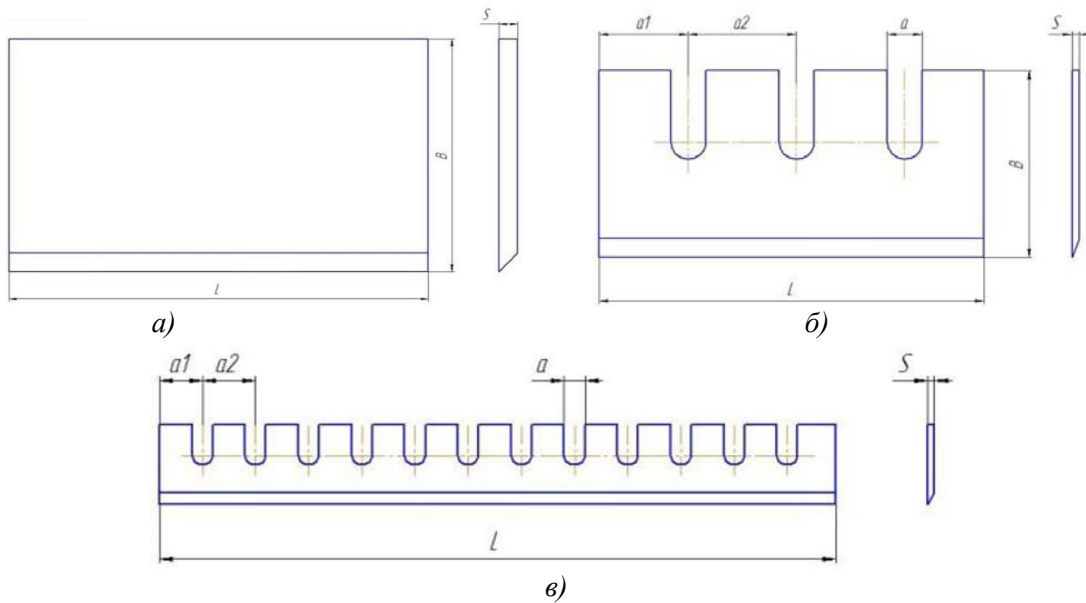


Рис. 1. Креслення різних за конфігурацією деревообробних ножів: а – ніж гільйотинних ножниць для різання шпону; б – ніж для дрібної порізки деревини в сірниковій промисловості; в – ніж для фрезерування деревини з прямолінійною кромкою

Виробничі характеристики ножів такі:

- Сумарна довжина прорізу до затуплення:
на верстатах типу СПР5 - 1600 м;
на верстатах типу СПД - 2000 м.
- Середній період стійкості до перезагострення ножа становить:
32 години при різанні шпону вздовж волокон;
7 годин при різанні шпону поперек волокон.



а)



б)

Рис. 2. Загальний вигляд ножів для деревообробки: а) для різання шпону, зрізання кори з дерева; б) з прямолінійною кромкою для фрезерування

Ножі гільйотинних ножиць для різання шпону (рис. 2, А), застосовуються в деревообробній промисловості також для зрізання кори з дерев. Вони призначені для чистів різання струганого та лушеного шпону вздовж і впоперек волокон. З їх допомогою шпон ріжеться на листи необхідного розміру на гільйотинних ножицях.

Ножі виготовляються відповідно до ТУ14-19-102-90 із сталі 6ХС твердістю 52 ... 58 HRC.

Ножі для фрезерування з прямолінійною кромкою (рис. 2, Б) використовується у деревообробній промисловості. Вони є ріжучими елементами збірних фрез і ножових валів фрезерних, стругальних, фуговальних, рейсмусових верстатів.

Ножі виготовляються без прорізів згідно з ГОСТ 6567-75 з високолегованої інструментальної сталі 6ХС. Твердість сталі 52 ... 58 HRC.

Метою роботи є дослідження мікроструктури поверхневих шарів ножів із сталі 6ХС.

Основні результати дослідження

Дослідження деревообробних ножів із сталі 6ХС провели методом макро- та мікроскопічного аналізу.

Макроскопічним аналізом зразків (рис. 3.) виявлено численні пошкодження ріжучої кромки як одного, так і другого ножа.

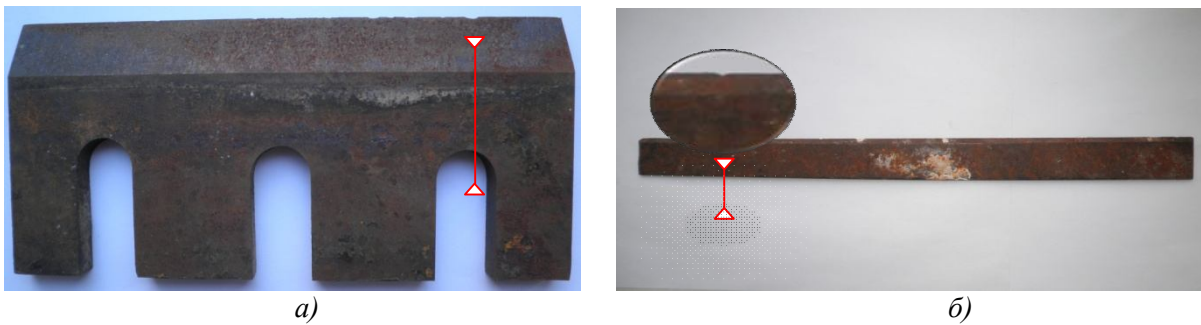


Рис. 3. Загальний вигляд деревообробних ножів (червоною лінією вказане місце вирізання зразків): а) для різання шпону (далі «ніж №1»); б) – з прямолінійною кромкою для фрезерування (далі «ніж №2»)

Ці пошкодження мають характерний вигляд заглибин (ямки) глибиною до 3 мм вздовж усієї ріжучої кромки (рис. 4). Вони є типовими ознаками спрацювання ножів (внаслідок тривалого експлуатування), неоднорідної твердості деревини в об'ємі чи недостатньо очищеної від домішок або сторонніх предметів сировини (можливе при використанні ножів на деревопереробних підприємствах).

На рис. 3 (Б) чітко видно відхилення від пропорційності геометричних розмірів ножа №2, спричинене невдалим повторним загостренням виробу для подальшого експлуатування.

Необхідно також звернути увагу на зовнішній вигляд «тіла» ножа. Наявні сліди процесу корозії вказують на те, що інструмент зберігали протягом довготривалого часу без змащування. Тому для відновлення властивостей ножів методом іонного азотування необхідно заздалегідь зняти шар іржі, провести підготовчу термічну обробку тощо. Після іонного азотування очікується значне підвищення довговічності і поверхневої твердості інструменту..

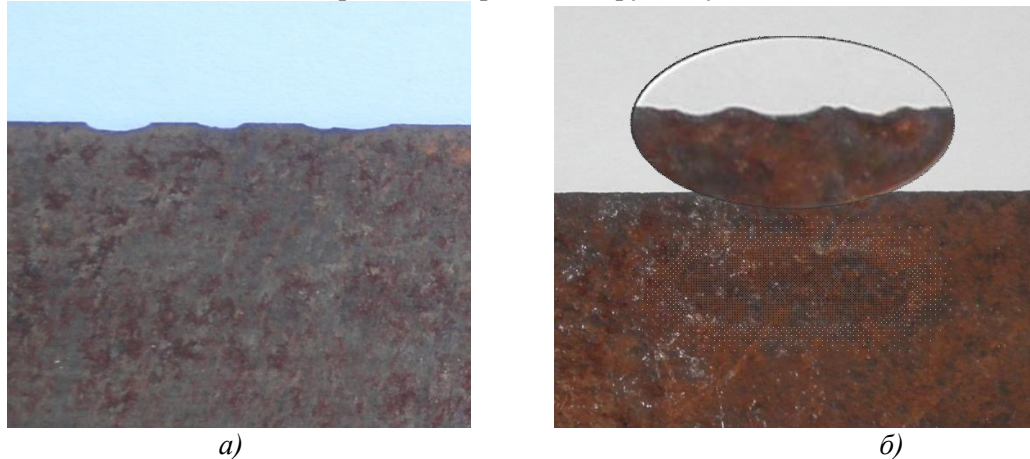


Рис. 4. Макрофотографія пошкодження ріжучої кромки ножа №1 (а) та ножа №2 (б)

Ознайомившись із будовою, призначенням та наявними пошкодженнями різального інструменту, дослідження продовжено методом мікроскопічного аналізу.

Дане дослідження було проведене із використанням оптичного металографічного («Метам Р-1») та скануючого електронного мікроскопа («ZEISS EVO 40XVP») з системою рентгенівського мікроаналізу INCA Energy.

Після приготування шліфів був проаналізований стан ріжучої кромки ножів у місцях вирізування (рис. 3.). Мікрофотографії нетравленої поверхні мікрошліфів (рис. 5) ілюструють мікродефекти виробів, а саме такі:

1) рис. 5 (а) – мікроструктура деревообробного ножа №1 (див. рис. 3, А), вістря якого – затуплене. Такий тип спрацювання ріжучої кромки вказує на характер напруженого стану при експлуатуванні даного ножа.

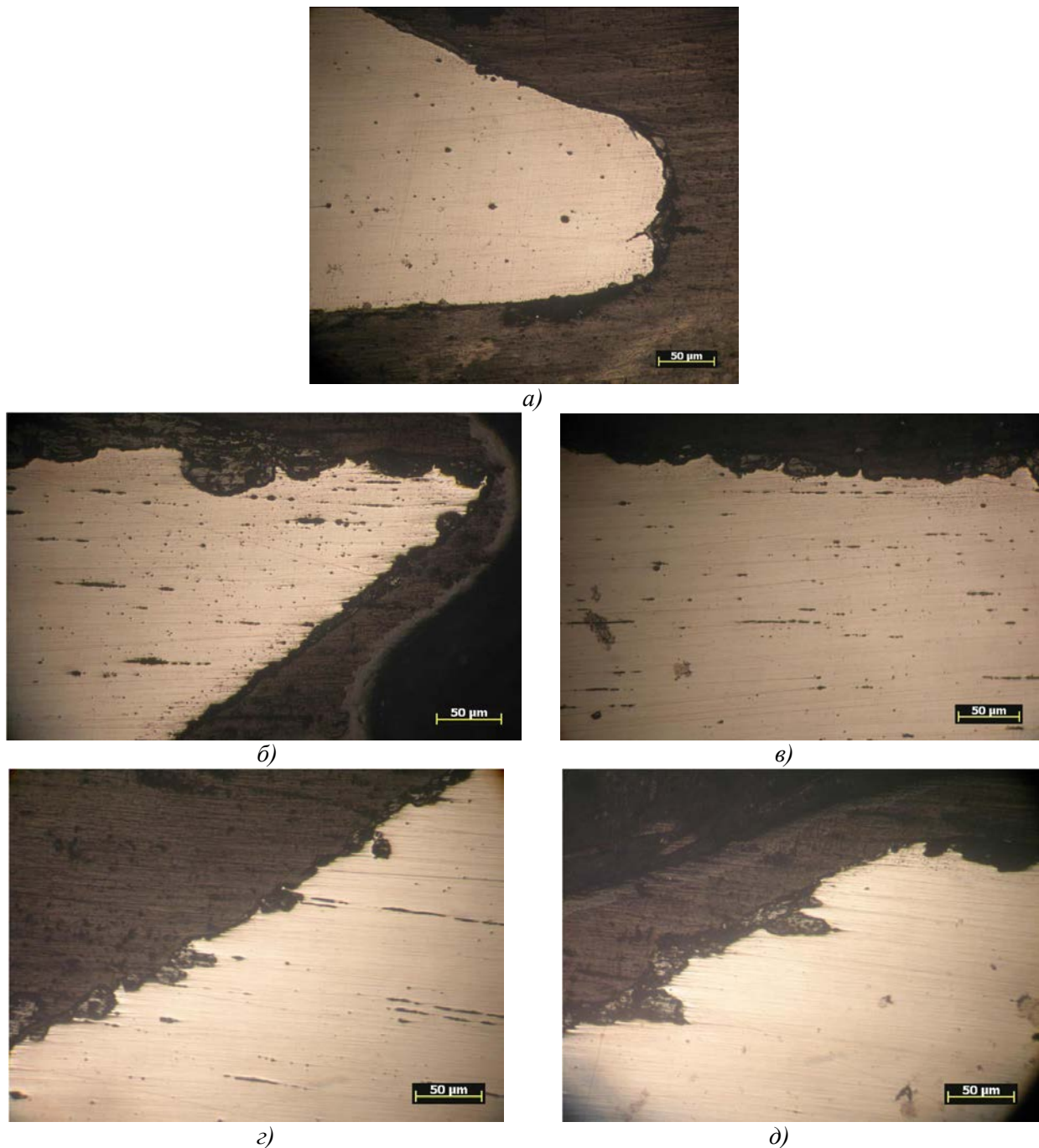


Рис. 5. Мікрофотографії ріжучої кромки деревообробних ножів (нетравлений стан) №1 (а) та №2 (б, в, г, д)

Припустімо, що інструмент використовували для різання шпону протягом тривалого часу і без активного чи пасивного охолодження. Ріжуча кромка нагрівалась до високих температур. За таких умов можливе проходження процесу самовідпуску у поверхневому шарі кромки. Це призводить до пом'якшення структури і, відповідно, спричинює місцеве знеміцнення матеріалу, внаслідок якого і відбулося спрацювання вістря ріжучої кромки ножа. Провівши вимірювання мікротвердості за отриманими результатами можна буде визначити чи дійсно самовідпуск є причиною утворення даного дефекту.

Крім цього в мікроструктурі наявні й інші дефекти, зокрема відколи, розташовані вздовж поверхні ріжучої кромки. В об'ємі ножа можна ідентифікувати пори та дрібні включення карбідів. На вістрі ріжучої кромки – незначне відшарування та, можливо, корозійна тріщина. Детальніше дослідити ці дефекти можна буде з допомогою аналізу даного мікрошліфа на електронному мікроскопі.

2) рис. 5 (б, в, г, д) – мікроструктура деревообробного ножа №2 (див. рис. 3, Б). На відміну від попереднього, вістря даного інструменту не спрацьоване, а гостре (рис. 5, б). Проте

воно містить велику кількість виривів, причиною утворення яких є наявність твердих включень у структурі, які при відділенні від основного металу виривають із собою його частину. В об'ємі досліджуваного зразка помітні скупчення сульфідів середніх за величиною (3 бал) згідно із ГОСТом 1778-70 [22] (рис. 5, б, в, г). Також вздовж поверхні ріжучої кромки є численні сколи, відшарування та вириви (рис. 5, в, г, д). Місцями помітні сліди піттингової корозії – місцева корозія металу у вигляді окремих невеличких точкових уражень (підвид точкової корозії) [23]. Поверхневу мікротвердість ріжучої кромки деревообробних ножів вимірювали на приладі ПМТ-3М під навантаженням 0,49 Н.

Проаналізувавши результати мікротвердості поверхневого шару ріжучої кромки деревообробного ножа №1 можна стверджувати, що в даному випадку на його зношування вплинуло місцеве знеміцнення матеріалу. Рухаючись від поверхні в об'єм зразка твердість зростає. Виключенням є результати на відстані, відповідно, 60 і 300 мкм від поверхні. Причиною цього може бути попадання індентора у пору (див. рис. 6, в) або інший дефект.

Мікротвердість ріжучої поверхні зразка №2 змінюється по-іншому. На поверхні і в об'ємі зразка вона коливається у вузькому діапазоні значень.

Мікроструктуру поверхневих шарів деревообробних ножів досліджували на «прямих» шліфах, використовуючи металографічний мікроскоп «Метам Р-1» з відеокамерою для фіксації зображення у цифровому вигляді (рис. 6).

Дзеркальну поверхню готового мікрошліфа піддали травленню азотною, а потім пікриною кислотою для кращого ефекту виявлення мікроструктури. Проте мікроструктура зразків із сталі 6ХС виявилася настільки дрібною, що навіть за найбільшого корисного збільшення металографічного мікроскопа її не вдалося ідентифікувати (див. рис. 6, б, в, г). Натомість помітнішими стали дефекти та несучільності структури зразків, зокрема пори (рис. 6, в) та корозійні тріщини.

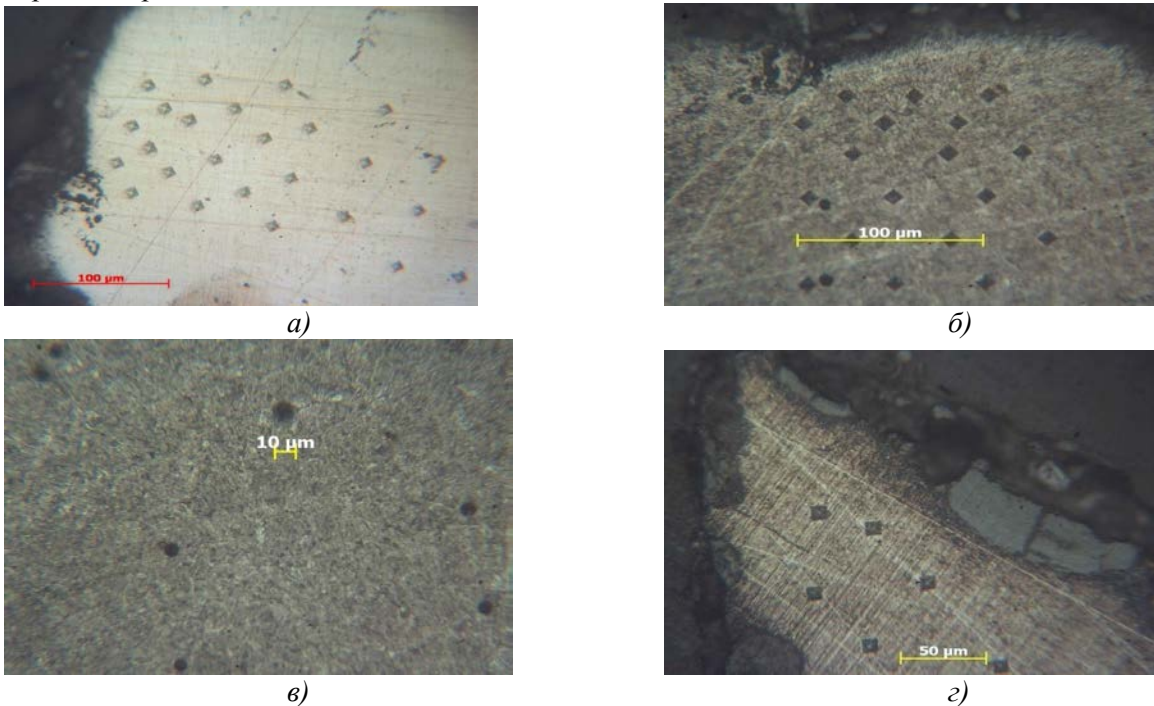
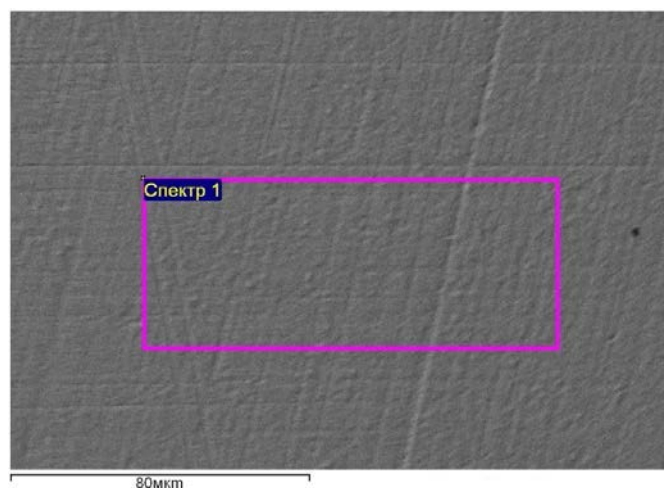


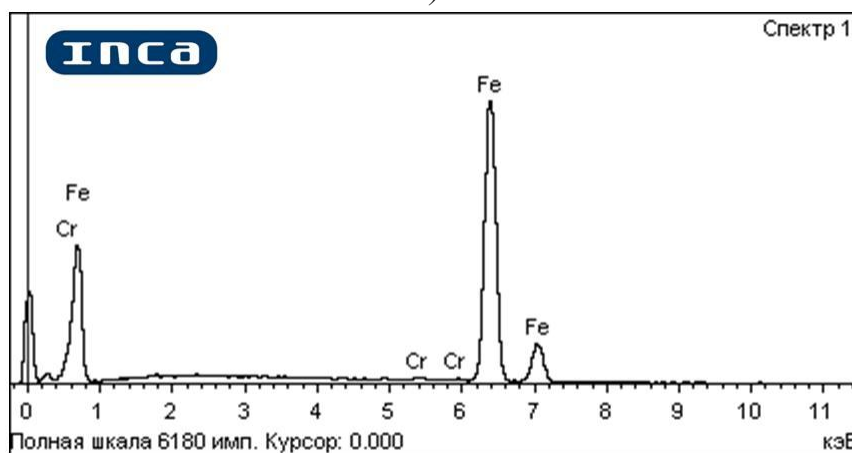
Рис. 6. Мікрофотографії поверхні зразків деревообробних ножів після вимірювання мікротвердості: а – нетравлена поверхня мікрошліфа ножа №1; б, в – травлена поверхня мікрошліфа ножа №1; г – травлена поверхня мікрошліфа ножа №2.

Наступним кроком дослідження є аналіз мікрошліфів за допомогою сканувального електронного мікроскопу ZEISS EVO 40XVP з системою рентгенівського мікроаналізу INCA Energy.

Для проведення рентгеноструктурного аналізу вибрано випадковий спектр зразка із сталі 6ХС, який названо «Спектр 1» (див. рис. 7, а). Результати даного дослідження наведені у табл. 1 та на рис. 7 (б).



а)



б)

Рис. 7. Результати спектрального аналізу зразка із сталі 6ХС: а) аналізований спектр на поверхні зразка, виділений прямокутником; б) – графічне представлення результатів дослідження

Таблиця 1. Результати спектрального аналізу

№	Хімічний елемент	Вагова частка, %	Атомна частка, %
1	Fe	0,64	0,69
2	Cr	99,36	99,31
Всього	–	100,00	100,00

Результати даного дослідження включають лише два елементи, а саме Залізо та Хром (як основний легувальний елемент). Інші хімічні елементи, які містяться у даній сталі – виключені.

Останнім етапом дослідження мікроструктури за допомогою електронного мікроскопа (рис. 8).

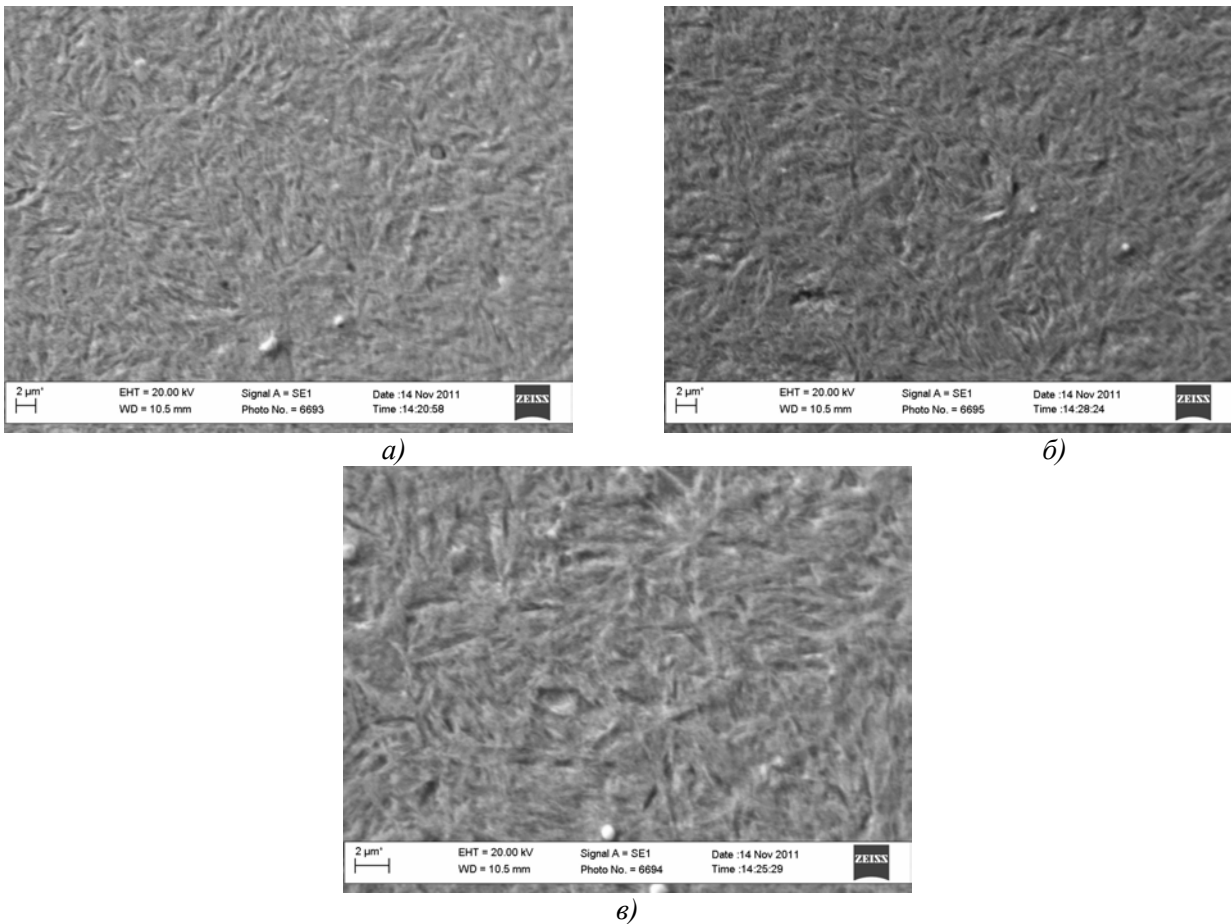


Рис. 8. Мікроструктура зразків із сталі 6ХС за різних збільшень:
а) $\times 1000$; б) $\times 2000$; в) $\times 3500$

Отриману металографічним мікроскопом мікроструктуру неможливо було ідентифікувати, оскільки вона була надто дисперсною (рис. 6). Порівнявши її із одержаними фотографіями мікроструктури на електронному мікроскопі можна оцінити переваги останнього приладу. Отримані за трьох різних збільшень мікроструктури сталі 6ХС (рис. 8) дають змогу ідентифікувати лінзоподібну структуру трооститу.

Виявлена структура інструментальної сталі була отримана внаслідок кінцевої термічної обробки деревообробних ножів із сталі 6ХС на стадії їх виготовлення. Режим такої термообробки – гартування із низьким відпуском, внаслідок якого утворюється структура мартенситу відпуску.

Повертаючись до аналізу дефектів деревообробних ножів на рівні мікроскопічного аналізу з допомогою електронного мікроскопу необхідно звернути увагу на дефекти ріжучої кромки зразка №1 (див. рис. 5, а) зображених на рис. 9.

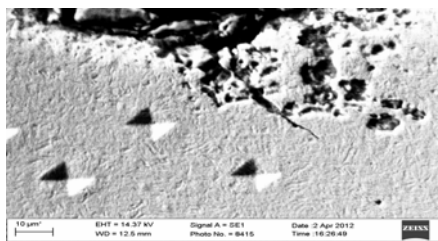


Рис. 9. Дефекти поверхні ріжучої кромки зразка №1

Внутрішні відшарування та інші пустоти вістря ножа роблять структуру пористою. Це сприяє легкому відшаруванню металу основи і подальшому руйнуванню матеріалу зразка під дією корозії.

Чітко виражена тріщина, утворена внаслідок одночасної дії корозійного (агресивного) середовища та втомних навантажень, має схильність до поширення в «тіло» зразка (ножа). Це слугуватиме передумовою до його кінцевого руйнування при експлуатації.

© З.А. Дурягіна, С.О. Ольшевська, В.Я. Підкова, М.Р. Романишин

Отже, дані деревообробні ножі не можна вводити в експлуатацію. Їх потрібно відновити методами інженерії поверхні (ІП) для відновлення різальних властивостей і підвищення періоду експлуатації та зберігання.

Висновки. Макроскопічним аналізом виявлено численні пошкодження вздовж ріжучих кромки деревообробних ножів, що є типовими ознаками різання твердих порід деревини і, в кінцевому випадку, зношуванням інструменту.

1. Мікроструктурним аналізом поверхневих шарів зразків виявлено вириви, відколи, відшарування, тріщини, піттинги та інші сліди корозії в поверхневих шарах, а також вириви та пори – в об'ємі зразків.

2. Доведено, що деревообробні ножі, в даному стані, не можна експлуатувати. Перш за все потрібно провести відновлення поверхні інструменту методами ІП.

3. Для відновлення поверхні виробів обрано метод іонного азотування, оскільки він найбезпечніший, найекономічніший та може забезпечити поверхню інструменту необхідним спектром властивостей.

1. Инструментальные стали. 5-е изд. Геллер Ю. А. М., «Металлургия», 1983. – 527 с.
2. ГОСТ 6567-75. Ножи плоские с прямолинейной режущей кромкой для фрезерования древесины. Технические условия. – Взамен ГОСТ 6567-61; Введ.: 01.07.92. – М.: Изд-во стандартов, 1991. – 14 с.
3. ГОСТ 1778-70. Сталь. Металлографические методы определения неметаллических включений. – Взамен ГОСТ 1778-62; Введ.: 29.12.70. – М.: Изд-во стандартов, 1972. – 42 с.
4. ГОСТ 5272-68. Коррозия металлов. Термины. – Взамен ГОСТ 5272-50; Введ.: 01.01.69. – М.: Изд-во стандартов, 1968. – 24 с.

УДК 37.01:004

Г.В. Єфімчук

ИНТЕГРАЦИЯ ПЕДАГОГИЧЕСКИХ ПРОГРАММНЫХ ЗАСОБОВ У НАВЧАЛЬНИЙ ПРОЦЕС*Обґрунтовано доцільність використання електронних посібників у навчально-виховному процесі.**Ключові слова: педагогічний програмний засіб, легка промисловість, електронний посібник.**Літ. 3.*

Г.В. Ефимчук

ИНТЕГРАЦИЯ ПЕДАГОГИЧЕСКИХ ПРОГРАММНЫХ СРЕДСТВ В УЧЕБНЫЙ ПРОЦЕСС*Обоснована целесообразность использования электронных пособий в учебно-воспитательном процессе.**Ключевые слова: педагогическое программное средство, легкая промышленность, электронное пособие.*

G. Yefimchuk

INTEGRATION OF SOFTWARE IN THE LEARNING PROCESS*Feasibility of using electronic textbooks in the educational process.**Keywords: educational software tool, light industry, electronic user.*

Постановка проблеми. Найважливішими завданнями розвитку легкої промисловості є поліпшення якості продукції, розширення її асортименту, збільшення виробництва нових видів виробів, що відповідають сучасним вимогам. Рішення поставлених задач можливе тільки у разі досягнення високих темпів приросту виробництва продукції з умовою значного поліпшення якості і розширення її асортименту. Для цього необхідне повне технічне переозброєння всіх видів виробництв на основі створення і впровадження високоавтоматизованих процесів і комплексів устаткування, застосування автоматизованих систем управління технологічними процесами. Разом з тим, важливою є підготовка висококваліфікованих інженерів, механіків, конструкторів, які здатні в найкоротші строки вирішувати складні наукові та практичні завдання.

Стрімкий розвиток сучасних інформаційних та метрологічних технологій вимагає розробки та використання у навчальному процесі такого програмного забезпечення, яке б дозволяло ефективно використовувати їх у професійній підготовці майбутніх фахівців. До засобів реалізації стратегії пріоритетного розвитку системи освіти входять заходи з розробки, впровадження та подальшого розвитку інформаційних технологій і методів навчання (в тому числі дистанційних), організації науково-дослідної та дослідно-конструкторської роботи в системі вищої технічної освіти.

Аналіз досліджень та публікацій. Сучасна освіта України рухається у напрямку інформатизації навчально-виховних процесів, саме тому стає актуальною проблема впровадження педагогічних програмних засобів (далі – ППЗ) у навчально-виховний процес. Передбачається, що таке впровадження дозволить покращити навчальні досягнення студентів через посилення самостійності в опануванні знаннями, що є однією з основних рис Болонської конвенції [1].

ППЗ – сучасний високоефективний засіб навчання, розроблений з метою полегшення процесу сприйняття матеріалу студентом. Це реалізується за рахунок подачі інформації у вигляді гри, з використанням малюнків, відео - аудіо фрагментів, анімацій тощо. Також ППЗ створений з метою полегшити роботу викладача. Сам засіб навчання легко змінюється, його просто доповнювати, легко розповсюджувати. Особливо важливе значення ППЗ мають для заочного і дистанційного навчання.

Незважаючи на ряд переваг цього сучасного засобу навчання, постає ряд проблем, які викликані неготовністю країни до таких змін у системі освіти. Погоджуючись з думкою Ю.О. Жука і О.М. Соколюка, однією з таких проблем є повільний розвиток ринку ППЗ. Обмежений попит на педагогічні програмні засоби не забезпечує окупності продукту, підвищує вартість розробки, що гальмує розвиток ринку цих засобів.

Відомо, що в Україні багато організацій займаються розробкою ППЗ (Інститут проблем штучного інтелекту МОНмолодьспорту і НАН України, Херсонський державний університет, Харківський державний педагогічний університет ім. Г.С. Сковороди, Інститут передових технологій, Інститут педагогіки АЛЛ України, а також компанії АТЗТ «Квазар-Мікро Техно», ЗАТ «Мальва», ТОВ «АВТ лтд», «СМІТ» та ін.) [2]. Тож ППЗ між собою різняться як на рівні

інтерфейсу, так і на рівні способу подання навчального матеріалу. Все це змушує користувача витратити значну частку навчального часу тільки для опанування способів управління ППЗ. Це сприяє розвитку комп'ютерної грамотності студентів, але сам предмет, для якого було створено навчальний засіб, «губиться» серед складних програм.

Автоматизація значно спрощує технологічний процес створення ППЗ. Вона гарантовано знижує собівартість засобу, адже часу на розробку витрачається менше. Також вона допомагає вирішити змістовну проблему, бо яким би досконалим ППЗ не був, але керує навчальним процесом на занятті лише викладач, і саме від нього залежить, як і яка інформація подаватиметься на занятті, саме його методи навчання будуть актуальними. За таких обставин необхідно, щоб викладач співпрацював з розробниками ППЗ або самостійно створював навчальні засоби для себе.

Відомо, що на сьогодні вже є подібні програмні засоби, які передбачають автоматичне створення ППЗ – авторські інструментальні засоби (HyperMethod, Macromedia Authoware, Macromedia Director, ToolBook, КАДИС, ОРОКС, Stratum Computer, AOSMICRO-W, «Дельфин» і ін.). Такі програмні додатки, по-перше, допоможуть кожному викладачу створити свій ідеально налаштований ППЗ, хоча засвоєння роботи з такими інструментами потребує певного рівня знань з боку користувачів-викладачів. По-друге, придбання таких інструментів, з урахуванням потреби використання ліцензійного програмного обладнання, потребує певних матеріальних витрат.

Основна частина сучасних ППЗ розрахована на роботу «1 ПК – 1 студент», але в Україні не всі вищі навчальні заклади мають умови для такого навчання. Така ситуація робить ППЗ непотрібними для роботи на заняттях. Ще однією суттєвою проблемою залишається те, що далеко не всі викладачі вміють користуватися ПК навіть на рівні користувача. Більшість ППЗ написано у форматі HTML, а для того, щоб внести корективи у текстову частину, необхідно володіти базовим знанням HTML. Той мінімальний рівень знань, який має бути в арсеналі викладача, передбачає знання не більш як десяти спеціальних керуючих елементів фрагментації будь-якої змістовної частини, що перекладаються на машинний рівень.

Сьогодні в Україні діє програма «Інформаційні та комунікаційні технології в освіті і науці». Її завданнями є підвищення інформаційної грамотності населення, оснащення навчальних закладів комп'ютерним та телекомунікаційним обладнанням, під'єднання навчальних закладів до мережі Internet, розвиток програмного забезпечення, підвищення кваліфікації та перепідготовка кадрів тощо. Існування такої програми відкриває доступ українській освіті до світових інформаційних просторів, однак більшість поставлених завдань ще не виконані, а проблема впровадження ППЗ у навчально-виховний процес й досі залишається відкритою.

Наказом МОН України «Про затвердження тимчасових вимог до педагогічних програмних засобів» було передбачено, що безпосередньо над створенням ППЗ мають працювати три групи розробників: «наукове, педагогічне та методичне забезпечення», «програмно-апаратне та організаційне забезпечення», «нормативно-виробниче забезпечення». Такі групи мали б забезпечити комплексні дослідження інженерно-технологічного, психолого-педагогічного та методичного спрямування [3]. Однак поки що такі дослідження не дали очікуваних результатів та викладачі залишаються сам на сам з проблемою.

Постановка завдання. Педагогічні програмні засоби – високоефективні навчальні засоби і вже сьогодні їх успішно використовують у світі. Але впровадження ППЗ в українську освіту супроводжується певними труднощами: недостатня кількість комп'ютерів у вищих навчальних закладах, непідготовленість кадрів, висока вартість розробки тощо. Саме використання запропонованих методик за рахунок залучення до розробки ППЗ викладачів значною мірою зможе полегшити розробку ППЗ для вищих навчальних закладів і тим самим підняти загальний рівень використання новітніх технологій у навчальному процесі.

Основна частина. Для дистанційного навчання особливого значення набуває наявність і, найголовніше, якість електронних посібників, що повинні бути по всіх дисциплінах навчального плану. Але суть дистанційного навчання полягає не тільки в наданні учбово-методичних матеріалів. Важливо виконати необхідні організаційні заходи для забезпечення прийому студента на навчання, керування його навчанням. Не можна забувати про проведення проміжного і підсумкового контролю знань.

Наявність в електронному посібнику мультимедійної складової дозволяє демонструвати динамічні моделі досліджуваних явищ, проводити лабораторні роботи, будувати і перевіряти на працездатність електричні схеми, змінювати їхні параметри і відразу ж одержувати результат. Віртуальні лабораторії допомагають без залучення матеріальних ресурсів проводити дослідження, виявляти закономірності, одержувати результати, аналізувати їх, робити висновки і все це

можливо на відстані. Тому дистанційно можуть навчатися інваліди. Під час дистанційного навчання значно збільшується частка самостійної роботи студентів, а це у свою чергу призводить до зміни змісту форм і методів навчання.

Суть роботи викладача в даних умовах полягає не в читанні лекцій, а в створенні учбово-методичного забезпечення дисципліни в електронному вигляді, у постійній роботі над внесенням необхідних змін у навчальний матеріал, підборі кольорових ілюстрацій, графіків, створенні Flash-анімацій, тестів для самоконтролю. За наявності учбово-методичного матеріалу в електронному вигляді можна за допомогою комп'ютерних програм досить швидко зробити електронний посібник.

Навігація по електронному навчально-методичному комплексі здійснюється за допомогою гіперпосилань, а структура включає наступні елементи:

1. нормативна частина, у якій викладено:
 - робочу навчальну програму для денної та заочної форм навчання;
 - керівництво по вивченню дисципліни;
 - анотацію по вивченню дисципліни.
2. навчальна частина, що складається з:
 - теоретичної частини;
 - лабораторних робіт.
3. критерії та шкала оцінювання;
4. глосарій;
5. список використаних джерел;
6. контролююча частина, де вміщено:
 - питання для самоконтролю;
 - два тестові завдання.
7. інформація про автора.

Одним з основних методів покращення властивостей виробів легкої промисловості є контроль за параметрами виробництва виробів, що дозволяє одержувати вироби з високими сталими властивостями, провадити у виробництво широку механізацію і автоматизацію основних і допоміжних процесів, зокрема транспортно-завантажувальних операцій. Виробництво високоякісних виробів легкої промисловості можливе лише на високоякісному обладнанні. Галузь побутового обслуговування потребує також контролю параметрів обладнання.

Інтенсивний розвиток електроніки і обчислювальної техніки виявився передумовою для широкої автоматизації найрізноманітніших технологічних процесів у промисловості і наукових дослідженнях. Однак реалізація цієї передумови значною мірою визначається можливостями пристроїв для одержання інформації про регульований параметр чи процес.

Така інформація може бути отримана за допомогою спеціальних пристроїв – датчиків, які є чутливими елементами різних систем автоматичного контролю, управління, регулювання. Зрозуміло, застосування датчиків не обмежується тільки автоматизованими системами, оскільки вони можуть виконувати також функції елементів просто вимірювальних систем. Суть автоматичного контролю полягає в тому, що сигнал, який виробляється датчиком, поміщеним в об'єкт, передається на вимірювальний прилад, тобто обробка результатів проводиться без участі людини. Основними параметрами (величинами), які необхідно контролювати при роботі агрегатів, є температура різних середовищ; витрати, тиск, склад газів і рідин тощо.

Успіх у підготовці майбутнього фахівця залежить від створення стійкої мотивації до навчання у студентів через широке впровадження особистісно-орієнтованих розвиваючих педагогічних методів із застосуванням інтерактивних технологій. Мотиваційний компонент приховує в собі великі можливості, спонукаючи до виконання тієї або іншої дії, вчинку, що визначають активність особистості та її спрямованість на досягнення запланованого результату.

Викладач повинен мотивувати зацікавлення студентів предметом. Спонування до навчання може бути:

- ситуативним, коли спонуканами є мотиви, пов'язані з необхідністю виявити, продемонструвати певні знання, вміння та навички у конкретній ситуації (на контрольній роботі, при складанні іспиту). Вони є зовнішніми, оскільки не стосуються глибинних основ особистості. Такими можна вважати мотиви-стимули (одержати нагороду, уникнути покарання тощо);
- особистісним, пов'язаним з потребою студента у самовдосконаленні, досягненні

духовних цілей, ідеалів, безпосередньо спрямованих на розвиток його особистості, на духовне, моральне й інтелектуальне зростання, а також на повноцінне функціонування його як суб'єкта життєдіяльності.

Виділимо дві важливі характеристики цілей навчання: їх діагностичність та ієрархічність. Діагностичність означає цілком певний, однозначний опис цілі, способів її виявлення, вимірювання й оцінки. Якщо вимога діагностичності у формулюванні цілей навчання не буде дотримана, елемент дидактичної системи "цілі навчання" не буде відігравати ролі системотвірного чинника для даної системи, а отже, під сумнівом буде і функціонування самої системи.

Вимога діагностичності цілі навчання передбачає точний опис ознак поняття, яке необхідно сформувати в ході її досягнення та точного опису його об'єктивного прояву, з яким воно співвідноситься, вказівку на категорію міри, за якою її величина піддається прямому чи непрямому вимірюванню, із зазначенням того, що результати вимірювання можуть співвідноситися з певною шкалою, тобто відповідно оцінюватися.

Діагностичність цілей навчання вимагає такого їх опису, який би передбачав їх однозначну діагностику. Цю вимогу можна задовольнити, зазначивши конкретний рівень ієрархії.

Цілі навчання мають ієрархічну будову. Це означає, що залежно від обсягу змісту, масштабності завдань, рівня загальності чи конкретності проблеми одна і та сама ціль формулюється по-різному.

Використання під час проведення занять різноманітних дидактичних технологій дозволяє вийти за рамки традиційного вивчення дисципліни, виявити в студентів приховані можливості і здатність до креативного мислення, створити таке середовище в аудиторії, яке заохочує студентів ділитися власними ідеями, знаннями, досвідом та брати участь в аналітичному процесі.

Крім того, як у процесі навчання, так і при проведенні кожного навчального заняття реалізуються три основні групи взаємопов'язаних цілей. До першої з них належать цілі навчальні: оволодіння знаннями, уміннями, навичками; до другої — цілі розвиваючі: розвиток інтелектуальної, емоційно-вольової, діяльнісно - поведінкової сфери особистості; до третьої — цілі виховні: формування наукового світогляду, моральної, художньо-естетичної, правової, трудової, екологічної культури тощо.

Проектуючи проведення навчального заняття, викладач повинен чітко визначити завдання навчання, розвитку та виховання. При цьому він конкретизує рівень, на якому будуть здійснюватися цільові установки: загальне ознайомлення з новою темою, засвоєння теоретичного аспекту матеріалу, що вивчається, формування практичних умінь і навичок, перевірка знань і т.д. Доведення до свідомості студентів завдань навчального заняття збільшує можливість активізації пізнавальної діяльності студентів, їх свідомої і послідовної праці протягом усього заняття.

Висновки. Виходячи із аналізу стану розробки проблеми методичної підготовки майбутніх інженерів в науково-технічній літературі та практиці, слід зазначити, що одним із пріоритетних напрямів реформування системи вищої освіти є впровадження комп'ютерних технологій в процес викладання навчальних дисциплін. Це можливо при використанні сучасних програмних продуктів, які використовуються для створення електронних навчально-методичних комплексів. Функції електронних посібників не обмежуються подачею певного обсягу інформації про явища і процеси, які вивчаються, а є набагато ширшими. Зокрема, текст, малюнки, позначення науково пояснюють, узагальнюють і систематизують факти, явища, події, виділяють головне і другорядне, порівнюють їх та формулюють відповідні висновки.

1. *Абрамович Г.В.* Особливості створення сучасних електронних видань / Г.В. Абрамович // Електронні ресурси: створення, використання, доступ. – Київ. – 2010. – С. 7-11.
2. *Беляев М.И.* и др. Основы концепции создания образовательных электронных изданий / М.И. Беляев // Федеральная целевая программа "Развитие единой образовательной информационной среды". Министерство образования РФ. – М., 2002. – С. 24–50.
3. *Вембер В.П.* Информатизация освіти та проблеми впровадження педагогічних програмних засобів у навчальний процес [Електронний ресурс] / В.П. Вембер. – Харків: ХДТУ. – 2010. – С. 45-52.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

УДК 621.325:669.539.43

І.М. Журавель
ПРО ОДИН ПІДХІД ДО ПОКРАЩАННЯ СЛАБОКОНТРАСТНИХ ЗАШУМЛЕНИХ
РЕНТГЕНІВСЬКИХ ЗОБРАЖЕНЬ

У роботі розглянуто метод багатомасштабної статистичної диференціації для покращання слабкоконтрастних зашумлених зображень. Недоліком цього підходу є те, що він не володіє адаптивністю, в результаті чого висококонтрастні ділянки зображення підсилюються надмірно. У роботі запропонована модифікація цього методу, що дає можливість адаптивно регулювати коефіцієнт підсилення детальності зображень.

Ключові слова: рентгенографічні зображення, багатомасштабна рангова статистична диференціація, адаптивний коефіцієнт підсилення детальності.

Форм. 10. Рис. 4. Літ. 7.

И.М. Журавель
ОБ ОДНОМ ПОДХОДЕ К УЛУЧШЕНИЮ СЛАБОКОНТРАСТНЫХ ЗАШУМЛЕННЫХ
ИЗОБРАЖЕНИЙ

В работе рассмотрен метод многомасштабной статистической дифференциации для улучшения слабкоконтрастных зашумленных изображений. Недостатком этого подхода является то, что он не обладает адаптивностью, в результате чего высококонтрастные участки изображения усиливаются чрезмерно. В работе предложена модификация этого метода, дающего возможность адаптивно регулировать коэффициент усиления детальности изображений.

Ключевые слова: рентгенографические изображения, многомасштабная ранговая статистическая дифференциация, адаптивный коэффициент усиления детальности.

I. Zhuravel
AN APPROACH TO IMPROVE LOW CONTRAST NOISY IMAGES

This paper presents a method of multi-scale statistical differentiation to improve low contrast noisy images. The disadvantage of this approach is that it does not have adaptability, whereby high contrast areas of the image are enhanced too. In this paper we propose a modification of the method, which makes it possible to adaptively adjust the gain of detail images.

Keywords: X-ray image, multiscale rank statistical differentiation, adaptive gain of detail.

Одним із найбільш важливих об'єктів контролю на нафтогазопроводах, паропроводах ТЕЦ та інших подібних спорудах є зварні з'єднання. Від їх стану залежить надійна та безпечна робота цілої системи. Найчастіше для неруйнівного контролю таких об'єктів використовують рентгенівський метод. Радіаційне зображення реєструється на рентгенівську плівку у вигляді радіографічного знімку, який є основним документом для проведення контролю. На цьому етапі важливим є отримання якісного знімка внутрішньої будови контрольованого об'єкту. Надалі цей знімок аналізується на предмет виявлення дефектів. Якісно зроблений рентгенівський знімок містить у собі інформацію, яка недоступна для розшифрування без застосування спеціальних технічних засобів. В більшості випадків розшифрування знімка проводиться дефектоскопістом вручну з використанням дефектоскопу та лупи. Процедура розшифрування достатньо трудомістка та вимагає від дефектоскопіста великого досвіду та уваги. Іншими словами, якість розшифрування повністю залежить від якості підготовки спеціаліста та його самопочуття. Доволі часто на рентгенівських знімках міститься інформація про дефекти та внутрішню будову об'єкту, яку дефектоскопіст не може виявити на око.

Для підвищення якості розшифрування рентгенівських знімків та зменшення впливу людського фактору виникла необхідність автоматизації аналізу рентгенографічних знімків. Для цього застосовуються, в основному, технології обробки та розпізнавання зображень [7].

В багатьох випадках рентгенографічні зображення об'єктів неруйнівного контролю характеризуються слабким контрастом та високим рівнем шумів. Все це скриває істинну структуру об'єктів інтересу та унеможлиблює безпосередню інтерпретацію цих зображень. Характерною особливістю таких зображень реальних об'єктів є те, що вони складаються із затемнених чи засвітлених областей з нечіткими межами. Інтенсивність всередині таких об'єктів змінюється відносно повільно. Це призводить до труднощів при розпізнаванні та вимірюванні геометричних розмірів об'єктів на таких зображеннях. Тому актуальним є питання покращання візуальної якості та обробки рентгенографічних зображень. В рамках цього завдання слід виділити наступні задачі – покращання слабкоконтрастних зашумлених зображень [4], сегментація

рентгенографічних зображень [3] та виділення контурів на мало контрастних та розмитих зображеннях [1].

Як було вже вище зазначено, рентгенографічні зображення характеризуються низьким контрастом та високим рівнем шумів, тому важливою є задача підвищення контрастності таких зображень та усунення шумів. Вирішення цієї задачі ускладнюється тим, що, у більшості випадків, підсилення контрастності призводить також і до підвищення рівня зашумленості, а фільтрація шумів може призвести і до усунення корисної інформації. У роботі [4] розглядається метод статистичної диференціації та його модифікації. Особливістю цього підходу є те, що він дає можливість підсилити контраст та одночасно понизити рівень шуму на зображенні.

Другою задачею в рамках покращання візуальної якості рентгенографічних зображень є сегментація. Успішне вирішення цієї задачі впливає на ефективність виявлення та оцінки розмірів дефектів. Автоматична сегментація, в більшості випадків, не дає бажаного результату. Тому вибір того чи іншого методу сегментації є об'єктно-орієнтованим і вимагає подальшого доопрацювання результатів оператором в інтерактивному режимі [3].

Як було сказано вище, окрім того, що більшість об'єктів на рентгенографічних зображеннях характеризуються низьким контрастом, вони ще мають розмиті краї (рис. 1 а). Відомо багато підходів до вирішення цієї задачі, проте жоден з них не забезпечує стабільного результату [2].

У даній роботі запропоновано модифікацію методів класичної та модифікованої статистичної диференціації. Ці методи представлені у роботах [4, 7]. Розглянемо їх детальніше. Метод статистичної диференціації вперше був запропонований Уоллесом [7] та реалізується за допомогою виразу:

$$L_{out}(i, j) = \alpha \cdot m + (1 - \alpha) \cdot \langle L(i, j) \rangle + (L(i, j) - \langle L(i, j) \rangle) \cdot \frac{A \cdot \sigma}{A \cdot \sigma(i, j) + \sigma}, \quad (1)$$

де $\sigma(i, j) = \langle (I(i, j) - \langle I(i, j) \rangle)^2 \rangle$ - середньоквадратичне відхилення інтенсивності; $L(i, j)$ та $L_{out}(i, j)$ - вхідне та вихідне зображення; $\langle L(i, j) \rangle$ - зображення, згладжене за деяким оточенням; m , σ - бажана середня інтенсивність і середній розкид інтенсивності на зображенні; $\alpha \in [0, 1]$; $\sigma(i, j) = \langle (L(i, j) - \langle L(i, j) \rangle)^2 \rangle$; A - граничний коефіцієнт підсилення деталей.

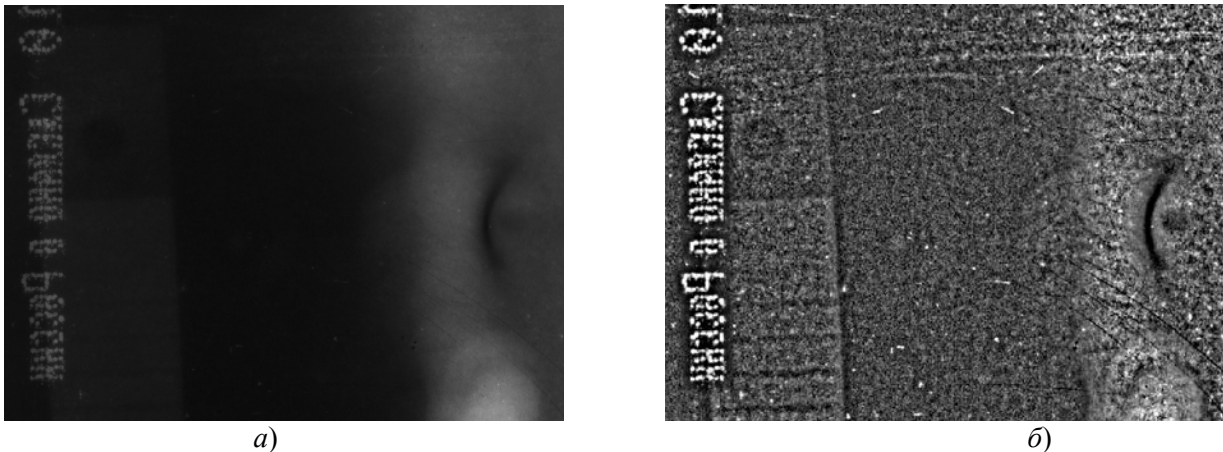


Рис. 1. Вихідне зображення (а) оброблене методом Уоллеса (б)

Даний метод через вибір розміру локального вікна обробки дає можливість виділяти об'єкти з наперед відомими розмірами. Причому можна підкреслити деталі $K - 1$ характерних розмірів. Правильний вибір параметрів знижує рівень високочастотного шуму [4]. Розглянутий підхід містить декілька параметрів, які задаються користувачем і вибір яких суттєво впливає на якість обробки зображення. З одного боку це розширює можливості підходу щодо обробки деякого конкретного зображення, з іншого боку – вимагає постійного переналаштування при зміні класу вхідного зображення. Також одним із недоліків даного підходу є те, що він забезпечує однакове підсилення інформативних ділянок та шумів. Зазначимо, що використання операції згладжування

за деяким локальним околom може призводити до появи подвійних границь на покращеному зображенні.

Наведені вище недоліки призвели до необхідності розробки методу багатомасштабної статистичної диференціації [4, 7]. Його суть полягає в наступному. Формується послідовність зображень $L_0(i, j), L_1(i, j), \dots, L_k(i, j)$, причому $L_k(i, j) = \langle L_{k-1}(i, j) \rangle$, $k = 1 \dots K$, де $\langle \bullet \rangle$ - оператор згладжування, а локальні вікна $W_k < W_{k+1}$. Метод реалізується за допомогою виразу

$$L_{out}(i, j) = \alpha \cdot m + (1 - \alpha) \cdot L_K(i, j) + \sum_{k=0}^{K-1} D_k(i, j) \cdot \frac{A_k \cdot \sigma}{A_k \cdot \sigma_k(i, j) + \sigma}, \quad (2)$$

де $D_k(i, j) = L_k(i, j) - L_{k+1}(i, j)$ - різницеве зображення; $\sigma_k(i, j) = \langle D_k^2(i, j) \rangle$ - параметр, який характеризує розкид інтенсивностей на різницевому зображенні; A_k - коефіцієнт підсилення деталей для k -го зображення.

Результат комп'ютерного моделювання розглянутого вище методу (2) представлено на рисунку 2. Даний підхід дає можливість ефективно покращувати візуальну якість об'єктів, розмір яких співмірний з розміром локального околу. Власне в цьому сенсі коефіцієнт підсилення можна вважати адаптивним, оскільки він підсилює деталі зображення, які з ним співмірні. Але ці співмірні з розміром локального околу об'єкти можуть розташовуватися на ділянках, які вже є достатньо контрастними. Комп'ютерне моделювання цього методу показало, що коефіцієнт A_k у виразі (2) не в повній мірі враховує контрастність локального околу, що призводить до надмірного підсилення детальності на висококонтрастних ділянках.

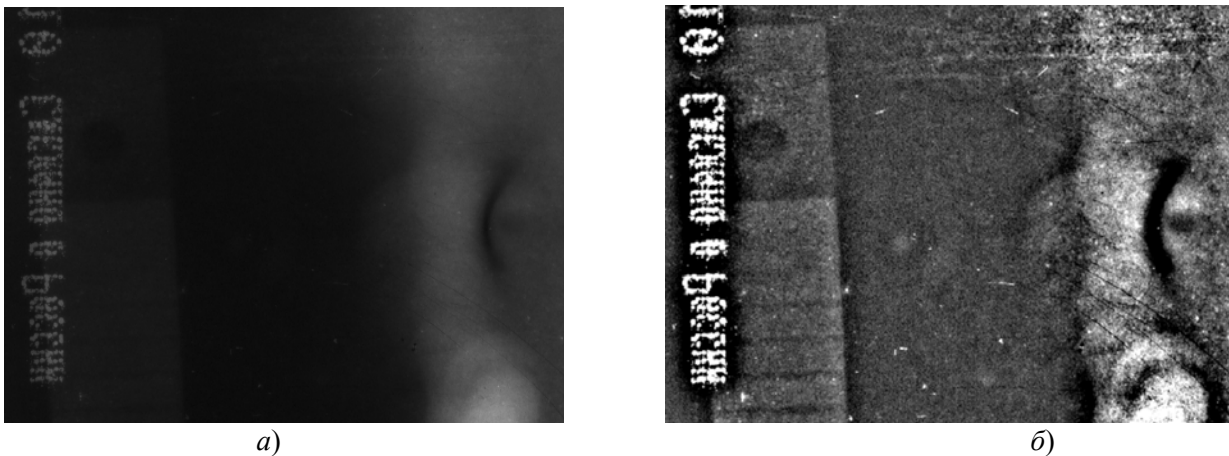


Рис. 2. Вихідне зображення (а) оброблене методом багатомасштабної класичної диференціації (б)

Окрім того, через використання функції згладжування на висококонтрастних ділянках зображення виникають спотворення у вигляді подвійних меж або ореолів. У роботі [5] для усунення цієї проблеми запропоновано використовувати рангові алгоритми, зокрема усереднення по KNV-околу, які не призводять до розмиття границь об'єктів. Для усереднення по KNV-околу використовуються значення K найближчих сусідніх елементів за значенням інтенсивності:

$$KNV(L(i, j)) = \left\{ L_W(q) : \sum_{q=p}^{p+K} |L(i, j) - L_W(q)| = \min_p \right\}, \quad (3)$$

де $L_W(q)$ - найближчі сусідні елементів за значенням інтенсивності до елементу $L(i, j)$ у деякому локальному околі W .

Окрім згаданого KNV-околу використовують EV-окіл

$$EV(L(i, j)) = \{ L_W(q) : L(i, j) - \varepsilon_V \leq L_W(q) \leq L(i, j) + \varepsilon_V \}, \quad (4)$$

де ε_V - деяка константа; використовують також медіану значень елементів околу

$$MED(M) = L_{med}(r = (N_{med} + 1)/2), \quad (5)$$

де r , N_{med} – порядковий номер елементу у варіаційному ряді та загальна кількість елементів околу.

На рисунку 3 наведено результати комп'ютерної реалізації описаного вище методу з використанням усереднення за KNV-околом. Основним недоліком даного підходу є те, що він забезпечує однакове підсилення усіх ділянок зображення. Така неадаптивність даного підходу призводить до того, що висококонтрастні ділянки зображення підсилюються надмірно.

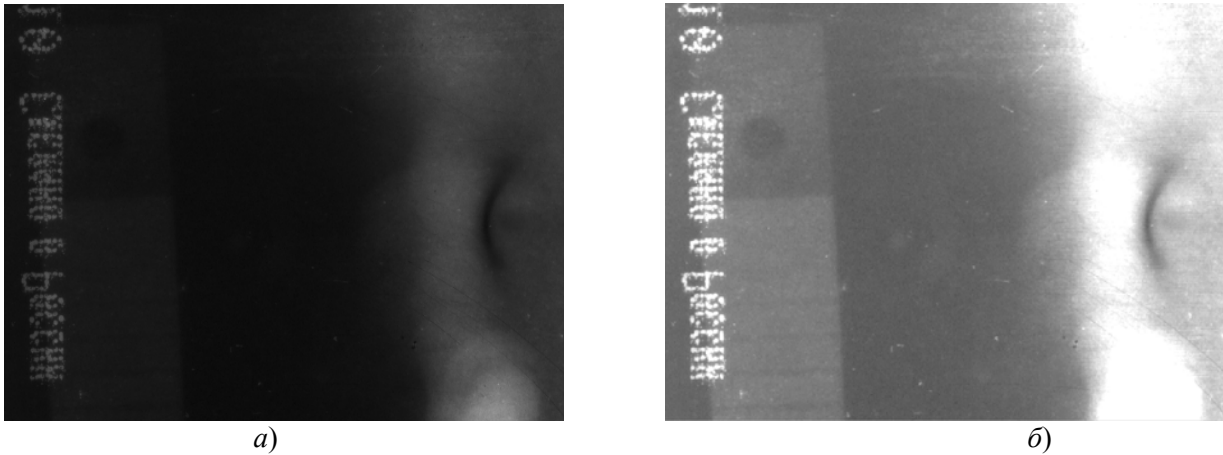


Рис. 3. Вихідне зображення (а) оброблене методом багатомасштабної класичної диференціації з використанням KNV-околу (б)

Для усунення зазначеного вище недоліку у роботі запропоновано використовувати адаптивний коефіцієнт підсилення детальності зображення A_k . Даний коефіцієнт повинен забезпечувати більше підсилення на слабоконтрастних ділянках зображення та мінімальне підсилення на ділянках зображення з високим рівнем контрастності. Для кількісної оцінки локального контрасту використовується наступний вираз [6]

$$C(i, j) = \frac{|\bar{L}_1(i, j) - \bar{L}_2(i, j)|}{\bar{L}_1(i, j) + \bar{L}_2(i, j)}, \quad (6)$$

де

$$\bar{L}_1(i, j) = \frac{1}{n^2} \sum_{(i, j) \in W_1} L(i, j), \quad (7)$$

$$\bar{L}_2(i, j) = \frac{1}{m^2} \sum_{(i, j) \in W_2} L(i, j), \quad (8)$$

а $m = 3n$, $n > 1$. Області W_1 та W_2 представляють собою ковзні вікна у вигляді квадрата з центром в елементі з координатами (i, j) . Ковзне вікно W_1 розміщене всередині ковзного вікна W_2 . Для зменшення часу обчислень значень локального контрасту за виразом (6) та рангових підходів (3-5) при згладжуванні використовують рекурсивні методи.

Надалі числова оцінка локального контрасту використовується для формування коефіцієнта підсилення детальності зображення

$$A_k = A_{\max} \cdot (1 - C(i, j)), \quad (9)$$

де A_{\max} – максимальне значення коефіцієнта підсилення.

Кінцевий вигляд виразу, який реалізує запропонований підхід, наступний

$$L_{out}(i, j) = \alpha \cdot m + (1 - \alpha) \cdot L_K(i, j) + \sum_{k=0}^{K-1} D_k(i, j) \cdot \frac{A_{\max}(1 - C(i, j)) \cdot \sigma}{A_{\max}(1 - C(i, j)) \cdot \sigma_k(i, j) + \sigma}. \quad (10)$$

На рисунку 4 показано результати комп'ютерної реалізації запропонованого підходу (10).

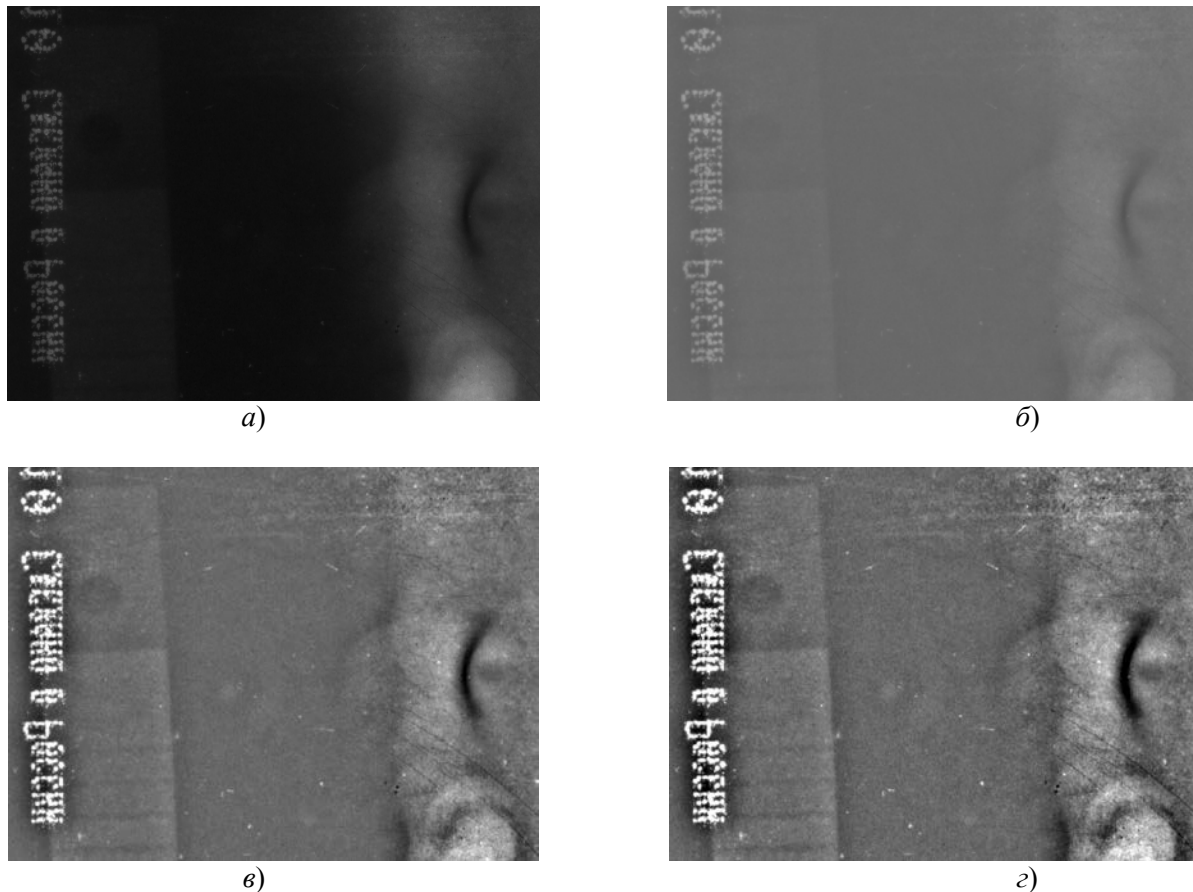


Рис. 4. Вихідне зображення (а) оброблене методом багатомасштабної класичної диференціації з використанням адаптивного коефіцієнта підсилення детальності зображення при різних A_{\max} – б) $A_{\max} = 1$, в) $A_{\max} = 5$, з) $A_{\max} = 7$

З рисунку 4 видно, що використання адаптивного коефіцієнта підсилення детальності (9) призвело до того, що підсилення детальності зображення відбувається з врахуванням контрастності локальних околів. Це забезпечило усунення надмірного підсилення висококонтрастних деталей на зображенні. Запропонований у роботі підхід призводить до покращання візуальної якості слабкоконтрастних зашумлених рентгенографічних зображень та підвищення ефективності та достовірності їх аналізу в цілому. Подальше вдосконалення розглянутого підходу можливе в напрямку автоматичного вибору параметрів у виразі (10) на основі аналізу вихідного зображення.

1. *Алиев М.В.* Выделение контуров на малококонтрастных и размытых изображениях с помощью фрактальной фильтрации / Алиев М.В., Панеш А.Х., Каспарьян М.С. // Вестник Адыгейского государственного университета. Серия 4: Естественно-математические и технические науки. – 2011, – №3.
2. *Потапов А.А.* Интегральные операторы, фракталы и скейлинг в обработке медицинских рентгеновских изображений / Потапов А.А., Герман В.А., Пахомов В.А. // IV Всероссийская конференция «Радиолокация и радиосвязь» – ИРЭ РАН. – 2010. – С. 321-325.
3. *Скоморохов А.О.* Автоматизированный анализ результатов радиографического контроля сварных соединений на АЭС / Нахабов А.Б., Белоусов П.А // Известия вузов-Ядерная энергетика. – 2009. – № 3. – С. 29-36.
4. *Сторожилова М.В.* Многомасштабная ранговая статистическая дифференциация: улучшение слабкоконтрастных зашумленных изображений / Сторожилова М.В., Юрин Д.В. // Труды научно-технической конференции «Техническое зрение в системах управления-2011». – 2011. – С.104-109.
5. *Ярославский Л.П.* Цифровая обработка сигналов в оптике и голографии. Введение в цифровую оптику. – М.: Радио и связь, 1987. – 296 с.
6. *Dhawan A.P., Buelloni G., Gordon R.* Enhancement of mammographic features by optimal adaptive neighbourhood image processing // IEEE Trans. Med. Imaging. – 1986. – v.5. – P.8-15.
7. *Pratt W.K.* Digital Image Processing: PIKS Scientific inside (4th ed.) Wiley-Interscience, John Wiley&Sons, Inc., Los Altos, California, 2007, 782 p.

Стаття надійшла до редакції 30.04.2013.

УДК 621.906

Н.Т. Зубовецька

ПРОГНОЗУВАННЯ РОЗВИТКУ ДИНАМІЧНИХ ПРОЦЕСІВ У МЕТАЛОРІЗАЛЬНИХ ВЕРСТАТАХ НА ОСНОВІ ТЕОРІЇ КОІНТЕГРАЦІЇ

В статті розглянуто методика і складено програму для прогнозування динамічної якості металорізальних верстатів. Методика та програма базується на основі теорії коінтеграції рядів часової динаміки. Наведено результати тестування програми.

Ключові слова: газо-гідрравлічний інерційний підшипник (ГГП), динамічний процес, теорія коінтеграції, прогноз, програма
Форм. 6. Рис. 5. Літ. 5.

Н.Т. Зубовецька

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ РАЗВИТИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ НА ОСНОВЕ ТЕОРИИ КОИНТЕГРАЦИИ

В статье рассмотрена методика и составлена программа для прогнозирования динамического качества металлорежущих станков. Методика и программа базируется на основе теории коинтеграции рядов временной динамики. Приведены результаты тестирования программы.

Ключевые слова: газо-гидравлический инерционный подшипник (ГГИП), динамический процесс, теория коинтеграции, прогноз, программа

N. Zubovetska

PREDICTION OF DYNAMIC PROCESSES IN METALLOREZHUCHIH MACHINE BASED ON THE THEORY COINTEGRATION

In article the technique is considered and the program for forecasting of dynamic quality of metal-cutting machines is made. The technique and the program is based on a basis of the theory of a kointegration, of ranks of temporary dynamics. Results of testing of the program are given in article.

Keywords: gazo-hydraulic inertial bearing (GHIB), dynamic process, kointegration theory, forecast, program

Постановка проблеми. У Луцькому національному технічному університеті проводяться дослідження нових газо - гідравлічних інерційних підшипників (ГГП) для надвисокошвидкісних роторів [1]. Суттєвої особливістю експериментальних досліджень при цьому є неможливість візуального контролю параметрів і великі труднощі апаратного доступу для діагностики стану при роботі ГГП. Враховуючи значні витрати на роботу, яка пов'язана зі розбиранням і збиранням вузлів верстатів, а також великий ризик виходу з ладу експериментальної установки, ця проблема є характерною для більшості експериментальних робіт при дослідженні верстатів. Безрозбірна діагностика дозволяє суттєво зменшити рівні ризику і втрат при експериментальних дослідженнях, тому вирішення означеної задачі є актуальним.

Основний зміст дослідження. Основна ідея, яка покладена в роботу, полягає у тому щоб діагностувати скритий динамічний процес на основі паралельно протікаючого динамічного процесу, який можна спостерігати при порівняно менших витратах на проведення досліджень.

У практиці дослідження економічних процесів широко використовується теорія коінтеграції рядів часової динаміки (РЧД), сутність якої полягає у тому, що два РЧД $u(t)$ і $f(t)$ коінтегровані (зв'язані), якщо обидва ряди мають однаковий порядок p інтеграції $I(p)$ [2], де – порядок взяття перших різниць від базового ряду, після якого ряд має порядок $I(0)$. Для оцінки $I(p)$ використовують спеціальну статистику Дарбіна – Уотсона і тести Дики - Фуллера [2]. Одним із розповсюджених методів тестування коінтегрованості РЧД $u(t)$ і $f(t)$ є критерій Еангеля – Гренджера [2]. При цьому, якщо обидва РЧД $u(t)$ і $f(t)$ мають однаковий порядок $I(p)$, то $f(t)$ можна виразити лінійною комбінацією ряду $u(t)$ або лінійною регресією:

$$f(t) = a + b \cdot u(t) + \varepsilon(t), \quad (1)$$

де: $\varepsilon(t)$ - стаціонарний процес або похибка.

Якщо вихідні РЧД не коінтегровані, то необхідно провести процедури взяття перших різниць від базових рядів з метою позбавлення їх різних трендів.

Коінтеграція двох РЧД значно спрощує процедури і методи їх аналізу, оскільки у цьому випадку можна будувати рівняння регресії і визначати показники кореляції, використовуючи в якості початкових даних безпосередньо рівні досліджуваних рядів, враховуючи тим самим в повному об'ємі інформацію, яка міститься у початкових даних.

Існує ще один важливий аспект цієї задачі, який більш характерний для технічних систем, ніж для економічних. У технічних системах динамічну зв'язність двох РЧД не треба доводити, вона витікає з сутності процесів. Наприклад, швидкість розігріву підшипникової опори явно залежить від інтенсивності її навантаження, похибки обробки заготовки визначаються змінним припуском на її поверхні і т.д. У цьому випадку з'являється можливість прогнозування послідовності ряду $y(t)$ по заданому $x(t)$, якщо коінтегрованість цих двох РЧД доведена.

В будь-якому аспекті в даному дослідженні РЧД розглядаються у складі розімкненої кібернетичної моделі управління (рис. 1), де дискретні послідовності: u_i – впливів (шоків); де f_i – відгуків (реакцій); ε_i – перешкод (шуму); $h[x_i]$ – вагова функція.

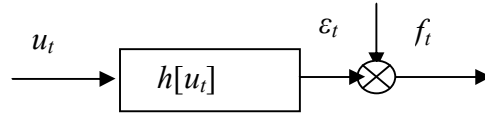


Рис. 1. Кібернетичне уявлення коінтегрованих процесів

Процес прогнозування згідно викладеному складається із наступних етапів:

1. Визначення навчальної виборки шляхом запису N пар $[u_i, f_i]_i, i=1, 2, \dots, N$.
2. Приведення $[x_i, y_i]_i$ до коінтегрованості, якщо це потрібно.
3. Уведення послідовності шоків F_i для процесу Φ_i , який прогнозується; при цьому процеси F_i і Φ_i утворюють пару дискретних значень $[F_i, \Phi_i]$, яка є предметом дослідження.
4. Визначення вагової функції $h[F_i]$ методом багатовимірної лінійної екстраполяції (БВЛЕ [3]) на основі інтегралу Дюамеля [4].
5. Визначення реакції Φ_i за ваговою функцією $h[F_i]$ процесу.
6. Побудова регресійної моделі залежності реакцій від шоків $f_i = a + b \cdot F_i + \varepsilon(t)$ виду (1), або більш високих порядків.
7. Статистична оцінка моделей.
8. Побудова прогнозів на основі отриманих моделей.

Для автоматизації означеної методики була розроблена програма ConRow в середовищі

Borland Delphi-7, інтерфейс якої на розкритій вкладці «Часові ряди» представлений на рис.

2. Форма має ще 2 вкладки: «Прогноз» і «Протокол». Нижня панель форми (поз. 16) має кнопки відкриття інформаційних файлів: «Правила формування задачі», «Основні поняття» і «Метод оцінювання $\Phi(t)$ », які дозволяють користувачеві адаптуватися до роботи з програмою.

Режим введення даних (поз. 1) передбачає дві можливості: генерацію траєкторій рядів даних (див. поз. 4 і 5) і читанням даних з файлу (див. поз. 6). В режимі «Генерації траєкторій» довжина рядів даних задається користувачем у вікні поз. 2.

При генерації рядів об'єкт моделювався аперіодичною динамічною ланкою, передатна функція якої:

$$W(s) = \frac{K}{Ts + 1}, \quad (3)$$

де: K – коефіцієнт підсилювання; T – постійна часу, яка характеризує лаг (затримку); s – комплексна змінна Лапласа.

Для імітації поведінки об'єкту необхідно задати функцію відгук на вхідний вплив. Для конкретного об'єкту ця функція може виражати, наприклад, залежність зміни температури опори $T^0(t)$ від зміни частоти обертання ротора $n(t)$.

Параметри об'єкту K, T , вводяться в блоці «Параметри об'єкту тестування», параметри шуму – в блоці «Ст. відхил. шуму».

Процедури за допомогою яких здійснюється генерація заданого сигналу $u(t)$ і обчислюють відгук $f(t)$. При цьому у процедурах передбачена генерація трьох видів:

- 1) лінійний $u(t) = A + Bt \cdot S(t)$;
- 2) показовий $u(t) = A + Bt^c + S(t)$;
- 3) експоненціальний $u(t) = A + B[1 - \exp(-t/c)] + S(t)$.

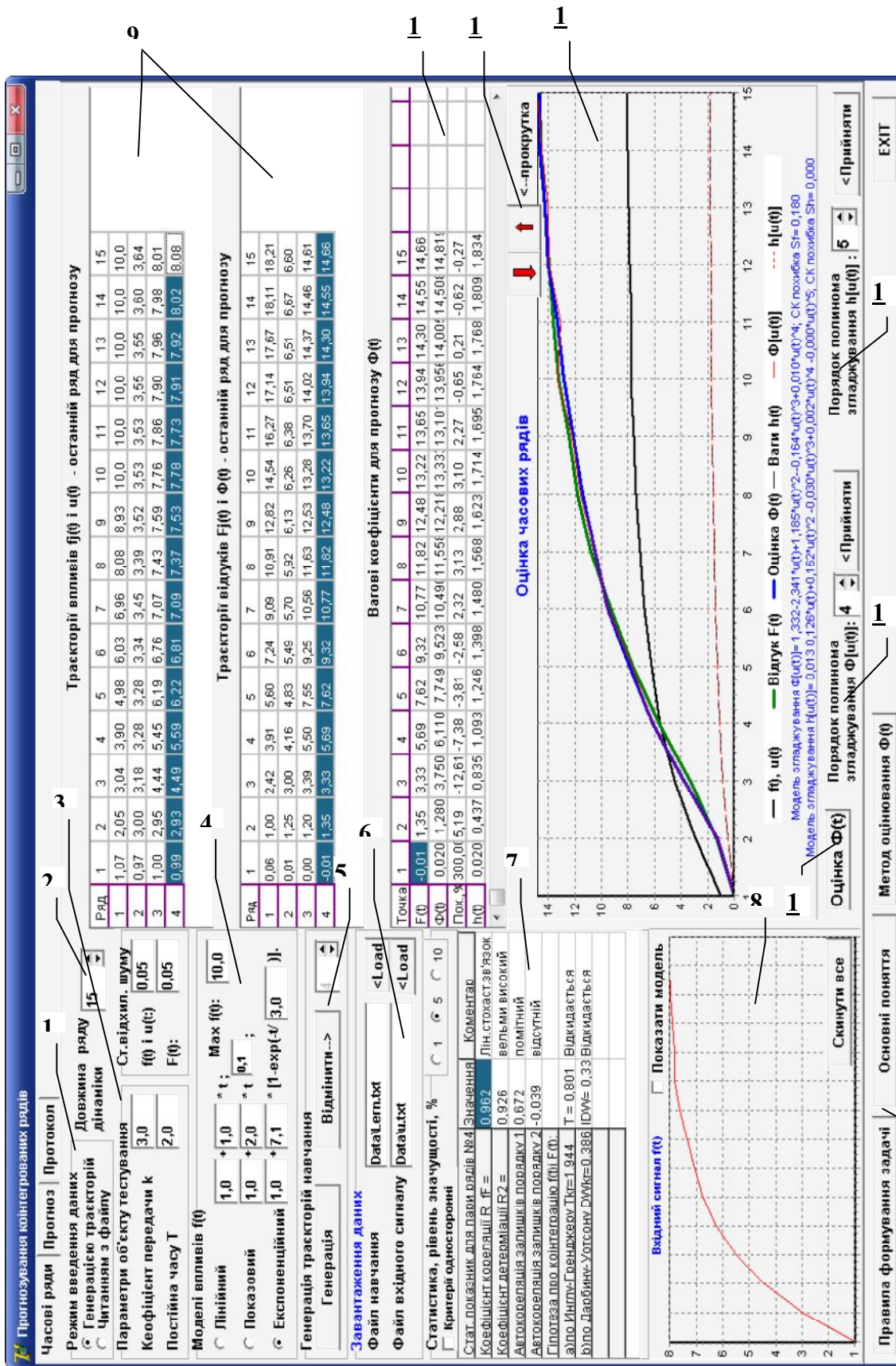


Рис. 2. Інтерфейс (головна форма) програми ConRow

Форма цих вхідних сигналів демонструється на графіку поз. 8. В тому самому вікні може бути показана схема генерації за допомогою пакету моделювання MBTU (рис. 3).

У програмі закладена можливість стабілізації значень $u(t)$ і $f(t)$ на рівні u_{\max} , f_{\max} (вікно «Max f(t):» (поз. 4).

Статистика за результатами аналізу рядів відображається у таблиці (поз. 7). Тут задається рівень значимості статистик у % (за умовчанням - 5%), а також можна перейти до односторонніх критеріїв. Виводяться наступні статистики:

- 1) коефіцієнт кореляції в парах рядів R_{uf} ;
- 2) коефіцієнт детермінації в парах рядів R^2 ;
- 3) автокореляція для залишків, модель AR(1) [2];
- 4) автокореляція для залишків, модель AR(2);
- 5) підтвердження (або ні) гіпотези про коінтеграцію пари рядів за статистикою Енгла – Гренджера [2];
- 6) підтвердження (або ні) гіпотези про коінтеграцію пари рядів за статистикою Дарбіна – Уотсона [2].

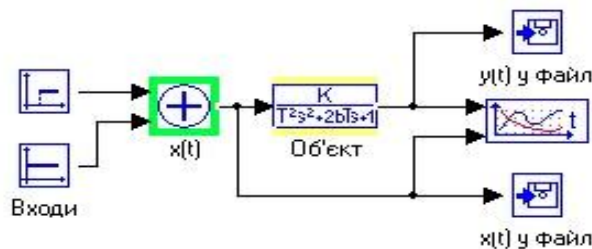


Рис. 3. Схема генерації за допомогою пакету моделювання MBTU

Введені, або генеровані дані відображаються в двох відповідних таблицях (поз. 9): «Траєкторії впливів ...» $f(t)$ і «Траєкторії відгуків ...» $F(t)$. Останні строки цих таблиць містять дані для прогнозованого ряду, який оцінюється. В третій таблиці (поз. 11) відображаються результати передбачення (прогнозу). Таблиця має 4 строки, в яких надаються для кожної точки залежного ряду $F(t)$ наступні дані:

- 1) $F(t)$ – введені дані, якщо вони відомі;
- 2) $\Phi(t)$ – прогнозовані дані за методом БВЛЕ;
- 3) величина похибки по точках $\Delta(t)$ - ваги = $100 \cdot [\Phi(t) - F(t)] / \Phi(t)$, %;
- 4) $h(t)$ - ваги по точках, які зв'язують вплив $u(t)$ з прогнозом $\Phi(t)$ за формулою $\Phi(t) = u(t) \cdot h(t)$.

Прогнозований за методом БВЛЕ ряд $\Phi(t)$, $\Delta(t)$ і $h(t)$ - ваги виводяться в таблицю клацанням по кнопці «Оцінка $\Phi(t)$ » (поз. 13).

Графічне відображення даних (поз. 12) призначене для візуалізації аналізу. Тут відображаються по точках графіки: $f(t)$, $u(t)$; $F(t)$; $\Phi(t)$; $h(t)$. Додатково показані криві згладжування $\Phi[u(t)]$ і $h[u(t)]$, які обчислюються як поліноміальні регресії Φ і h від регресору $u(t)$. Найкраще наближення $\Phi[u(t)]$ і $h[u(t)]$ контролюється візуально по відповідних графіках, а також мінімізацією їх середньоквадратичних похибок S_f і S_h .

Для врахування (і визначення) впливу попередніх станів ряду $u(t)$ на значення веденого ряду $\Phi(t)$ необхідно знати модель такого впливу. Ця модель будується за аналогією з моделями авто регресії для одного ряду AR(p) [2], де p - порядок (лаг) моделі. Моделі CR(p) для $\Phi[u(t)]$ і $h[u(t)]$ будуються за формулами:

$$\begin{aligned} CR(p)_{\Phi[u(t)]} : \Phi_t &= a_0 + a_1 u_{t-1} + a_2 u_{t-2} + \dots + a_p u_{t-p} + \varepsilon_{\Phi t}; \\ CR(p)_{h[u(t)]} : h_t &= b_0 + b_1 u_{t-1} + b_2 u_{t-2} + \dots + b_p u_{t-p} + \varepsilon_{ht}, \end{aligned} \tag{4}$$

де: $\varepsilon_{\Phi t}$ і ε_{ht} - процеси, які пов'язані з залишками.

Ці моделі візуально і у вигляді формул відображаються на графіках (поз. 4). При цьому визначається середнє залишків і перевіряється за статистикою знаків їх випадковість. За отриманими моделями визначаються також й прогнозні значення $\Phi[u(t)]$ і $h[u(t)]$.

Встановлення порядку моделей CR(p) коінтеграційної регресії здійснюється окремими елементами управління (поз. 5 і 6).

Програма **ConRow** тестувалася на імітаційному експерименті навантаженням динамічної ланки (3). Точне рішення при вхідному динамічному впливі $u(\tau)$ маємо у вигляді інтегралу згортки

$$y(t) = \int_0^t \frac{k}{T_u} e^{-(t-\tau)/T_u} [u(\tau) + S(\tau)] d\tau + V(t), \quad (5)$$

де: $S(\tau)$ і $V(\tau)$ імітація нормально розподіленого шуму, який накладався відповідно на вхідний сигнал $u(\tau) = u(\tau) + S(\tau)$ і відгук $Y(t) = Y(t) + V(t)$ з параметрами розподілу $N_u(0, S_u)$ і $N_y(0, S_y)$.

В машинному експерименті стандартне відхилення шуму приймалося рівним: $S(\tau) = 0,2$ і $V(\tau) = 0,2$.

Результати машинного експерименту при різних формах впливу вхідних впливах $u(\tau)$ на об'єкт наведені на рис. 4.

Параметри об'єкту, що імітувався наступні: $k=3,0$ - коефіцієнт передачі (підсилення); $T_u=3,0$ - постійна часу, яка імітує затримку. Довжина дискретного динамічного ряду $n = 28$ точок спостереження. Вхідний сигнал (вплив) імітувався функціями: лінійною $u(t) = A + Bt \cdot S(t)$; показовою $u(t) = A + Bt^c + S(t)$; експоненціальною $u(t) = A + B[1 - \exp(-t/c)] + S(t)$.

Коефіцієнти A, B, c задавалися довільно. На рис. 5 і 6 надані результати машинного експерименту. У формулах на рисунках $1(t)$ - одинична ступінчаста функція [5].

Контрольний вхідний сигнал приймався експоненціальним (рис. 5). По цьому сигналу $u(t)$ і контрольному відгуку $F(t)$ робився прогноз траєкторії $\Phi(t)$.

У таблиці над графіками показано точне («Точн») розрахункове значення відгуку $F(t)$, його прогнозоване значення (« $\Phi(t)$ »), а також відсоток помилки для кожної точки ряду за формулою:

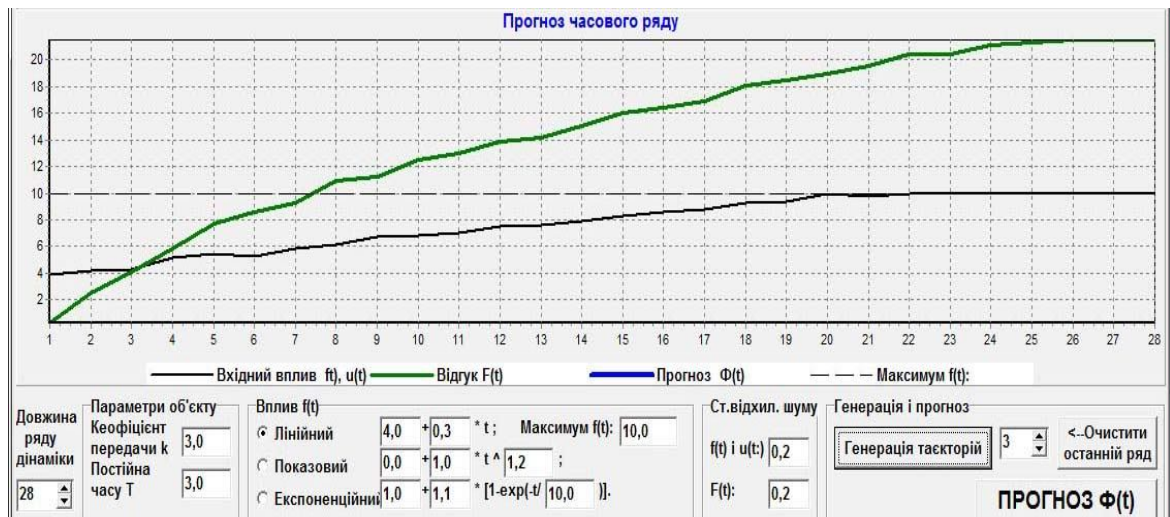
$$\delta = \frac{F(t) - \Phi(t)}{F(t)} \cdot 100\%. \quad (6)$$

З аналізу бачимо, що при досить різноманітних вхідних сигналах, як у навчальній вибірці, так і у прогнозованому процесі помилки прогнозування за винятком початкових точок (2 .. 6) знаходяться у межах 2 – 10 %, при цьому кінцева траєкторія не виходить за межі 3 – х відсоткової помилки.

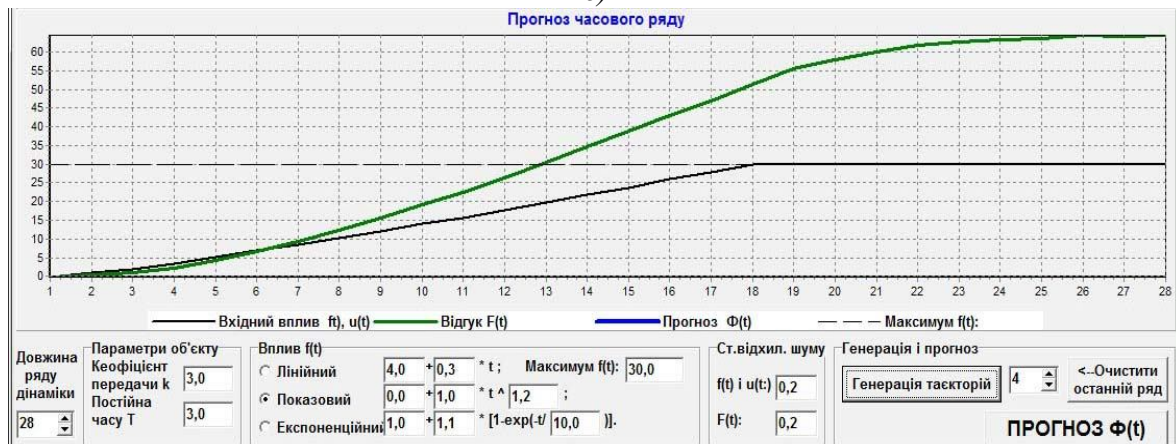
Таким чином, можна констатувати, що розроблена методика прогнозування часових динамічних рядів забезпечує достовірний прогноз і може використовуватися при експериментальних дослідженнях зв'язаних часових рядів динаміки верстатів.



a)



б)



в)

Рис. 4. Результати машинного експерименту при вхідних впливах на об'єкт:

а) ступінчастому $f(t) = [20,0 + S(t)] \cdot 1(t)$; б) лінійному $f(t) = [4,0 + 0,3 \cdot t + S(t)] \cdot 1(t)$;

в) показовому $f(t) = [1,0 \cdot t^{1,2} + S(t)] \cdot 1(t)$

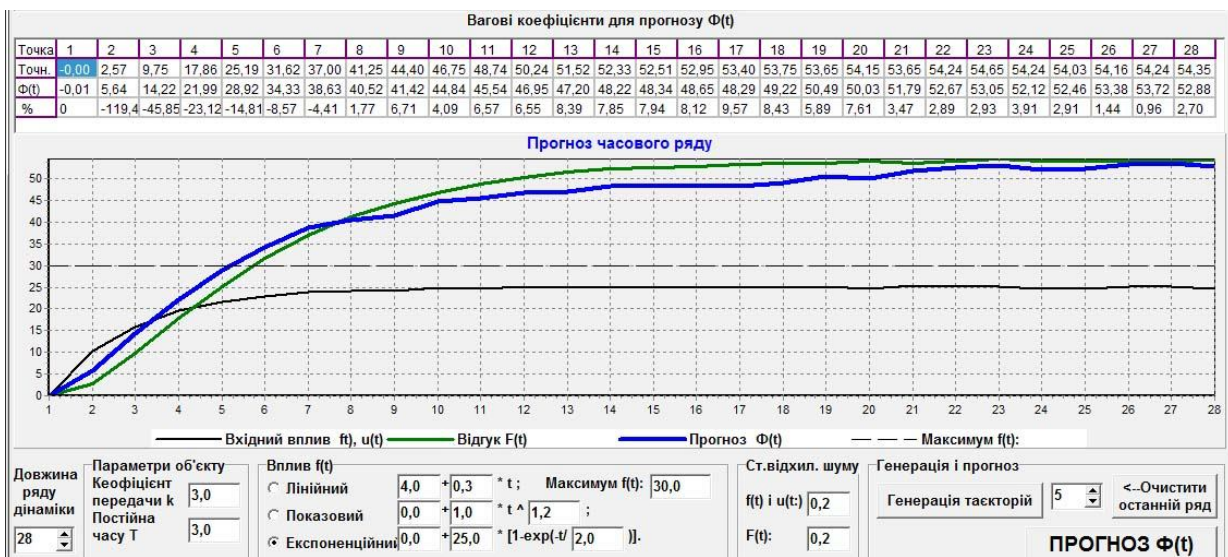


Рис. 5. Результати машинного експерименту з контрольним вхідним експоненціальним

$$\text{сигналом } u(t) = \{25,0 \cdot [1 - e^{-t/20}] + S(t)\} \cdot 1(t)$$

Висновки. Дослідження показали, що методика, яка пропонується, і програма, складена на її основі, дозволяють достатньо достовірно і оперативно прогнозувати РЧД, які характерні для динаміки верстатів. Тестування показало високу надійність і достовірність розробленої методики і програми. Методика і програма можуть використовуватися при експериментальних дослідженнях і прогнозуванні динамічної якості металорізальних верстатів.

1. *Зубовецька Н.Т.* Навантажувальна здатність і енергетичні характеристики високошвидкісних радіальних газо-гидравлічних інерційних підшипників: дисертація кандидата технічних наук: 26.05.10 / Зубовецька Наталія Тарасівна. – Луцьк., – 190 с.
2. *Суслов В. И.* Эконометрия / В.И. Суслов, Н.М. Ибрагимов, Л.П. Талышева, А.А. Цыплаков // Новосибирск.: СО РАН. – 2005. – 744 с.
3. *Ксенофонтов М.Ю.* Теоретические и прикладные аспекты прогнозирования / М.Ю. Ксенофонтов // М.: Издательство ИСЭПН. – 2002. – 402 с.
4. *Саперштейн Н.Г.* Процессы автоматического управления и обобщенное дифференцирование / Н.Г.Саперштейн // М.: Высшая школа. – 1973. – 240 с.
5. *Захаров П.О.* Структурно-параметрична ідентифікація динамічного економічного процесу П.О. Захаров, І.П. Милько // Актуальні проблеми економіки. – 2009. - № 6(96). – С. 271-279.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

УДК 662.6

Р.Д. Іскович-Лотоцький, Н.Р. Веселовська, Я.В. Іванчук, Я.П. Веселовський
РОЗРАХУНОК ТЕМПЕРАТУРНИХ ПОЛІВ В РОБОЧИХ ЗОНАХ ПІРОЛІЗНОЇ
УСТАНОВКИ

Дана стаття присвячена практичному застосуванню програмного комплексу FlowVision при розробці та доведенні камер спалювання, допалювання та охолодження піролізної установки для утилізації відходів.

На основі розробленої у відомій CAD-системі 3D моделі піролізної установки, в програмному комплексі FlowVision методом скінчених елементів були розраховані розподіл температури, в процесі горіння, певних зон і площин камер спалювання, допалювання та охолодження піролізної установки для утилізації відходів.

Також, методом скінчених елементів у програмному комплексі FlowVision були отримані розподіли векторів швидкостей потоків гарячих газів, що дозволило оцінити ефективність розробленої конструкції камер спалювання, допалювання та охолодження піролізної установки для утилізації відходів.

Ключові слова: моделювання, скінчені елементи, температура, горіння, розподіл.

Рис. 7. Літ. 11.

Р.Д. Іскович-Лотоцький, Н.Р. Веселовська, Я.В. Іванчук, Я.П. Веселовський
РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В РАБОЧИХ ЗОНАХ ПИРОЛИЗНОЙ
УСТАНОВКИ

Данная статья посвящена практическому применению программного комплекса FlowVision при разработке и доводке камер сжигания, догорания и охлаждения пиролизной установки для утилизации отходов.

На основе разработанной в известной CAD-системе 3D модели пиролизной установки, в программном комплексе FlowVision методом конечных элементов были рассчитаны распределения температуры в процессе горения определенных зон и плоскостей камер сжигания, догорания и охлаждения пиролизной установки для утилизации отходов.

Также методом конечных элементов в программном комплексе FlowVision были получены распределения векторов скоростей потоков горящих газов, что позволило оценить эффективность разработанной конструкции камер сжигания, догорания и охлаждения пиролизной установки для утилизации отходов.

Ключевые слова: моделирование, конечные элементы, температура, горение, распределение.

R. Iskovich-Lototskiy, N. Veselovskaya, Y. Ivanchuk, Y. Veselovskiy
THE CALCULATION OF TEMPERATURE FIELDS IN WORKING AREAS PYROLYSIS
INSTALLATION

This paper focuses on the practical application of software system FlowVision in developing and fine-tuning combustion chambers, burnout and cooling pyrolysis plant for waste disposal.

The developed in the CAD-system known 3D model of the pyrolysis plant in the software package FlowVision finite element method were calculated temperature distribution in the combustion of certain areas and planes combustion chambers, burnout and cooling pyrolysis plant for waste disposal.

Also, the finite element method in the software package FlowVision were obtained velocity vector distribution flow of burning gases, in order to evaluate the effectiveness of the developed design of combustion chambers, burnout and cooling pyrolysis plant for waste disposal.

Keywords: modeling, finite elements, temperature, combustion, distribution.

Постановка проблеми. При розробці перспективних піролізних установок однією з головних проблем є створення малотоксичних камер згорання, до конструкцій яких пред'являються усе більш жорсткі вимоги щодо вдосконалення робочого процесу. Особлива увага приділяється інтенсифікації вигорання палива, зниження утворення токсичних речовин у процесі згорання на розрахункових і змінних режимах, формуванню оптимального температурного поля на виході з камер згорання і охолодження стінок полум'яних труб і газозбірників. У зв'язку з цим в даний час істотно збільшився об'єм робіт, спрямованих на створення нових конструкцій камер згорання та відпрацювання їх робочих процесів.

Однак відсутність фундаментальних знань робочого процесу часто ускладнює застосування отриманих експериментальних даних в промислових умовах, що призводить до збільшення об'ємів та термінів налагоджувальних робіт піролізних установок. На даний час знаходить широке застосування математичне моделювання робочих процесів в камерах згорання піролізних установок, за допомогою якого можна глибоко і повно досліджувати вплив конструктивних і режимних факторів на основні характеристик камер згорання і намітити конкретні шляхи їх покращення, істотно знизивши при цьому об'єми експериментальних досліджень. Незважаючи на складність розрахунків і прийнятих при математичному описі робочого процесу допущеннях, які в міру накопичення експериментальних даних можуть бути уточнені, перспективність використання таких моделей для розробки камер згорання піролізних установок очевидна.

Метою досліджень є моделювання методом скінчених елементів в програмному комплексі FlowVision процесу горіння для отримання розподілу температури певних зон і площин камер спалювання, допалювання та охолодження піролізної установки для утилізації відходів.

Основні результати дослідження. Кафедрою металорізальних верстатів та обладнання автоматизованого виробництва Вінницького національного технічного університету спільно із НВП ТОВ «Гідравліка Вінниця-Сервіс», була розроблена піролізна установка (рис. 1) [1, 2], яка дозволяє ефективно утилізувати медичні відходи з мінімальними економічними і технологічними витратами та подальшим ефективним використанням теплової енергії [3, 4, 5].

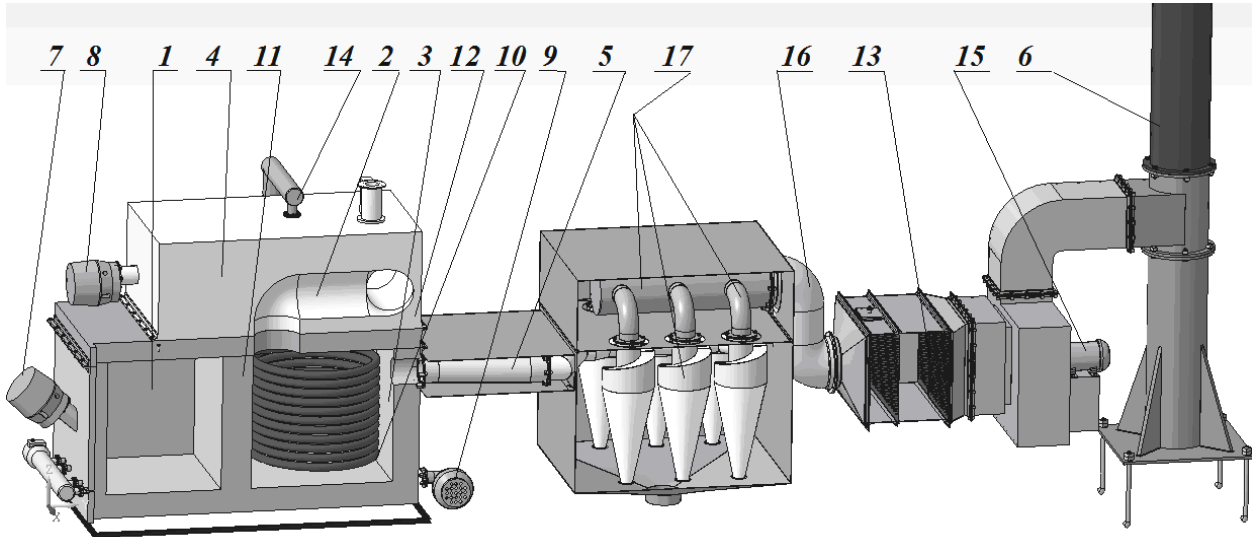


Рис. 1. Модель піролізної установки для утилізації відходів

Запропонована піролізна установка працює наступним чином.

Пристрій містить камери спалювання 1, допалювання 2 і охолодження 3, розташованих під єдиним сподом печі 4, системи циклонів 17 і димохідної труби 6, які сполучені між собою трубопроводами 5 і 16 і утворюють єдину систему направлення газового потоку. Причому об'єм камери спалювання 1 в шість разів більше об'єму камери допалювання 2 тороїдальної форми. У камерах спалювання 1 і допалювання 2 встановлені відповідно інжекторні пальники 7 і 8. Для подачі повітря в камери спалювання 1 та опалювання 2 використано нагнітальний вентилятор 9, а в камері охолодження 3 розміщений теплообмінний вузол котла для нагрівання води 10 системи комунального обігріву. Між камерами спалювання 1, допалювання 2 і камерою охолодження 3 виконані відповідно перегородки 11 і 12. Газопроводи 14 під'єднані до інжекторних пальників 7, 8 камер спалювання 1 і допалювання 2. Димохідна труба 6 забезпечена вентилятором 15 і сполучена з системою циклонів 17 через систему фільтрів 13 трубопроводом 16. Для подачі сміття до камери спалювання 1 передюачено стрічковий транспортер, а сама камера спалювання містить вікно завантаження і вікно вивантаження золи.

Піролізна установка працює наступним чином.

У камеру спалювання 1 через стрічковий транспортер подаються відходи і запалюється інжекторний пальник 7. Досягнувши заданої температури в камері спалювання 1, що контролюється термопарою, запалюється інжекторний пальник 8 в камері допалювання 2. У порожнині камер спалювання 1 і допалювання 2, які розташовані над єдиним сподом печі 4, нагнітальним вентилятором 9 подається потік повітря, який поступає з повітрязабірного люка камери охолодження. Розігрітий газовий потік, що утворився, спрямовується з камери спалювання 1, в камеру допалювання 2 і допалюється за допомогою інжекторного пальника 8, який встановлений під певним кутом до вертикальної і горизонтальної осей. Далі, в камері охолодження 3, очищений від горючих газів і незгорілих частинок, газовий потік нагріває воду, яка протікає через теплообмінний вузол котла для нагрівання води 10 системи комунального обігріву, після чого газовий потік поступає по трубопроводу в систему циклонів 17 і в систему фільтрів 13, де відбувається додаткове його очищення. З системи циклонів 17 і системи фільтрів 13 вентилятор 15 подає газовий потік в димохідну трубу 6.

На основі розробленої моделі установки для утилізації відходів були вибрані і обгрунтовані оптимальні розміри камер спалювання 1, допалювання 2 і охолодження 3, також була розроблена раціональна компоновочна схема розташування систем грубої (системи циклонів 17) і тонкої очистки (система фільтрів 13) відпрацьованих димових газів. За допомогою створеної реальної об'ємної моделі піролітичної установки для утилізації відходів, були змодельовані процеси конвективного теплообміну в процесі високотемпературного горіння усередині установки, а також вибрані раціональні технологічні параметри по експлуатації установки для утилізації відходів.

Для оцінки впливу конструктивних і режимних параметрів на фізичні процеси, що протікають в камерах спалювання, допалювання та охолодження даної піролітичної установки використовувалась САЕ-система, а саме програмний комплекс Flow Vision 2.5.04 [6], що дозволяє моделювати методом скінчених елементів складні рухи рідини і газу, включаючи течії з сильною закруткою, горінням, течії з вільною поверхнею.

На основі технічного креслення піролітичної установки в CAD-системі, а саме в програмному комплексі тривимірному твердотільному моделювання Компас 3D-V13, була розроблена об'ємна модель основного вузла піролітичної установки в якій розміщені камери спалювання, допалювання та охолодження (рис. 2).

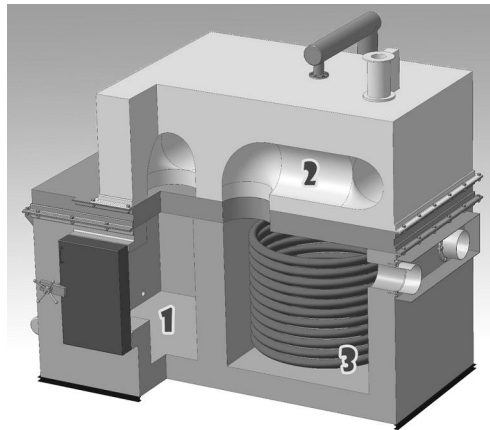


Рис. 2. Об'ємна модель основного вузла піролітичної установки: 1 – камера спалювання; 2 – камера опалювання; 3 – камера охолодження

У даному випадку, для розрахунку газодинамічних процесів, необхідна геометрична область, в якій відбувається рух рідкого або газоподібного середовища. Тому на основі розробленої об'ємної моделі основного вузла піролітичної установки була розроблена об'ємна модель геометричної області (рис. 3, а), в якій відбуваються основні фізичні процеси горіння. На самій об'ємній моделі геометричної області визначаємо основні початкові дані, що в свою чергу будуть граничними умовами для розрахунку процесу горіння (рис. 3, б).

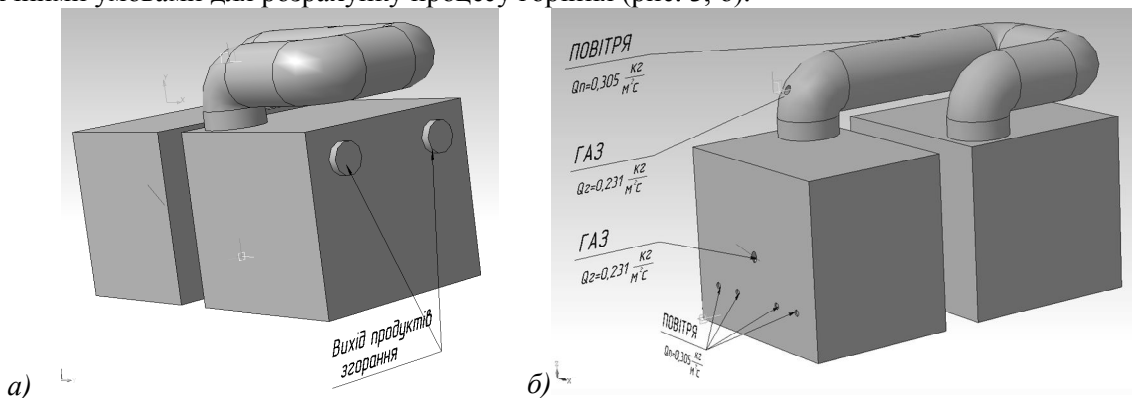


Рис. 3. Об'ємна модель геометричної області для розрахунку газодинамічних процесів горіння: а) загальний вид геометричної області; б) граничні умови для розрахунку процесу горіння

У даній розрахунковій геометричній області будемо розглядати модель турбулентної течії слабостисненого двофазного середовища із можливістю врахування горіння газових сумішей, яка задається наступними базовими параметрами (граничними умовами):

- температура навколишнього середовища $T=293^{\circ}\text{K}$;
- початковий тиск $P=101325\text{ Па}$.

На вході в геометричну область подається повітряно-газова суміш палива, що задана наступними параметрами (граничними умовами) [7], а саме:

- нормальна масова швидкість газу $Q_g=0,231\text{ кг}/(\text{м}^2\cdot\text{с})$;
- нормальна масова швидкість повітря $Q_n=0,305\text{ кг}/(\text{м}^2\cdot\text{с})$;
- коефіцієнт пульсації вхідного потоку газу і повітря $b=0,03$;
- масштаб турбулентності $I=0,01\text{ м}$.

На стінках камер спалювання, допалювання і охолодження задамо умову не протікання із пограничним шаром, що характеризується логарифмічним законом зміни дотичної компоненти швидкості. А граничну умову на виході задамо, як нульовий потік.

Так як розрахунок проводиться методом скінчених елементів, то для подальшого розрахунку необхідно побудувати скінчено-об'ємну розрахункову сітку із врахуванням течії поблизу елементів конструкції пальників, що мають різні лінійні розміри. Початкова розрахункова сітка (рис. 4, а), була прийнята рівномірною по всій розрахунковій області. Для більш детальної роздільності поблизу стінок, в області пальників і в області форсунок подачі повітря проведена адаптація розрахункової сітки різного рівня по поверхні (рис. 4, б).

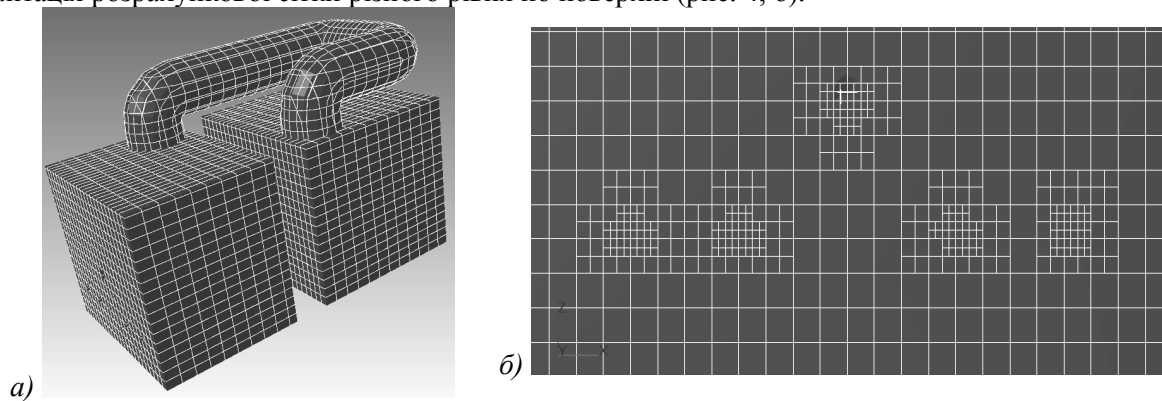


Рис. 4. Вигляд скінчено-об'ємної розрахункової сітки: а) рівномірна сітка по всій розрахунковій області; б) адаптована сітка в поблизу стінок характеристичних розрахункових областях моделі

На сьогоднішній день в програмі FlowVision 2.5.04 реалізовані наступні моделі горіння газів: "Зельдович", "Магнусен", "Ареніус", "спрощена модель EDC" [8]. Модель "Зельдович" базується на гіпотезі, що кінетика хімічних процесів горіння протікає досить швидко, щоб вважати час за який відбувається сам процес миттєвим.

Тому розрахунок процесу горіння за моделлю "Зельдович" в піролізній установці складається з двох етапів: розрахунок "холодної течії" процесу змішування повітря і газу; розрахунок горіння змішаної повітряно-газової суміші після підпалу.

На першому етапі ми будемо розглядати змішування повітря і газу для визначення розподілу коефіцієнту надлишку окислювача. Даний розрахунок буде базуватись на моделі турбулентної не стисненої рідини на основі стандартної $k-\varepsilon$ моделі турбулентності, в якій турбулентна в'язкість ∞_t визначається залежністю [9, 10]:

$$\infty_t = C_{\infty} \rho \frac{k^2}{\varepsilon},$$

де k - турбулентна енергія, ε - швидкість дисипації турбулентної енергії [9, 10], ∞_t - турбулентна в'язкість, ρ - густина не стисненої рідини, $C_{\infty}=0,09$.

Після чого ми будемо розглядати нашу розрахункову модель, як слабостиснену рідину (повітряно-паливну суміш), у вигляді рівняння Нав'є-Стокса [11]:

$$\frac{\partial \mathbf{V}}{\partial t} + \nabla (\mathbf{V} \otimes \mathbf{V}) = -\frac{\nabla P}{\rho} + \frac{1}{\rho} \nabla \left[(\infty + \infty_t) (\nabla \mathbf{V} + (\nabla \mathbf{V})^T) + S \right],$$

де V - вектор швидкості елементарного об'єму слабостисненої рідини, ∞ - кінематична в'язкість слабостисненої рідини, $S = \left(1 - \frac{\rho_{hyd}}{\rho}\right)g + B + \frac{R}{\rho}$, ρ_{hyd} - густина повітря, ρ - густина газу, B - обертальні сили (Коріоліса і відцентрові), R - сили опору.

Рівняння масопереносу для слабостисненої рідини [11]

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \nabla(VC) = \frac{1}{\rho} \nabla \left(\left(\rho D + \frac{\infty_t}{Sc_t} \right) \nabla C \right),$$

де C - масова концентрація газу в повітрі, Sc_t - число Шмідта визначає коефіцієнт дифузії другої слабостисненої рідини в першу.

Результатом розрахунку вище описаних рівнянь є розподіл коефіцієнту надлишку окислювача (рис. 5.).

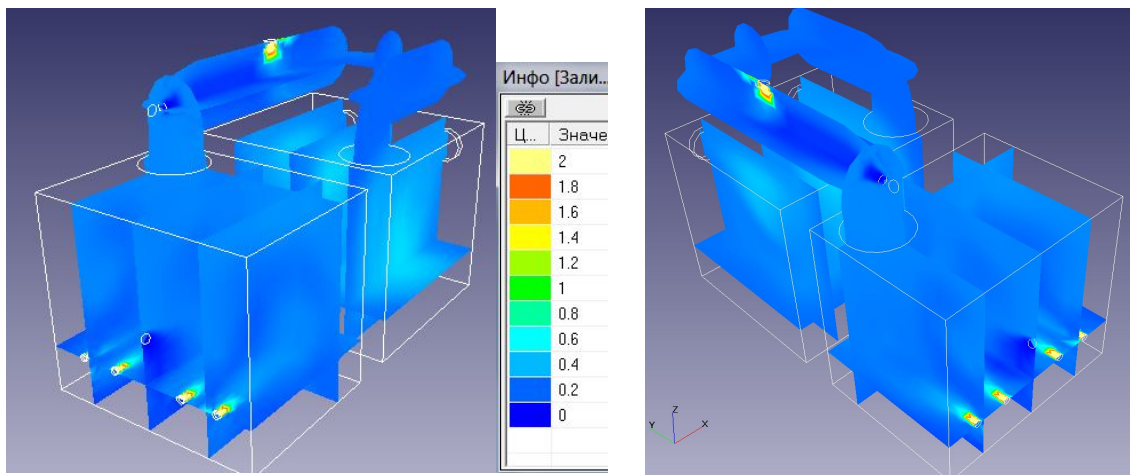


Рис. 5. Розподіл коефіцієнту надлишку окислювача

Після розрахунку "холодної течії" процесу змішування повітря і газу ми переходимо на другий етап розрахунку горіння змішаної повітря-газової суміші після підпалу. Так як підпал відбувається в зоні, де концентрація окислювача дорівнює одиниці, тоді після ініціалізації функції "підпал" в програмі FlowVision 2.5.04 ми переходимо до розв'язку вище наведених рівнянь, а також додаткового рівняння ентальпії [7, 8]:

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \nabla(Vh) = \frac{1}{\rho} \nabla \left(\left(\frac{\lambda}{C_p} + \frac{\infty_t}{Pr_t} \right) \nabla h \right) + \frac{Q}{\rho},$$

де h - термодинамічна ентальпія газу, Q - джерело тепла, C_p - ізобарна теплоємність, Pr_t - число Прандтля, V - вектор швидкості потоку слабостисненої рідини (горючих газів), λ - молекулярна теплопровідність.

Після чого розв'язуємо однорідне рівняння для відновленої масової частки газу (палива) [7]:

$$\frac{\partial(\rho Y_f^*)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho Y_f^* V) + \nabla \cdot J_{f,eff}^* = 0$$

де Y_f^* - відновлена масова частка палива (газу), $J_{f,eff}^* = - \left(\frac{\infty}{Sc_f} + \frac{\infty_t}{Sc_f} \right) \nabla Y_f^*$ - дифузійний

потік газової суміші.

Результатом розрахунку вище описаних рівнянь є розподіл температури в об'ємі камер спалювання, допалювання та охолодження (рис. 6).

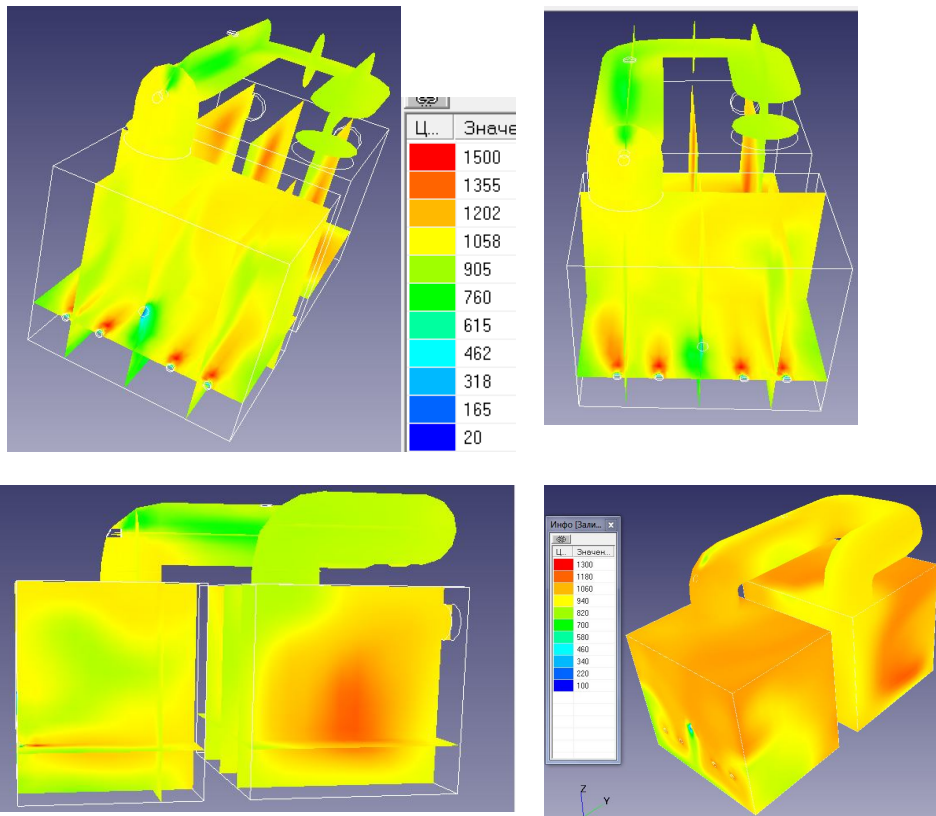


Рис. 6. Розподіл температури в камерах спалювання, допалювання та охолодження

Також при розрахунку процесу горіння із вище наведених рівнянь ми можемо отримати розподіл векторів швидкостей потоків горючих газів (рис. 7).

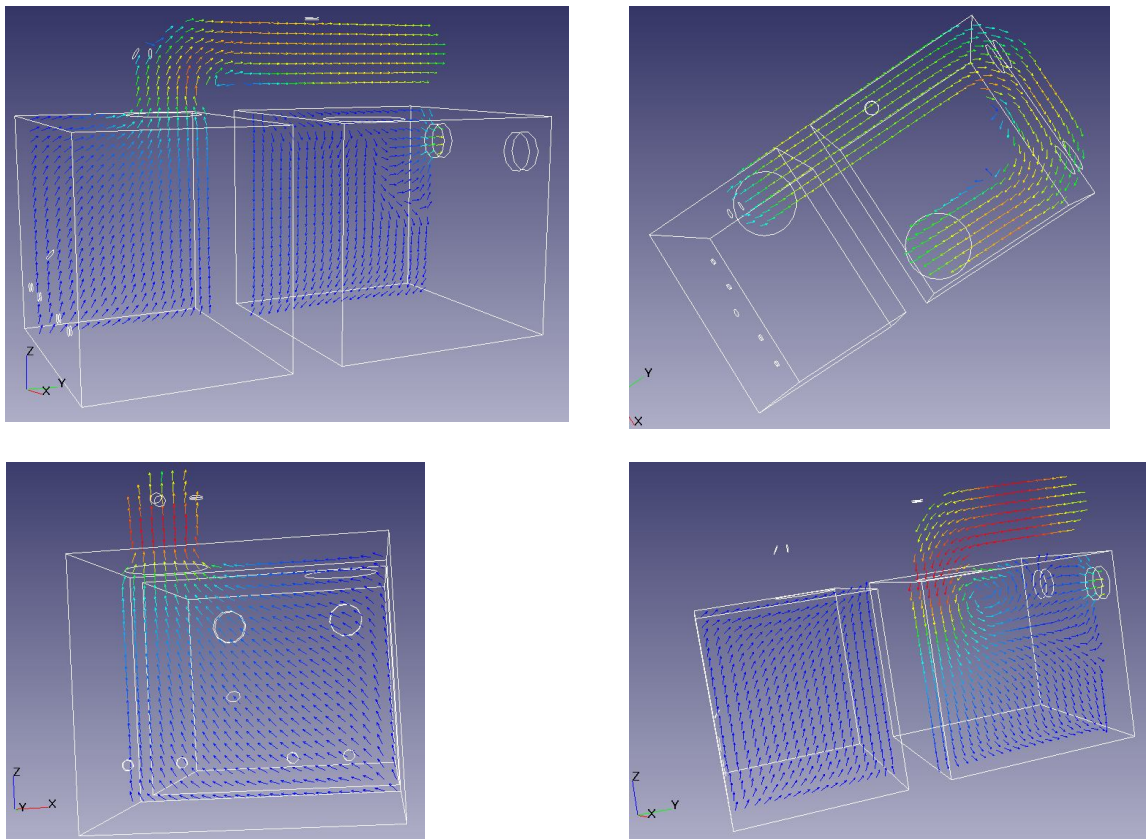


Рис. 7. Розподіл векторів швидкостей потоків горючих газів в камерах спалювання, допалювання та охолодження піролізної установки

Висновки. За результатами чисельного моделювання процесу горіння у піролізній установці отримано розподіл температури в характеристичних площинах, що дозволяє оцінити ефективність конструкції камер спалювання, допалювання і охолодження. А саме визначити: рівномірність розподілу температури в камері спалювання та повноту згорання токсичних або мало токсичних газів; рівень температури в камері охолодження для оцінювання зони повного догорання хімічних елементів, для температурного розкладання яких необхідний певний час; зони підвищених температур для термоізоляції елементів конструкції.

Також за результатами чисельних досліджень, а саме розподілу векторів швидкості характеристичних площинах камер спалювання, допалювання і охолодження піролізної установки можна зробити висновок, що в даних температурних зонах відсутні турбулентні завихрення, що можуть негативно впливати на процес повного згорання (догорання) токсичних продуктів.

1. *Искович-Лотоцький Р.Д.* Установка для утилизации отходов / Р.Д. Искович-Лотоцкий, Я.В. Иванчук, Д.В. Повстенюк, О.Н. Данилюк // Мир техники и технологий. – 2007. – №12(73). – С. 36-37.
2. *Пат. 23991 Україна, МПК F 23 G 5/00.* Установка для утилізації відходів/ Р.Д. Искович-Лотоцький, П. В. Повстенюк, М. І. Шматалюк, О. М. Данилюк – № u 200702015; заявл. 26. 02. 2007; опубл. 11. 06. 2007, Бюл. №8.
3. *Пат. 32098 Україна, МПК F 23 G 5/00.* Установка для утилізації відходів/ Р.Д. Искович-Лотоцький, В. І. Повстенюк, М. І. Шматалюк, О. М. Данилюк - № u 200711073; заявл. 08. 10. 2007; опубл. 12. 05. 2008, Бюл. №9.
4. *Искович-Лотоцький Р. Д.* Установка для утилізації медичних відходів з відбором тепла та охолодженням / Р. Д. Искович-Лотоцький, Я. В. Иванчук, В. І. Повстенюк, Г. В. Костюк, О. М. Данилюк, Н. Р. Веселовська // Збірник наукових праць ВНАУ, Серія: Технічні науки. – м. Вінниця, 2011. – №7. – С. 98-103.
5. *Искович-Лотоцький Р. Д.* Застосування гібридного моделювання при розробці установок для утилізації відходів / Р. Д. Искович-Лотоцький, Я. В. Иванчук, Д. В. Тесовський, Я. П. Веселовський // Технологічні комплекси. Науковий журнал - Луцьк, 2012. – № 1,2 (5, 6). – С. 122-126.
6. <http://flowvision.ru/>
7. Система моделирования движения жидкости и газа Flow Vision. Версия 2.2. / Руководство пользователя. – М.: Тесис, 2005. – 304 с.
8. *Зельдович Я. Б.* Математическая теория горения и взрыва / Зельдович Я.Б., Баренблат Г.И., Либровч В. Б., Махвиладзе Г. М. — М.: Наука, 1980, – 478 с.
9. *Wilcox, D. C.* (1994) "Turbulence modeling for CFD," DCW Industries, Inc., – 460 p.
10. *Жлуктов С. В.* "Моделирование отрывных течений в программном комплексе FlowVision-НРС" / Жлуктов С.В., Аксенов А.А., Харченко С.А., Москалёв И.В., Сушко Г.Б., Шишаева А.С. // Вычислительные методы и программирование, Т. 11, № 2, – С. 76-87.
11. *Ландау Л. Д.* Гидродинамика / Ландау Л.Д., Лифшиц, Е.М. – Издание 4-е, стереотипное. – М.: Наука, 1988. – 736 с. – («Теоретическая физика», том VI).

Стаття надійшла до редакції 29.04.13.

УДК 621.762: 539.

В.А. Кошелюк

ПОБУДОВА РОЗВ'ЯЗКУ РІВНЯННЯ ТЕРМОПРУЖНОСТІ ДЛЯ ПОРОШКОВИХ ТІЛ

У статті наведено результати розв'язку задачі термопружності для порошкових матеріалів. В роботі досліджено вплив неоднорідного нестационарного температурного поля на характер деформування порошкового середовища. Показано, що існуюча залежність границі текучості від температури та коефіцієнту теплопровідності від пористості характеризується утворенням зони ущільнення із градієнтом густини. Розв'язки задач термопружності отримано при деяких спеціальних видах представлення експериментальних функцій.

Ключові слова: гаряче ізостатичне пресування, термопружність, порошковий матеріал, деформування, рівняння теплопровідності

Рис. 2. Літ. 10.

В.А. Кошелюк

ПОСТРОЕНИЕ РЕШЕНИЯ УРАВНЕНИЯ ТЕРМОУПРУГОСТИ ДЛЯ ПОРОШКОВЫХ ТЕЛ

В работе показана возможность решения задачи термоупругости для порошковых материалов. Исследовано влияние неоднородного нестационарного температурного поля на процесс деформирования порошковой среды. Показано, что существующая зависимость границ текучести от температуры и коэффициента теплопроводности от пористости описывается образованием зоны уплотнения с градиентом плотности. Решение задачи термоупругости получено при некоторых специальных видах экспериментальной функции. Показано результаты численного анализа распределения плотности для различных значений безразмерного коэффициента.

Ключевые слова: горячее изостатическое прессование, термоупругость, порошковый материал, деформирование, уравнение теплопроводности

V.A. Koshelyuk

CONSTRUCTION of DECISION EQUALIZATION of THERMOELASTICITY FOR POWDER-LIKE BODIES

Possibility of decision of task of thermoelasticity is in-process rotined for powder-like materials. Influence of the heterogeneous non-stationary temperature field is investigational on the process of deformation of powder-like environment. It is rotined that existent dependence of scopes fluidity on a temperature and coefficient of heat conductivity from porosity is described formation of area compression with the gradient of closeness. The decision of task of thermoelasticity is got at some special types of experimental function. The results of numerical analysis of distributing of closeness are rotined for the different values of dimensionless coefficient.

Keywords: hot isostatical pressing, thermoelasticity, powder-like material, deformation, equalization of heat conductivity

Постановка проблеми у загальному вигляді і її зв'язок з важливими науковими та практичними завданнями. На сучасному етапі розвитку промислового виробництва необхідно звернути увагу на впровадження енергозберігаючих технологій. Одним із таких напрямків є порошкова металургія. Підвищення конкурентоспроможності виробів, що отримані методами порошкової металургії можливе при прогнозуванні фізико - механічних характеристик на етапі їх виготовлення. Це обумовлює необхідність створення нових методик прогнозування механічних властивостей матеріалів в залежності від технології їх отримання.

Традиційним методом отримання виробів в порошкській металургії є гаряче ізостатичне пресування (ГІП) порошкових матеріалів. Процес ГІП є високотемпературним (на рівні 1000⁰ С) ущільненням порошкових матеріалів під дією зовнішнього тиску (на рівні 1000 атмосфер).

В загальному випадку формулюванні задачу моделювання процесу ГІП можна сформулювати як проектування форми штамп, що визначає відповідність до геометрії виробу.

Проблема математичного моделювання процесів ГІП характерна для проблеми опису поведінки матеріалів за границями пружності. Вона пов'язана з точністю рішень системи рівнянь.

Аналіз основних досліджень. Побудова моделей, що описують поведінку структурно-неоднорідних середовищ, наведено в роботах Друянова Б.А. (1), В.Р. Скорохода (2), М.Б. Штерна (3), В.Е. Перельмана (4). В переважній більшості праць для побудови розв'язуючих рівнянь використовується асоційований закон течіння. Для врахування анізотропії властивостей матеріалу, що виникає при ГІП, використовують рівняння поверхні текучості (2-4).

Я.С. Підстригач, Ю.М. Коляно (5) та інші розробили основи теорії та методи розв'язування задач теплопровідності та термопружності для тіл неоднорідної структури.

Аналіз публікацій показує недостатність систематизованих теоретичних досліджень та числового аналізу щодо моделювання неоднорідних тіл під впливом температурного поля. Поряд з тим, на основі аналізу літературних джерел, можна стверджувати, що не існує єдиної залежності для точного опису поведінки порошкових матеріалів залежно від температурних напружень

Цілі статті полягають у розв'язку задачі термопружності для тіл неоднорідної структури на прикладі порошкового матеріалу.

Об'єкти досліджень. Об'єктом дослідження є процеси термопружного деформування конструкцій з порошкових матеріалів.

Математичне формулювання задачі. Важливість досліджень одновимірної задачі визначається тим фактом, що на початковому етапі процесу деформування піддається лише приграничний шар матеріалу, без детального розгляду якого неможливо досягнути бажаної точності подальших розрахунків.

Розглянемо процес пресування структурно-неоднорідного шару в одновимірній постановці (6, 7).

Для опису механічних властивостей структурно-неоднорідного матеріалу зазвичай використовують умову текучості Гріна (8).

$$\frac{\sigma^2}{f_2^2} + \frac{S^2}{f_1^2} = \sigma_s^2 \quad (1)$$

де: $\sigma = \frac{1}{3}\sigma_{ii}$ - середнє напруження;

$S^2 = \frac{3}{2}(\sigma_{ij} - \sigma\delta_{ij})(\sigma_{ij} - \sigma\delta_{ij})$ - інтенсивність девіатора тензору напружень;

f_1 та f_2 - експериментальні функції відносної густини ρ ;

σ_s - границя текучості моноліту, що є відомою функцією температури.

Розглянемо одновимірну задачу пресування структурно-неоднорідного матеріалу вздовж осі X. Введемо позначення $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ - відповідні напруження, а $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$ - відповідні деформації.

Рівняння поверхні текучості набуде вигляду

$$\frac{(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)^2}{9f_2^2} + \frac{(2\sigma_x - \sigma_y - \sigma_z)^2 + (2\sigma_y - \sigma_x - \sigma_z)^2 + (2\sigma_z - \sigma_y - \sigma_x)^2}{6f_1^2} = \sigma_s^2 \quad (2)$$

Зв'язок тензору швидкостей деформації ε_{ij} з тензором напружень σ_{ij} визначається асоційованим законом течіння $\varepsilon_{ij} = \beta \frac{\delta\Phi}{\delta\sigma_{ij}}$ (3)

В координатній формі представлення

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \beta \left[\frac{2(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)}{9f_2^2} + \frac{2\sigma_x - \sigma_y - \sigma_z}{f_1^2} \right] \\ \varepsilon_y &= \beta \left[\frac{2(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)}{9f_2^2} + \frac{2\sigma_y - \sigma_x - \sigma_z}{f_1^2} \right] \\ \varepsilon_z &= \beta \left[\frac{2(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)}{9f_2^2} + \frac{2\sigma_z - \sigma_x - \sigma_y}{f_1^2} \right] \end{aligned} \quad (3)$$

В одновимірній постановці вважаючи, що всі швидкості переміщень крім $U_x = U$ рівні нулю ($\varepsilon_y = \varepsilon_z = 0$ та $\sigma_y = \sigma_z$) отримаємо

$$\frac{2(\sigma_x + 2\sigma_y)^2}{9f_2^2} + \frac{\sigma_y - \sigma_x}{f_1^2} = 0 \quad (4)$$

Після перетворення отримаємо:

$$\sigma_y = \sigma_x \frac{9f_2^2 - 2f_1^2}{9f_2^2 + 4f_1^2} \quad (5)$$

Після підстановки (5) до рівняння (2) отримаємо $\sigma_x^2 = \sigma_s^2 \frac{9f_2^2 + 4f_1^2}{9}$ (6)

Для визначення температури T використовується рівняння теплопровідності:

$$C_v \rho \frac{\delta T}{\delta t} = \frac{\delta}{\delta X} \lambda(\rho) \frac{\delta T}{\delta X} - C_v \rho U \frac{\delta T}{\delta x} \quad (7)$$

де: C_v - коефіцієнт теплоємності одиниці об'єму моноліту;

λ - коеф. теплопровідності, що залежить від густини ρ ;

U - швидкість переміщень.

Визначення густини характеризується закон збереження маси: $\frac{\delta \rho}{\delta t} + \frac{\delta}{\delta x} (\rho U) = 0$ (8)

Дана система рівнянь при відповідних початкових та граничних умовах визначає математичні постановку задачі. Варто зазначити, що початкова температура та густина вважаються постійними по об'єму.

Методика розв'язання. Мета аналітичного дослідження полягає в отриманні аналітичних рішень задачі ущільнення при деяких спеціальних видах представлення експериментальних функцій, що явно виражають характер їх поведінки.

Для опису функцій $f_1(\rho)$ та $f_2(\rho)$ використовують властивості порошкового матеріалу (9):

$$f_1^2(\rho) = \frac{3}{2(1+\nu)} \psi^2(\rho) \quad f_2^2(\rho) = \frac{1}{3(1-2\nu)} \psi^2(\rho) \quad (8)$$

де: $\nu(\rho)$ аналог функції Пуассона, який для широкого класу матеріалів апроксимується співвідношенням $\nu = \frac{\rho^2}{2}$

$\psi(\rho)$ - функція, що визначає інтенсифікацію напружень. Досить часто для дослідження використовується апроксимація виду $\psi(\rho) = \rho^m$

Вираз для $\lambda(\rho)$ набуває вигляду

$$\lambda(\rho) = \lambda_0 + \frac{\lambda_m - \lambda_0}{1 - \rho_0} (\rho - \rho_0) \quad (9)$$

де: λ_m - коефіцієнт теплопровідності моноліту

λ_0 - коефіцієнт теплопровідності порошку при початковій густині засипки $\rho \approx 0,6$

Варто зазначити, що $\lambda_0 \ll \lambda_m$, тому вираз для $\lambda(\rho) \frac{\rho}{\rho_0}$ можна представити у вигляді

$$\lambda(\rho) \frac{\rho}{\rho_0} = \lambda_0 [1 + \beta g_1(\rho)]$$

де: $\beta \ll 1$

В Лагранжевій системі координат рівняння теплопровідності має вигляд

$$C_v \rho_0 \frac{\delta T}{\delta t} = \frac{\delta}{\delta x} \left[\lambda(\rho) \frac{\rho}{\rho_0} \frac{\delta T}{\delta x} \right] \quad (10)$$

Початкові та граничні умови для рівняння (10) в даній постановці мають вигляд

$$T = T_0 \text{ при } t = 0$$

$$T = T_1 \text{ при } x = 0$$

Розглянемо випадок коли зовнішньої сили не є достатньо для деформування середовища при додатковій температурі проте достатньо при температурі T_1 .

Ця умова відповідає нерівності $\sigma_s^2(T_1) \frac{9f_2^2(\rho_0) + 4f_1^2(\rho_0)}{9} < P^2 < \sigma_s^2(T_0) \frac{9f_2^2(\rho_0) + 4f_1^2(\rho_0)}{9}$

Температуру, при якій починається плавлення порошку, позначимо T_U . Дана температура

визначається рівнянням $\sigma_s^2(T_U) = \frac{9P^2}{9f_2^2(\rho_0) + 4f_1^2(\rho_0)}$

Ведемо безрозмірну величину $\theta = \frac{T - T_0}{T_1 - T_0}$ тоді $T = T_0 + \theta(T_1 - T_0)$. Позначимо $\theta_U = \frac{T_U - T_0}{T_1 - T_0}$. Для

θ рівняння (10) набуде вигляду

$$C_v \rho_0 \frac{\delta \theta}{\delta t} = \frac{\delta}{\delta x} \lambda_0 [1 + \beta g_1(\rho)] \frac{\delta \theta}{\delta x} \quad (11)$$

з умовами :

$$\theta = 0 \text{ при } t = 0 \quad x > 0$$

$$\theta = 0 \text{ при } x = 0$$

Функцію $\sigma_s(\theta)$ будемо розглядати як функцію виду $\sigma_s(\theta) = \sigma_{s0}h(\theta)$

де: $h(\theta)$ - монотонно спадна функція $h(0) = 1$ та $h(1) = 0$

Через ρ позначимо рішення рівняння

$$9f_2^2(\rho_1) + 4f_1^2(\rho_1) = \frac{9P^2}{\sigma_s^2(T_1)} \quad (12)$$

Оскільки в постановці задачі відсутній характер лінійного розміру то задача є автомодельною. Рішення будемо шукати у вигляді

$$T = T(Z)$$

$$\rho = \rho(Z)$$

$$\text{де: } Z = \frac{x}{\sqrt{2at}}, \quad a = \frac{\lambda_0}{C_v \rho_v \rho_0}$$

Тоді система рівнянь відносно визначення θ та ρ набуде вигляду

$$-Z \frac{d\theta}{dZ} = \frac{d}{dx} [1 + \beta g_1(\rho)] \frac{d\theta}{dZ} \quad (13)$$

з умовами:

$$\theta = 0 \text{ при } Z = \infty$$

$$\theta = 1 \text{ при } Z = 0$$

$$9f_2^2(\rho_1) + 4f_1^2(\rho_1) = \frac{9P^2}{\sigma_{s0}^2 h^2(\theta)} \text{ при } \theta > \theta_u \quad (14)$$

$$\rho = \rho_0, \quad \theta < \theta_u$$

Обмежимо Z_u границю зони ущільнення.

Тоді при $Z > Z_u$ отримаємо $\rho = \rho_0$, $g_1(\rho) = 0$ та рівняння (13) набуде вигляду

$$-Z \frac{d\theta}{dZ} = \frac{d^2\theta}{dZ^2}$$

Розв'язуючи його з умовами $\theta = \theta_u$ при $Z = Z_u$, $\theta = 0$ при $Z \rightarrow \infty$ отримаємо

$$\theta(Z) = \theta_u \frac{\int_{z_u}^{\infty} e^{-\frac{y^2}{2}} dy}{\int_{z_u}^{\infty} e^{-\frac{y^2}{2}} dy} \quad (15)$$

При $Z < Z_u$ згідно (14) будемо вважати, що $\rho = h_1(\theta)$ де $h_1(\theta)$ монотонно зростаюча функція при цьому $h(\theta_u) = \rho_0$, $h(1) = \rho_1$

Отже залежність $1 + \beta g(\rho)$ можна записати $1 + \beta g(\rho) = 1 + \beta \lambda_1(\theta)$ де $\lambda_1(\theta) = g[h_1(\theta)]$.

Тоді згідно (13) отримаємо

$$-Z \frac{d\theta}{dZ} = \frac{d}{dZ} [1 + \beta \lambda_1(\theta)] \frac{d\theta}{dZ} \quad (16)$$

з умовами :

$$\theta = 1 \text{ при } Z = 0$$

$$\theta = \theta_u \text{ при } Z = Z_u$$

$$\theta(Z) = -\theta_u \frac{e^{-\frac{Z_u^2}{2}}}{\int_{z_u}^{\infty} e^{-\frac{y^2}{2}} dy} \text{ при} \quad (17)$$

$$Z = Z_u$$

З іншої сторони рівняння (16) з умовами $\theta = \theta_u$, $\frac{d\theta}{dZ} = -\theta_u \frac{e^{\frac{Z_u^2}{2}}}{\int_{z_u}^{\infty} e^{-\frac{y^2}{2}} dy}$ однозначно визначає

рішення при $Z < Z_U$.

Тоді систему можна розглядати як зворотню задачу, де по відомому параметру Z_U визначається відповідна безрозмірна температура на межі $\theta(0)$, що відповідає заданому значенню Z_U (10).

Для аналітичного розв'язку рівняння (16) визначимо як рівняння зворотної функції $Z = Z(\theta)$. Тоді рівняння (16) перепишемо у вигляді:

$$-\frac{Z}{\frac{dZ}{d\theta}} = \frac{d\lambda_1}{d\theta} \frac{1}{\left(\frac{dZ}{d\theta}\right)^2} - [1 + \beta\lambda_1(\theta)] \frac{\frac{d^2Z}{d\theta^2}}{\left(\frac{dZ}{d\theta}\right)^3}$$

яке перетвориться до вигляду: $-Z = \frac{\frac{d}{dx}[1 + \beta\lambda_1(\theta)]}{\frac{dZ}{d\theta}} - \frac{[1 + \beta\lambda_1(\theta)] \frac{d^2Z}{d\theta^2}}{\left(\frac{dZ}{d\theta}\right)^2}$

Інтегруючи отримане співвідношення отримаємо: $-\int_{\theta_U}^{\theta} Z(\theta) d\theta + C = \frac{1 + \beta\lambda_1(\theta)}{\frac{dZ}{d\theta}}$

Перепишемо у вигляді: $1 + \beta\lambda_1(\theta) = -\frac{dZ}{d\theta} \left[C + \int_{\theta_U}^{\theta} Z(\theta) d\theta \right]$ (18)

Це співвідношення необхідно розглядати як рівняння для визначення $\lambda_1(\theta)$ по відомій функції $Z(\theta)$. Тобто задаючи залежність зміни $Z(\theta)$ ми можемо визначити закон зміни $\lambda_1(\theta)$, який характеризує закон розподілу температури.

Так як $\lambda_1(\theta_U) = 0$ та $\frac{d\theta}{dZ} = -\frac{1}{Z_u \theta_u}$ при $\theta = \theta_u$ отримаємо:

$$1 + \beta\lambda_1(\theta) = -\frac{dZ}{d\theta} \left[Z_u \theta_u + \int_{\theta_U}^{\theta} Z(\theta) d\theta \right]$$

Так як $Z = Z_U$ при $\theta = \theta_U$ отримаємо: $Z(\theta) = Z_U - \int_{\theta_U}^{\theta} \frac{1 + \beta\lambda_1(x)}{Z_u \theta_u + \int_{\theta_U}^x Z(s) ds} dx$

де: $\lambda_1(\theta)$ - зростаюча функція $\lambda_1(\theta) \square 1$

$Z(\theta)$ - спадна функція зі зростанням θ при цьому $Z(1) = 0$

Ведемо позначення $Z(\theta) > Z_u R(\theta)$, де $R(\theta)$ спадна функція при цьому $R(\theta_u) = 1$, $R(1) = 0$

Для визначення $R(\theta)$ використаємо рівняння: $Z_u R(\theta) = 1 - \frac{1}{Z_u^2} \int_{\theta_U}^{\theta} \frac{1 + \beta\lambda_1(x)}{\theta_u + \int_{\theta_U}^x R(s) ds} dx$

Оскільки $R(1) = 0$, а $R(\theta) > 0$ то $1 - \frac{1}{Z_u^2} \int_{\theta_U}^1 \frac{1 + \beta\lambda_1(x)}{\theta} dx < 0$

Оскільки $R(1) = 0$, а $R(\theta) < 1$ то $1 - \frac{1}{Z_u^2} \int_{\theta_U}^1 \frac{1 + \beta\lambda_1(x)}{x} dx > 0$

Отримані залежності визначають кількісну оцінку поведінки величини Z_U .

До складу співвідношення (8) входить функція $\psi^2(\rho)$ - фактор інтенсифікації напружень, що визначається експериментально. Про неї відомо, що вона монотонно зростає із зростанням густини та $\psi(1) = 0$.

Представимо її у вигляді : $\psi^2(\rho) = \frac{(1+\rho)(2+\rho^2)}{6(2-\rho^2)}$

Відносно залежності σ_s від температури відомо, що функція спадна. Тому можна представити у вигляді $\sigma_s^2 = \sigma_{s0}^2(1-\gamma T)$.

При використанні безрозмірної температури θ залежність визначається співвідношенням $\sigma_s^2(\theta) = \sigma_{s0}^2 [(1-\gamma T_0) - \gamma_1 \theta]$

де: $\gamma_1 = \gamma(T_1 - T_0)$

Тоді, при прийнятій апроксимації функції $\psi(\rho)$ отримаємо:

$$\frac{9f_2^2(\rho_1) + 4f_1^2(\rho_1)}{9} = \frac{1}{6(1-\rho)}$$

Рівняння визначення густини як функції температури та тиску набуде вигляду:

$$\frac{1}{6(1-\rho)} = \frac{P^2}{\sigma_{s0}^2 [(1-\gamma T_0) - \gamma_1 \theta]}$$

або $\rho = 1 - \frac{\sigma_{s0}^2}{6P^2} [(1-\gamma T_0) - \gamma_1 \theta]$

Температура початку ущільнення θ визначається співвідношенням :

$$\rho = 1 - \frac{\sigma_{s0}^2}{6P^2} [(1-\gamma T_0) - \gamma_1 \theta_u]$$

Тоді вираз для залежності густини від безрозмірної температури можна представити співвідношенням:

$$\rho = \rho_0 + \gamma_1(\theta - \theta_u) \text{ при } \theta > \theta_u \tag{19}$$

$$\rho = \rho_0 \text{ при } \theta < \theta_u$$

Використовуючи (9) та (19) отримаємо наступну залежність для коефіцієнту теплопровідності:

$$\lambda = \lambda_0 [1 + \beta(\theta - \theta_u)] \tag{20}$$

де: $\beta = \left(\frac{\lambda_m}{\lambda_0} - 1 \right) \frac{\gamma_1}{1 - \rho_0}$ □ 1

Тоді використовуючи автомодельний характер рішення рівняння для визначення $\theta(Z)$ (13) набуде вигляду:

$$-Z \frac{d\theta}{dZ} = \frac{d}{dZ} [1 + \beta(\theta - \theta_u)] \frac{d\theta}{dZ}$$

з умовами : $\theta = \theta_u, \frac{d\theta}{dZ} = -\theta_u \frac{e^{\frac{Z_u^2}{2}}}{\int_{z_u}^{\infty} e^{-\frac{y^2}{2}} dy}$ при $Z = Z_u$

$$\theta = 1 \text{ при } Z = 0$$

Для подальших досліджень зручно ввести величину $\theta_1 = \theta - \theta_u$. Позначимо $\theta^* = 1 - \theta_u$. Варто відмітити, що для процесу ГП є характерним значення $q = \frac{1 - \theta_u}{\theta_u} < 1$. Замість невідомої функції $\theta_1(Z_1)$ будемо шукати зворотну функцію $Z(\theta_1)$. Згідно (16) отримаємо

$$-Z = \frac{d}{d\theta_1} \left(\frac{1 + \beta\theta_1}{\frac{dZ}{d\theta_1}} \right) \tag{21}$$

з умовами :

$$Z = Z_u, \quad \frac{dZ}{d\theta_1} = -\frac{1}{\theta_u Z_u} \text{ при } \theta_1 = 0$$

$$Z = 0 \text{ при } \theta_1 = \theta^*$$

Інтегруючи (21) отримаємо : $1 + \beta\theta_1 = -\frac{dZ}{d\theta_1} \left[H + \int_0^{\theta_1} Z(S) dS \right]$

Так як $\frac{dZ}{d\theta_1} = -\frac{1}{\theta_u Z_u}$ при $\theta_1 = 0$ то отримаємо: $1 + \beta\theta_1 = -\frac{dZ}{d\theta_1} \left[\theta_u Z_u + \int_0^{\theta_1} Z(S) dS \right]$

Представимо $Z(\theta_1)$ у вигляді $Z(\theta_1) = Z_u X(\theta)$. Тоді для визначення $X(\theta)$ отримаємо рівняння:

$$1 + \beta\theta_1 = -Z_u^2 \left[\theta_u + \int_0^{\theta_1} Z(S) dS \right] \frac{dX}{d\theta_1} \quad (22)$$

з умовами $X(0) = 1, \frac{dX(0)}{d\theta_1} = -\frac{1}{\theta_u Z_u^2}, X(\theta^*) = 0$

Розглянемо рішення у вигляді ряду $X(\theta_1) = \sum_{n=0}^{\infty} a_n \left(\frac{\theta_1}{\theta^*} \right)^n$

Отримаємо : $1 + \beta\theta_1 = -Z_u^2 \left(\theta_u \sum_{n=0}^{\infty} n a_n \frac{\theta_1^{n-1}}{\theta^{*n}} \right) - Z_u^2 \left(\sum_{n=0}^{\infty} n a_n \frac{\theta_1^{n-1}}{\theta^{*n}} \right) \left(\sum_{n=0}^{\infty} \frac{a_n}{n+1} \frac{\theta_1^{n+1}}{\theta^{*n}} \right)$

Згідно початкових умов отримаємо $a_0 = 1, a_1 = -\frac{\theta^*}{\theta_u Z_u^2}$

Прирівнявши коефіцієнти при однакових степенях θ_1 отримаємо $-Z_u^2 \theta_u \frac{2a_2}{\theta^{*2}} - Z_u^2 \frac{a_0 a_1}{\theta^*} = \beta$

Так як $\beta \ll 1, a_1 \leq 1$ то $a_2 = -\frac{\beta \theta^{*2}}{2Z_u^2 \theta_u}$. При $n > 1$ отримаємо

$$\frac{-Z_u^2 \theta_u (n+1) a_{n+1}}{\theta^{*2}} - Z_u^2 \frac{1}{\theta^{*n}} \sum_{i=0}^n \frac{i}{n+1-i} a_i a_{n-i} = 0.$$

Тоді для $n > 1$ отримаємо рекурентну формулу $a_{n+1} = -\frac{\theta^*}{n+1} \sum_{i=0}^n \frac{i}{n+1-i} a_i a_{n-i}$

Обмежившись трьома членами ряду та нехтуючи малими високо порядку

$$Z(\theta_1) = a_0 + a_1 \theta + a_2 \theta^2 \approx 1 - \frac{\beta \theta^*}{2Z_u^2} \left(\frac{\theta^*}{\theta_u} \right) \left(\frac{\theta_1}{\theta^*} \right)^2$$

З умови $Z(\theta^*) = 0$ отримаємо $Z_u^* \approx \sqrt{\beta \theta^*} \sqrt{\frac{\theta^*}{2\theta_u}}$

Для чотирьох членів ряду $Z(\theta_1) \approx 1 - \frac{\beta \theta^*}{2Z_u^2} \left(\frac{\theta^*}{\theta_u} \right) \left(\frac{\theta_1}{\theta^*} \right)^2 + \frac{\beta \theta^*}{3Z_u^2} \left(\frac{\theta^*}{\theta_u} \right)^2 \left(\frac{\theta_1}{\theta^*} \right)^3$

$$Z_u = \sqrt{\beta \theta^*} \sqrt{\frac{\theta^*}{2\theta_u}} \sqrt{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{\theta^*}{\theta_u} \right)}$$

Для п'яти членів розкладу $Z(\theta_1) \approx 1 - \frac{\beta \theta^*}{2Z_u^2} \left(\frac{\theta^*}{\theta_u} \right) \left(\frac{\theta_1}{\theta^*} \right)^2 + \frac{\beta \theta^*}{3Z_u^2} \left(\frac{\theta^*}{\theta_u} \right)^2 \left(\frac{\theta_1}{\theta^*} \right)^3 + \frac{\beta \theta^*}{4Z_u^2} \left(\frac{\theta^*}{\theta_u} \right)^3 \left(\frac{\theta_1}{\theta^*} \right)^4$

$$Z_u = \sqrt{\beta \theta^*} \sqrt{\frac{\theta^*}{2\theta_u}} \sqrt{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{\theta^*}{\theta_u} \right) + \frac{1}{2} \left(\frac{\theta^*}{\theta_u} \right)^2}$$

Отримані співвідношення мають повільну збіжність проте є достатніми для якісного аналізу.

Варто відмітити, що якщо обмежитись трьома членами розкладу та нехтуючи малими високо порядку отримаємо

$$Z(\theta_1) \approx 1 - \frac{\theta_1^2}{\theta^{*2}} \quad Z_u = \sqrt{\beta\theta} \sqrt{\frac{\theta^*}{4\theta_u}}$$

Чисельний аналіз результатів. Будемо вважати, що товщина шару h , а підігрів та стиск відбувається з обох торців. Поведінку шару розглядаємо в Лагранжевій системі координат (6).

Нехай Z – початкове положення відповідної точки. Для визначення температури використаємо рівняння теплопровідності:

$$C_v \rho_0 \frac{\delta T}{\delta t} = \frac{\delta}{\delta Z} \lambda(\rho) \frac{\rho}{\rho_0} \frac{\delta T}{\delta Z} \quad 0 \leq x \leq h$$

З початковими умовами при $t = 0$: $T = T_0$ $0 \leq x \leq h$ та граничними умовами $T = T_1$ $x = h$; $\frac{\delta T}{\delta x} = 0$ $x = 0$.

Вважаємо, що на торцях розміщено напруження $\sigma_x = -F(Z)$. Тоді густина визначається рівнянням $\sigma_x^2 = \sigma_s^2 \frac{(9f_2^2 + 4f_1^2)}{9}$

$$\text{Розглянемо випадок коли } \sigma_s^2(T_1) \frac{9f_2^2(\rho_0) + 4f_1^2(\rho_0)}{9} < F^2 < \sigma_s^2(T_0) \frac{9f_2^2(\rho_0) + 4f_1^2(\rho_0)}{9}$$

Дана нерівність характеризує те, що прикладених зусиль достатньо для деформації нагрітої частини шару, в той час як холодна частина залишається недеформованою.

Позначимо температуру при якій відбувається процес деформації T_{ij} , що визначається співвідношенням $\sigma_s^2(T_U) \frac{9f_2^2(\rho_0) + 4f_1^2(\rho_0)}{9} = F^2$

Межа деформованого шару $\eta(t)$ визначається співвідношенням $T(\eta, t) = T_U$

Тоді $\rho = \rho_0$ при $x < h$ та ρ визначається рівнянням $\sigma_x^2 = \sigma_s^2 \frac{(9f_2^2 + 4f_1^2)}{9}$ як функція температури при $\eta < x < h$.

Згідно (10) для якісного аналізу прийемо наближено $\frac{9f_2^2 + 4f_1^2}{9} \approx \frac{1}{6(1-\rho)}$

Для чисельного розрахунку будемо вважати: $\lambda(\rho) = \lambda_0 \left[1 + \beta \left(\frac{\rho - \rho_0}{1 - \rho_0} \right) \right]$ $\sigma_s(T) = \sigma_0 e^{-\gamma\theta}$

Застосуємо безрозмірні змінні $hy = x$, $\theta = \frac{T - T_0}{T_1 - T_0}$, $\tau = \frac{\lambda_0 t}{C_m h^2}$

Для розрахунку були вибрані наступні параметри: $\gamma = 3.47$, $\frac{\sigma_0}{F} = 13.87$ $\beta = 100$.

Це відповідає густині $\rho = 0.9$ при $\theta = 1$ та початковій густині $\rho_0 = 0.6$ при $\theta = 0, 6$

Розподіл густин при різних значеннях безрозмірного τ наведено на рис 1

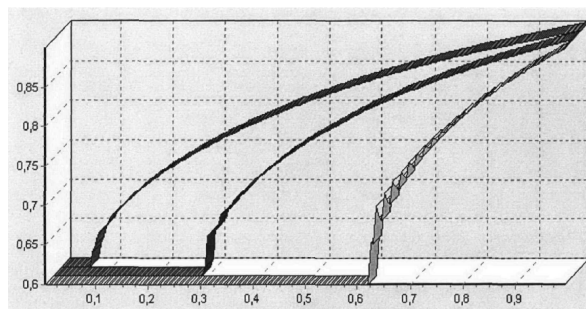


Рис. 1. Розподіл густини

Висновки. Варто відмітити, що результати розрахунку демонструють області з високим градієнтом густини. Це пов'язано з тим, що при підвищенні температури відбувається зменшення границі текучості, наслідком якого є ущільнення матеріалу. Це в свою чергу збільшує коефіцієнт

теплопровідності. В результаті ми спостерігаємо аналог руху фронту ущільнення матеріалу. Закон руху зони ущільнення наближається до змінної $\sqrt{\tau}$, що співпадає з теоретичними оцінками.

1. Друянов Б.А. Прикладная теория пластичности пористых тел / Друянов Б.А. – М.: Машиностроение, 1989.
2. Скороход В.В. Реологические основы теории спекания / Скороход В.В. – Киев. Наукова думка. 1972 – 152 с.
3. Штерн М.Б. Феноменологические теории прессования порошков / Штерн М.Б., Сердюк Г.Г., Максименко Л.А., и др. – Киев. Наукова думка. 1982. – 140 с.
4. Перельман В.Е. Деформирование порошковых материалов. / Перельман В.Е. – М. Metallurgia. 1979. – 232 с.
5. Подстригач Я.С. Термоупругость тел неоднородной структуры. Подстригач Я.С., Ломакин В.А, Коляно Ю.М. – М.: Наука, 1984. – 378 с
6. А.В.Пономарев. Осадка пластически сжимаемого слоя в условиях неоднородного температурного поля. / А.В.Пономарев, В.А.Головешкин, В.А.Андрущенко, Н.Н.Холин – Материалы V Российской конференции с международным участием “Смешанные задачи механики деформируемого тела”, Саратов, 23-25 августа 2005г, – с. 260-263
7. А.В.Пономарев. Аналитическое исследование одномерного процесса горячего изостатического прессования в условиях неоднородного нестационарного температурного поля. / А.В.Пономарев – Сборник трудов VIII международной научно-практической конференции “Фундаментальные и прикладные проблемы приборостроения, информатики и экономики”, Сочи, 3-6 октября 2005г. – с. 89-95.
8. Грин Р. Дж. Теория пластичности пористых тел. / Грин Р. Дж. – Механика. – 1973. – № 4. – С. 109 – 120.
9. D.P. Delo. Modeling of Hot Isostatic Pressing and Hot Triaxial Compaction of Ti-6Al-4V Powder / D.P. Delo, R.E. Dutton, S.L. Semilatin, H.R. Pichler – Acta mater. Vol 47. No 9. pp 2841-2852. – 1999.
10. Semilatin S.L. (Wright Laboratory Materials Directorate, W.L/ MLLN, Wright-Patterson AFB OH 45433 UES, Inc. / Semilatin S.L., R.E. Dutton and R.L. Goetz – "A simple Analysis of the Hot Consolidation of Metal-Matrix Composite Panels from Tape-cast Monotape Layups". Scripta Materialia. Vol. 35. No 7. pp. – 855-860. – 1996.

Стаття надійшла до редакції 26.04.2013

УДК 621.891:539.375(043.2)

**И.Ф. Кравченко, В.Г. Ананьев, П.А. Колесник, А.Б. Единович,
А.Ф. Аксёнов, А.У. Стельмах**

УВЕЛИЧЕНИЕ РЕСУРСА РЕДУКТОРОВ ГТД С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ДВУХФАЗНОЙ МАСЛОВОЗДУШНОЙ СМЕСИ

Лабораторные исследования, стендовые испытания и эксплуатация восьми двигателей с конструкторскими доработками по организации смазки масловоздушной смесью показали, что ресурс осей сателлитов передних редукторов двигателей ТВЗ-117ВМА-СБМ1 повысился более чем в 7 раз, а признаки их выкрашивания не обнаруживались, редукторы работают надёжно и устойчиво.

Ключевые слова: трение, масловоздушная смесь, редуктор, ресурс, давление, граничные слои.

Рис.5. Лит. 9.

І.Ф. Кравченко, В.Г. Ананьєв, П.А. Колесник, А.Б. Єдінович, О.Ф. Аксьонов, О.У. Стельмах ЗБІЛЬШЕННЯ РЕСУРСУ РЕДУКТОРІВ ГТД З ВИКОРИСТАННЯМ ДВОФАЗНОЇ МАСЛОВОЗДУШНОЇ СУМІШІ

Лабораторні дослідження, стендові випробування та експлуатація восьми двигунів з конструкторськими доработками з організації мащення маслоповітряною сумішшю показали, що ресурс осей сателітів передніх редукторів двигунів ТВЗ-117ВМА-СБМ1 підвищився більш ніж у 7 разів, а ознаки їх викривування не виявлялися, редуктори працюють надійно і стійко.

Ключові слова: тертя, масловоздушная суміш, редуктор, ресурс, тиск, граничні шари.

I. Kravchenko, V. Ananov, P. Kolesnik, A. Yedinovich, A. Aksenov, O. Stelmah EXTENDING THE GEAR GTE MASLOVOZDUSHNOYI USING TWO-PHASE MIXTURE

Laboratory studies, bench testing and maintenance of design-eight engine with modifications of lubrication maslopoivtryanoyu mixture showed that resource satellites make the front gear engines TV3-117VMA-SBM1 increased more than 7 times, and signs of chipping is not detected, reducers work reliably and consistently.

Keywords: friction, Air-oil mixture, reducer, resource pressures, boundary layers.

Постановка проблемы. Разработка, конструирование и организация производства новых серийных авиационных летательных аппаратов требует значительных материальных затрат. Поэтому при создании нового летательного аппарата всегда рассматривается возможность использования в его составе серийно выпускаемых агрегатов, которые хорошо зарекомендовали себя в эксплуатации и по техническим характеристикам соответствуют предъявляемым требованиям в составе нового изделия. При создании новых типов самолётов Ан-140, Ан-148 и Ан-158 в КБ «Ивченко-Прогресс» разрабатывались двигатели ГТД ТВЗ-117ВМА-СБМ1 и Д-436-148 на базе существующих ТВЗ-117ВМА и Д-436.

Для обеспечения нормального теплового режима работы подшипников качения роторов и редукторов ГТД и ВСУ [1] традиционно применяется система смазки и охлаждения с прокачкой десятков и сотен литров в минуту, в то время как на полное смазывание поверхностей трения требуются миллилитры масла [2]. В работах [3, 4] указывается, что потери на трение в подшипниках, смазываемых масляным туманом, существенно (до трех раз) снижаются, хотя интенсивность теплоотвода в воздушно-масляную смесь также уменьшается. Из этого следует, что охлаждающая жидкая (однофазная) смазочная среда в трибоконтакте, обеспечивая теплоотвод от него, в условиях фрикционного взаимодействия поверхностей одновременно является источником тепловыделения.

Известное повышение износостойкости и ресурса высокооборотных трибосистем качения при уменьшении количества смазочного материала, подаваемого в зону контакта в виде масловоздушной смеси, не находит своего однозначного объяснения с позиции известных теорий, гипотез и положений о трении и изнашивании. Общепризнанная эластогидродинамическая (ЭГД) теория смазки [5...8] включает в себя ряд положений, исходя из которых, для повышения ресурса трибосистем необходимо реализовывать обильное смазывание контакта и избегать возможности возникновения режима масляного голодания. При этом эксплуатация высокоскоростных трибосистем качения и скольжения показала, что в ряде случаев обильное смазывание ЭГД-контакта приводит к интенсивному изнашиванию поверхностей, их выкрашиванию или термическому разрушению. Увеличение расхода смазочного материала для обеспечения интенсивного теплоотвода от ЭГД-контакта оказалось малоэффективным, а в ряде случаев - пагубным.

Изложение основного материала статьи. В 2007 году была выдвинута гипотеза о компрессионно-вакуумной природе трения [9], исходя из которой, в ЭГД-контакте протекают значительно более сложные процессы, чем взятые за основу в эластогидродинамической теории смазки. Основным положением этой гипотезы является самопроизвольное возникновение относительно минимального зазора каждого элементарного трибоконтакта двух характерных областей – конфузурной (КО) и диффузорной (ДО). Установлено, что адгезионное изнашивание поверхностей в трибоконтактах скольжения и качения локализуется в ДО контактов, где возникает высокий вакуум, десорбция граничных слоев, повышение фактических контактных напряжений, т.е. условия квазисухого трения.

Применительно к трению качения, гидродинамические процессы в граничных слоях протекают аналогично трению скольжения, лишь с той разницей, что в КО градиент давления понижается, а в ДО степень разрежения повышается. На рис. 1 показана схема возникновения области повышенного ($+\Delta P$ в КО) и пониженного ($-\Delta P$ в ДО) давления в граничных слоях смазки (ось P_{oc}) и векторы вторичных возвратных течений смазки: компрессионных v_k и вакуумных v_v , направленных противоположно набегающим смазочным слоям при давлении окружающей среды равному атмосферному $P_{атм.}$ (пересечение осей x и P_{oc}) и распределение давлений смазочного слоя на поверхности ролика. Пунктиром показано распределение упругих контактных напряжений по Г. Герцу без смазки, в среде воздуха (зазор – условный).

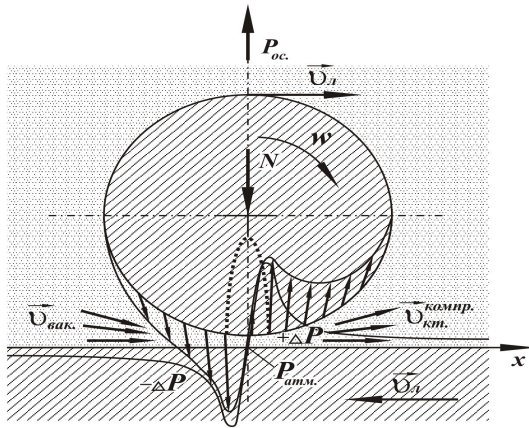


Рис. 1. Схематическое возникновение компрессионных и вакуумных гидродинамических процессов в граничных слоях смазки при трении качения ролика по кольцу

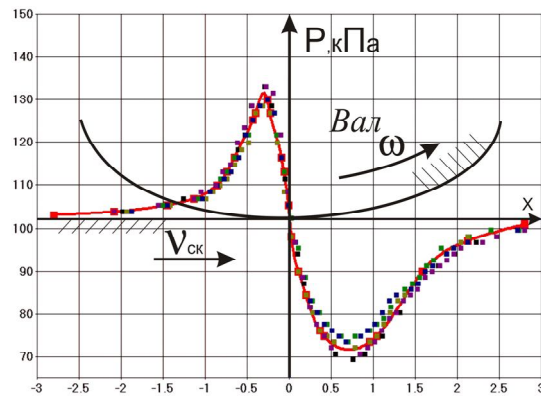


Рис. 2. Распределение давления в контактной области при качении вала с проскальзыванием при скорости скольжения $V = 0,251$ м/с и сканирования $V_{ск} = 0,00036$ м/с в направлении вращения вала

В КО каждого контакта повышается давление в граничных слоях смазки, вызванное не только вязким трением, но и возникающим возвратным течением (рис. 2). В этой области при высоких скоростях трение происходит между набегающими с движущейся поверхностью слоями граничной смазки и слоями вторичного возвратного течения, вызванного градиентом давлений в сужающейся зоне трибоконтакта. По сути реализуются два взаимообусловливаемых встречных течения Куэтта и Пуазейля. Их трение приводит к повышению температуры в предконтактных конфузурных областях (рис. 3, а). При этом установлено, что в ДО всегда возникает газоздушная полость, генерирующая и обогащающая смазочную среду микро- и нанобузырьками (рис. 3, б), которые, поступая в КО, играют роль высоко-сжимаемой фазы, что уменьшает трение граничных слоев и теплообразование в них.

Если наблюдать за качением ролика по кольцу по схеме, представленной на рис. 1, когда контакт относительно наблюдателя неподвижен, то в конфузурной области набегающие с движущимися поверхностями ролика и дорожки кольца потоки, по мере приближения к минимальному зазору, будут встречать сопротивление вторичных течений, направленных противоположно движению. При этом через минимальный зазор в соответствии с физическим

законом сохранения количества вещества, смазка пройдёт в количестве, не превышающем имеющегося вещества в зоне максимальных контактных напряжений, где граничные слои максимально упруго деформированы. В диффузорной области контакта будет происходить разрежение прошедших через минимальный зазор слоёв смазки, понижение в них давления относительно давления окружающей среды, например атмосферного. Как следствие, здесь вторичные вакуумные течения будут направлены из среды в контакт и также против движения. Соответственно на ролик будут действовать давления сжатых и разреженных слоев смазки, как показано на рис. 1, в виде эпюры давлений.

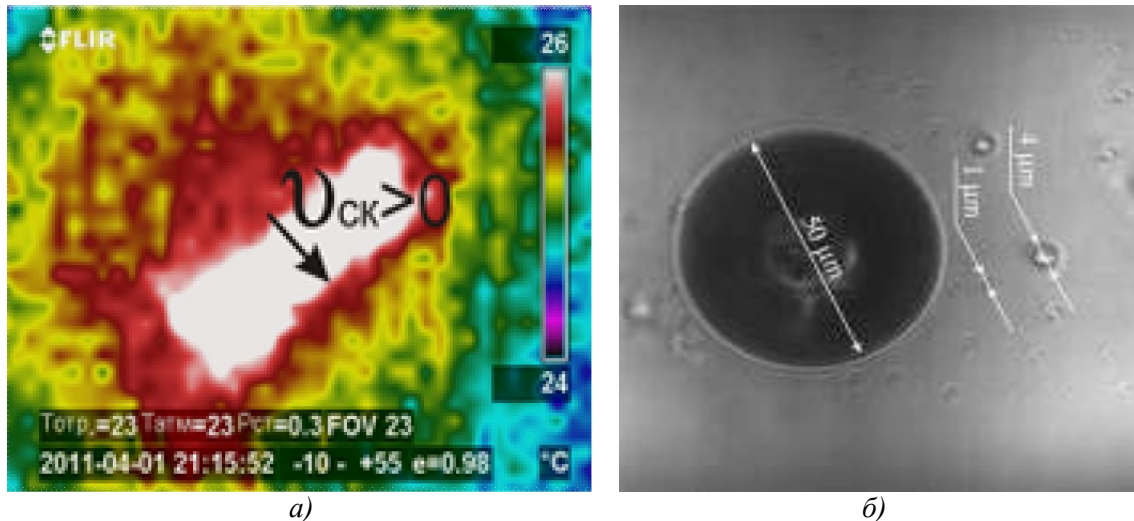


Рис. 3 – Повышение температуры в предконтактной области (а) и микропузырьки в масле ИПМ-10 после длительного трения скольжения (3 часа) при осевой нагрузке 4 Н и линейной скорости 0,8 м/с, измеренные путем сканирования на ЛСДФМП (б)

Так как основным источником теплообразования в КО трибоконтактов является трение набегающих граничных и интенсивных возвратных течений смазочных слоев, то для улучшения теплового режима зоны контакта необходимо отказаться от обильного смазывания и применять масло-воздушную смесь, объемная вязкость и плотность которой существенно (на порядок) меньше, а коэффициент сжатия (на порядки больше), чем у базового масла. Это подтверждают лабораторные трибоиспытания, когда при трении в искусственно созданной масловоздушной среде ИПМ-10 степень сжатия и разрежения в КО и ДО областях контакта действительно уменьшалась (рис. 4), что, естественно, приводило к уменьшению силы трения, температуры и адгезионного изнашивания.

Эти и другие результаты лабораторных исследований, а также основные положения компрессионно-вакуумной гипотезы трения и изнашивания впервые рассматривались при решении проблем повышения ресурса подшипников сателлитов переднего редуктора двигателя ТВЗ-117ВМА-СБМ1, являющегося маршевым для самолетов Ан-140. Суть проблемы заключалась в следующем: так как в высокофорсированном двигателе ТВЗ-117ВМА-СБМ1 развиваются высокие температуры на опорах ротора, их смазку и охлаждение могут обеспечить только синтетические масла типа ИПМ-10. Прототипом переднего редуктора являлся редуктор двигателя АИ-24, в котором смазка подшипников сателлитов производилась путем подачи минерального моторного авиационного масла непосредственно на дорожки качения через соответствующие форсунки (рис. 5, а). Однако стендовые испытания показали крайне неудовлетворительные результаты: после 400-часовых испытаний редукторов с радиальными зазорами в подшипниках сателлитов 0,005...0,025 мм на беговых дорожках были выявлены дефекты, классифицированные как «усталостное выкрашивание», расположенные по всей длине контактного трения. Средняя наработка до возникновения таких дефектов, свидетельствующих о необходимости замены редуктора, составила 415 часов. При этом подвод масла ИПМ-10 оставался прежним – через те же две форсунки непосредственно на дорожку качения с расходом 1,2 л/мин. Недопустимо низкий ресурс редуктора стал одной из острых проблем при создании двигателей нового поколения

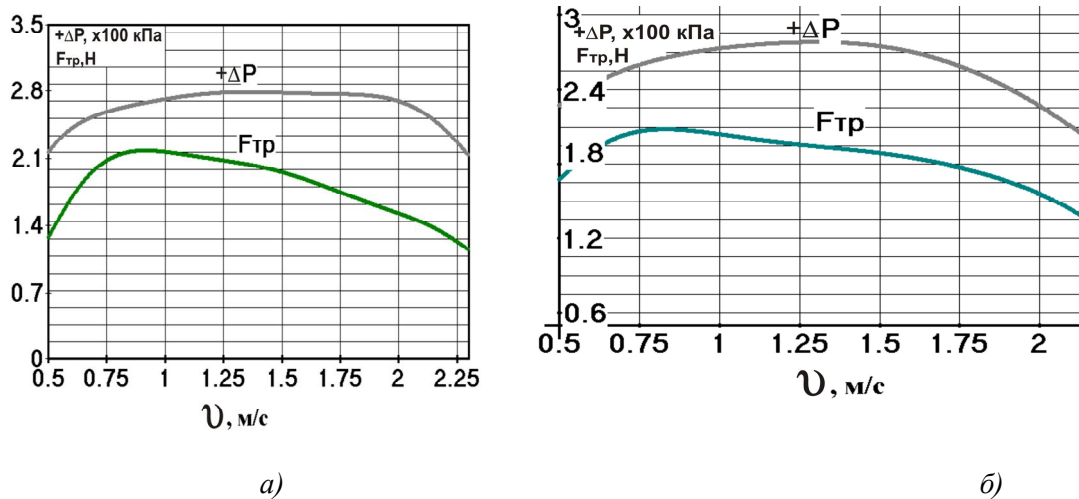


Рис. 4. Зависимость силы трения $F_{тр}$ и максимального избыточного давления ΔP от скорости линейного скольжения v при осевой нагрузке 4 Н через 1 мин. (а) и через 10 мин. (б) после выхода на установившийся режим

В ходе анализа результатов испытаний, мнения специалистов относительно возникшей проблемы разделились: одни, с позиций ЭГД-теории смазки, настаивали увеличить расход масла для более обильного смазывания и снижения теплонапряженности трибоконтактов путем более интенсивного отвода теплоты. Авторы, с позиций компрессионно-вакуумной гипотезы трения [9], предложили отказаться от подачи обильной смазки поверхностей трения, а смазывание производить двухфазной маслораздушной смесью, для чего форсунки разместили под венчиками сепараторов. Такая схема подачи масла позволила создать двухфазную среду ИПМ-10, обогащенную микро- и нанопузырьками путем барботажа быстро вращающимися поверхностями деталей подшипников. Использование такой двухфазной смазочной среды обеспечило уменьшение теплообразования в КО, а также степени разрежения - в ДО. При этом в ДО трибоконтактов уменьшится трибокавитация, которая также является источником теплоты и причиной усталостного и кавитационного разрушения поверхностей.

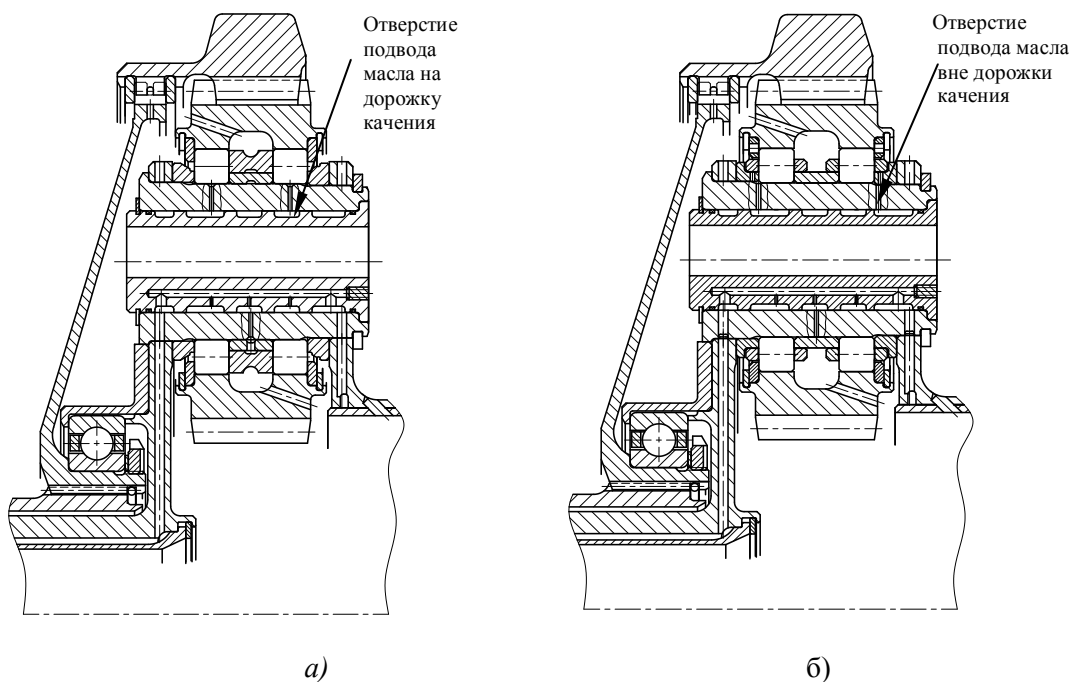


Рис. 5. Схема подвода смазки в подшипники главного редуктора двигателя ТВЗ-117ВМА-СБМ1: а) исходная конструкция; б) доработанная конструкция подшипника сателлита

Для реализации этой идеи была произведена конструкторская доработка (рис. 5, б) осей сателлитов роликовых подшипников переднего редуктора двигателя ТВЗ-117ВМА-СБМ1, а именно: масло, с тем же расходом, подавалось не на дорожки качения, а через каналы на торцы роликов. Это привело к естественному образованию двухфазной смазочной среды в виде масловоздушной смеси при больших частотах вращения (4000 об/мин) роликов и сепараторов сателлитов.

Проведенные стендовые испытания на ОАО «Мотор Сич» двигателей с серийными номерами 317001 и 317013 в течение 2007-2009 гг. подтвердили существенное повышение ресурса главных редукторов без признаков усталостного выкрашивания поверхностей качения осей сателлитов. Такая конструктивная доработка была внедрена на восьми двигателях ТВЗ-117ВМА-СБМ1. При их суммарной наработке более 5000 часов съёмов редукторов по дефекту выкрашивания осей сателлитов не было. Таким образом, методы повышения эффективности трибосистем, разработанные в рамках компрессионно-вакуумной гипотезы трения и изнашивания, в отличие от известных, находят свое применение при создании новой техники путем тесной кооперации научной лаборатории нанотриботехнологий НАУ и конструкторского бюро «Ивченко-Прогресс».

Выводы Лабораторные исследования, стендовые испытания и эксплуатация восьми двигателей с конструкторскими доработками по организации смазки масловоздушной смесью показали, что ресурс осей сателлитов передних редукторов двигателей ТВЗ-117ВМА-СБМ1 повысился более чем в 7 раз, а признаки их выкрашивания не обнаруживались, редукторы работают надёжно и устойчиво. Приведенные результаты исследований подтверждают справедливость компрессионно-вакуумной гипотезы трения и трибокавитационного механизма изнашивания, свидетельствуют об их научно-технической состоятельности на примере термонагруженных и высокоскоростных трибосистем современных ГТД, чем подтверждена их перспективность в машиностроительном комплексе.

1. Ковеза Ю.В., Никитин С.В., Пиеничных С.И. О решении тепловой задачи применительно к обычным и гибридным подшипникам качения газотурбинных двигателей. Ж. «Авиационно-космическая техника и технология», 2008, №10 (57). – С.132-135.
2. Демидович В.М. Исследование теплового режима подшипников ГТД.- М.: Машиностроение, 1978. – 172 с.
3. Основы теплопередачи в авиационной технике /Под ред. Кошкина В.К. – М.: Оборонгиз, 1960. – 389с.
4. Ли Сейрег. Расчет коэффициента трения в контактах скольжения и качения // Современное машиностроение. – 1989. – Серия Б, №12. – С. 148-152.
5. Kenneth C Luderma, Arbor A. Friction, wear, lubrication. A Textbook in
6. Tribology. – CRC Press, Inc. - Boca Raton, New York, London, Tokyo. – 1996. – 257 p.
7. Грубин А.Н. Основы гидродинамической теории смазки тяжело-нагруженных криволинейных поверхностей. – М.: Машгиз, 1949. – 150 с.
8. Петрусевич А.И. Основные выводы из контактно-гидродинамической теории смазки // Изв. АН СССР ОТН. – 1951, №2. – С. 209-223.
9. Солов В.А. Смазка машин и механизмов (Особенности смазки деталей дизелей) // Трение, износ, смазка. Том 11, №1, март 2009г. – С. 17.
10. Стельмах А.У. Компрессионно-вакуумный механизм адгезионного трения и изнашивания. – Деп. в ГНТБ Украины. - 07.07.2008, №109 – Ук 2008. – 28 с.

Стаття надійшла до редакції 26.04.2013.

УДК 519.863

Л.Ю. Крестьянполь
ІНФОРМАЦІЙНІ ТЕХНОЛОГІЇ В ПРОЕКТУВАННІ СИСТЕМИ ЗАХИСТУ
АЛКОГОЛЬНОЇ ПРОДУКЦІЇ

У роботі показано принципи побудови системної моделі, яка описує систему захисту пакування алкогольної продукції. Для цього побудовані матричні моделі опису елементів захисту і моделі опису їх зв'язків із елементами конструкції пакування. Проілюстровано на декількох прикладах використання системної моделі для аналізу ступеню захисту пакування.

Ключові слова: інформаційні технології, модель, продукції, системи захисту.

Рис. 6. Табл. 4. Літ. 3.

Л.Ю. Крестьянполь
ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В ПРОЕКТИРОВАНИИ СИСТЕМЫ ЗАЩИТЫ
АЛКОГОЛЬНОЙ ПРОДУКЦИИ

В работе показано принципы построения системной модели, описывающей систему защиты упаковки алкогольной продукции. Для этого построены матричные модели описания элементов защиты и модели описания их связей с элементами конструкции упаковки. Проиллюстрировано на нескольких примерах использование системной модели для анализа степени защиты упаковки.

Ключевые слова : информационные технологии , модели продукции , системы защиты .

L. Krestyanpol
INFORMATION TECHNOLOGY IN DESIGN SYSTEMS PROTECTION ALCOHOLIC
BEVERAGES

The paper shows the principles of the system model, which describes the system of protection packaging of alcoholic products. For this purpose built matrix models describe the security features and models describing their relations with the elements of design packages.

Shown on several examples using the system model to analyze the degree of protection and packaging.

Keywords: information technology, model, product protection.

Постановка задачі. Для забезпечення належного рівня захисту алкогольної продукції, виробники вводять у пакування різноманітні елементи захисту, починаючи від спеціального друку та закінчуючи певними конструктивними особливостями. Сукупність усіх цих елементів захисту та їх зв'язків із елементами конструкції пакування утворює систему захисту пакування. Кожен виробник знаходить для себе найбільш доцільний відносно ціни та ефективності набір захисних елементів. Однак, ці захисні елементи, вибрані достатньо хаотичним способом, не забезпечують оптимального співвідношення їх ціни та досягнутого ступеню захисту [1]. Таким чином для створення та спрощення пошуку оптимального набору захисних елементів було застосовано інформаційні технології.

Інформаційні технології — сукупність методів, виробничих і програмно-технологічних засобів, об'єднаних у технологічний ланцюжок, що забезпечує збирання, зберігання, аналіз і поширення інформації. Інформаційні технології призначені для зниження трудомісткості процесів використання інформаційних ресурсів.

Ціль інформаційних технологій є виробництво інформації для її аналізу людиною й прийняття на його основі рішення щодо виконання якоїсь дії.

В інформаційних технологія існує таке поняття як інформаційна безпека (information security) — збереження конфіденційності, цілісності та доступності інформації; крім того, можуть враховуватися інші властивості, такі, як автентичність, відстежуваність, неспростовність та надійність. Таким чином порушення або спотворення інформації яка міститься на пакуванні алкогольних напоїв можна вважати таким видом фальсифікації як інформаційна фальсифікація.

В свою чергу існує таке поняття як захист інформації (англ. Data protection), що представляє собою сукупність методів і засобів, що забезпечують цілісність, конфіденційність і доступність інформації за умов впливу на неї загроз природного або штучного характеру, реалізація яких може призвести до завдання шкоди власникам і користувачам інформації. Таким чином розглядаючи пакування алкогольних напоїв з точки зору інформаційної безпеки, головною вимогою до нього ставиться цілісність інформації, яку в подальшому не можливо модифікувати за допомогою стороннього втручання.

Принцип побудови системи захисту пакування алкогольних напоїв і формалізація її опису. Для вирішення цієї задачі нами застосовано системний підхід, суть якого полягає в тому, що загальний рівень захисту (R_z) формується як система.

Система захисту пакування в загальному випадку при її оцінюванні на основі системного підходу повинна включати опис множини захисних елементів та множини їх зв'язків із елементами конструкції пакування. Об'єднання окремих елементів захисту за допомогою певних зв'язків із елементами пакування та між собою утворює системний захист пакування.

Таблиця 1. Перелік захисних елементів пакування

№ п/п	Захисні елементи		Позначення
1	Індикатор відкриття		X_1
		Гвинтовий алюмінієвий ковпачок	X_1^1
		Ковпачок гуала з висувним дозатором	X_1^2
		Ковпачок гвинтовий полімерний з висувним патрубком	X_1^3
		Ковпачок гвинтовий полімерний з відривною стрічкою	X_1^4
		Ковпачок метало-полімерний	X_1^5
		Ковпачок типу «КАМЮ»	X_1^6
		Полімерний ковпачок з випадаючим сегментом	X_1^7
		Полімерний ковпачок з індикаторний червоним кільцем	X_1^8
Дозатор		X_1^9	
2	Спеціальний дизайн пляшки		X_2
3	Радіочастотна мітка		X_3
4	Лазерне датування		X_4
5	Ультрафіолетовий захист		X_5
6	Голографічний елемент		X_6
		2D голограма	X_6^1
		3D голограма	X_6^2
		Dot-Matrix голограма	X_6^3
		Юніграма	X_6^4
7	Спеціальний друк		X_7
		Високий	X_7^1
		Глибокий	X_7^2
		Орловський	X_7^3
		Ірисовий	X_7^4
		Термодрук	X_7^5
Мікродрук		X_7^6	
8	Спеціальне покриття		X_8
9	Тиснення		X_9
10	Приховані елементи		X_{10}
		Водяні знаки	X_{10}^1
		Магнітні нитки	X_{10}^2
		Люмінесцентні нитки	X_{10}^3
Приховані зображення		X_{10}^4	
11	Індивідуальний порядковий номер		X_{11}

Систему захисту пакування зручно описувати в вигляді матриці. В ній горизонтально розміщені захисні елементи пакування, що позначені як X_i , а по вертикалі - елементи конструкції пакування, які позначені E_j . На перетині елемента конструкції і захисного елемента вказується 1, якщо цей захисний елемент розташований на даному конструктивному елементі, або вказується 0 - в протилежному випадку.

Кількість варіантів системи захисту N , визначається як кількість комбінацій захисних елементів з яких можливо скласти систему захисту.

В таблиці 1 наведені захисні елементи які найчастіше використовуються виробниками з метою захисту пакування.

Кожен захисний елемент (x) може розміщуватись на трьох різних конструктивних елементах пляшки, як одночасно так і не повторюючись. Опишемо таку систему захисту пакування за допомогою графа зв'язків із трьома елементами конструкції пакування (пляшка - E_1 , закупорюючий засіб - E_2 , етикетка - E_3) та можливими захисними елементами (X), як це показано на рис. 1.

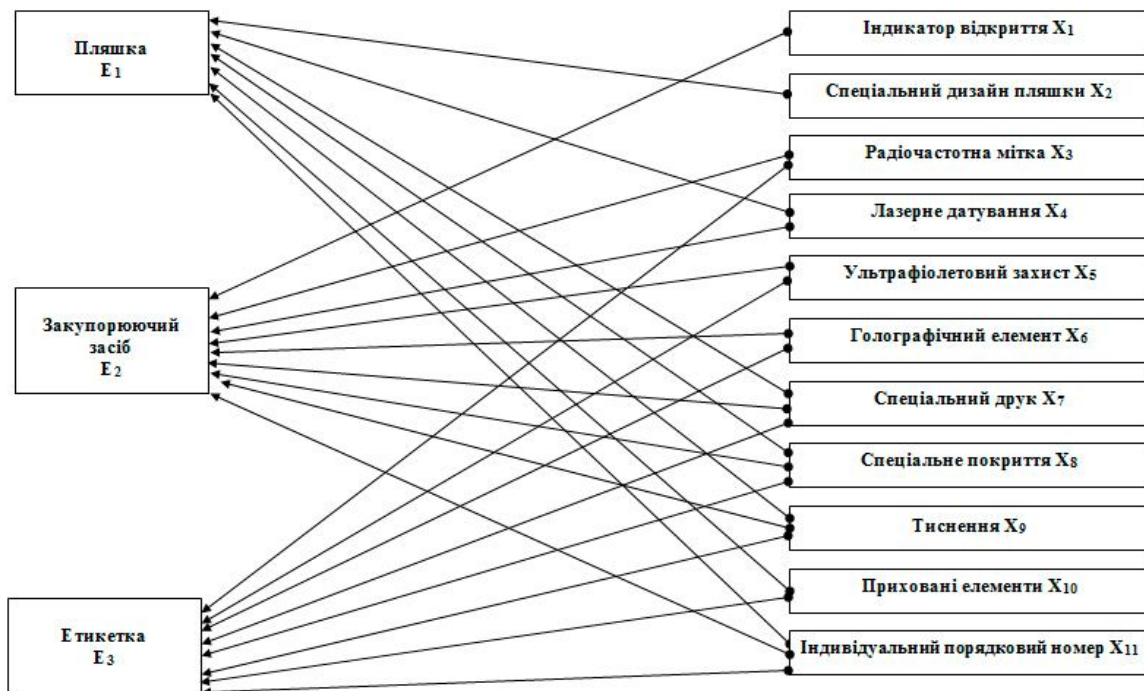


Рис. 1. Схема утворення системи захисту пакування за допомогою захисних елементів та їх зв'язків

Можливість розміщення захисних елементів на різних елементах пакування, утворює значну кількість захисних систем.

В свою чергу в табл. 2 та 3 наведено усі можливі варіанти розміщення елементів захисту (X) на пакуванні алкогольних напоїв ($E_1 - E_3$) та позначення зв'язків що утворилися.

Виділивши усі елементи захисту та конструктивні елементи пакування надається можливим розрахувати усі можливі варіанти системи захисту.

Розрахунок здійснювався на основі даних з табл. 2 для усіх 11 елементів захисту. В даній таблиці наведена система захисту, при якій усі без виключень елементи захисту розміщені на усіх можливих конструктивних елементах E , тобто повна система захисту. Загальна кількість елементів захисту розміщених на конструктивних елементах складає 24. При різних варіантах обмежених систем захисту кількість захисних елементів може коливатись від 1 до 24, також можливе варіювання з кількістю захисних елементів розміщених на один конструктивний елемент від 1 до 3[2].

Таблиця 2. Варіанти розміщення

	Елементи пакування			Універсальність
	E ₁	E ₂	E ₃	
x ₁		1		1
x ₂	1			1
x ₃		1	1	2
x ₄	1	1		2
x ₅		1	1	2
x ₆		1	1	2
x ₇	1	1	1	3
x ₈	1	1	1	3
x ₉	1	1	1	3
x ₁₀	1		1	2
x ₁₁	1	1	1	3

Таблиця 3. Позначення зв'язків

	Елементи пакування		
	E ₁	E ₂	E ₃
x ₁		E ₂ U _{x₁}	
x ₂	E ₁ U _{x₂}		
x ₃		E ₂ U _{x₃}	E ₃ U _x
x ₄	E ₁ U _{x₄}	E ₂ U _{x₄}	
x ₅		E ₂ U _{x₅}	E ₃ U _x
x ₆		E ₂ U _{x₆}	E ₃ U _x
x ₇	E ₁ U _{x₇}	E ₂ U _{x₇}	E ₃ U _x
x ₈	E ₁ U _{x₈}	E ₂ U _{x₈}	E ₃ U _x
x ₉	E ₁ U _{x₉}	E ₂ U _{x₉}	E ₃ U _x
x ₁₀	E ₁ U _{x₁₀}		E ₃ U _x
x ₁₁	E ₁ U _{x₁₁}	E ₂ U _{x₁₁}	E ₃ x ₁₁

Таким чином загальна кількість варіантів системи захисту розраховується за виразом:

$$N = 24 + 1 + C_{24}^2 + C_{24}^3 + C_{24}^4 + \dots + C_{24}^{24} = 16777191$$

де: n – кількість варіантів системи захисту,

C – кількість сполучень.

Результати обчислень кількості варіантів системи захисту наведені в таблиці 4.

Таблиця 4. Результати обчислень кількості варіантів системи захисту

Кількість елементів захисту	Кількість варіантів розміщення елементів захисту	Кількість варіантів розміщення елементів захисту (log)
2	276	2,44
3	2024	3,31
4	10626	4,03
5	42504	4,63
6	134596	5,13
7	735471	5,54
8	735471	5,87
9	1961256	6,12
10	1961256	6,29
11	2496144	6,4
12	2704156	6,43
13	2496144	6,4
14	1961256	6,29
15	1307504	6,12
16	735471	5,87
17	346104	5,54
18	134596	5,13
19	42504	4,63
20	10626	4,03
21	2024	3,31
22	276	2,44
23	24	1,38
24	1	0

На основі цих даних (табл.4) побудовано графік залежності логарифму можливої кількості варіантів системи захисту від використаної кількості елементів захисту (рис.2).

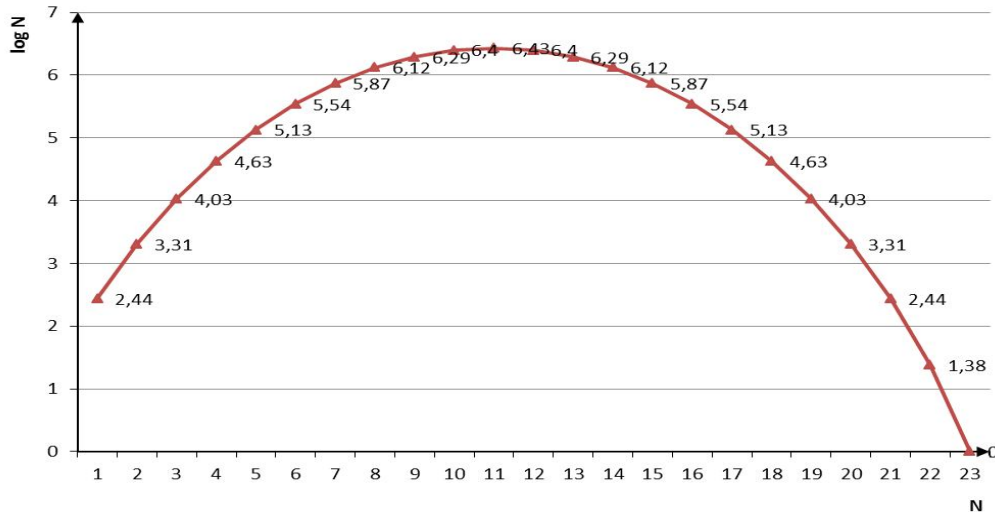


Рис. 2. Залежність варіантів побудови системи захисту від кількості використаних елементів захисту

Розробка кількісного показника ступеню захисту пакування. Розв'язання задачі знаходження оптимального ступеню захисту вимагає використання кількісного показника, що описує ступінь захисту, для порівняння між собою різних систем захисту з метою вибору кращої. Нами запропоновано використати узагальнений показник ступеню захисту одним елементом R_i , який складається з величини ступеню захисту, внесеного i – тим захисним елементом r_i , та величиною ступеню захисту, внесеного місцем його розташування, тобто:

$$R_i = r_i + K_e \times r_i$$

де: R_i – узагальнений показник ступеню захисту пакування одним елементом,

r_i – показник ступеню захисту окремого захисного елемента,

K_e – коефіцієнт важливості захисту, що визначається місцем розміщення захисного елемента, який показує на скільки може збільшуватись узагальнений показник ступеню захисту одним елементом R_i відповідно до місця розташування цього захисного елемента.

Враховуючи потребу нормування показника R_i від 0 до 1, введемо нормувальний коефіцієнт $\frac{1}{2}$, тобто:

$$R_i = \frac{1}{2} (r_i + K_e \times r_i)$$

Узагальнений показник ступеню захисту пакування одним елементом має таку важливу для математичної постановки задачі оптимізації властивість як адитивність. В цьому випадку показник ступеню захисту системи визначається сумою усіх показників ступеню захисту пакування одним елементом R_i , та розраховується за виразом:

$$R_{\Sigma} = R_1 + R_2 + R_n$$

де: R_{Σ} – ступінь захисту системи пакування,

R_1, R_n – узагальнений показник ступеню захисту пакування одним елементом $i=1-n$.

Проблема пошуку оптимальної системи захисту пакувань. Для знаходження оптимальної для заданих умов системи захисту пакування необхідно розглянути задачу оптимізації. Оптимізаційна задача може вирішуватися в двох варіантах постановки, а саме:

1. Задача 1 – знаходження найвищого рівня захисту R_{\max} при заданих економічних витратах на елементи захисту $C = \text{const}$.

2. Задача 2 – знаходження найдешевшого варіанту захисту C_{\min} при заданому рівні захисту $R = \text{const}$.

Це класична постановка задачі оптимізації. Інформаційні процедури оптимізації дозволяють здійснити пошук такого варіанту ступеню захисту R , який найбільшою мірою задовольняє умови задачі[3].

Формулювання постановки задачі оптимізації у разі використання одного з технічних параметрів R або одного з економічних параметрів C як критерію оптимізації можна представити у вигляді:

$$\begin{cases} F_1(X) = R \rightarrow \max; \\ C \leq C_{зад}, \end{cases}$$

або

$$\begin{cases} F_2(X) = R \rightarrow \min; \\ R \geq R_{зад}, \end{cases}$$

Тобто, в першому варіанті функцією мети є технічний параметр R , який максимізується, а економічний параметр C задається у вигляді граничної умови, а у другій постановці навпаки – економічний параметр C є функцією мети, а технічний параметр введений як гранична умова. На рисунку 6 наведено алгоритм розв'язання задачі оптимізації системи захисту алкогольної продукції.

На початковому етапі виконання алгоритму обчислення оптимальної системи захисту використовуються вихідні дані, що включають: 1) кількість та перелік елементів захисту; 2) значення r_i , та e_j для використовуваних елементів захисту.

На наступному етапі здійснюється вибір оптимізаційної задачі, яка може вирішуватися в одному із двох варіантів, а саме:

- Задача 1 – знаходження найвищого рівня захисту R_{max} при заданих економічних витратах на елементи захисту $C=const$.
- Задача 2 – знаходження найдешевшого варіанту захисту C_{min} при заданому рівні захисту $R=const$.

Далі здійснюється її розв'язання наступним чином:

1. При сталому параметрі загальної вартості ($C=const$) визначається можливі варіанти ступеню захисту R_i , які не повинні бути меншими за мінімальне граничне значення R_{min}
 2. При сталому параметрі ступеня захисту ($R=const$) визначаються можливі варіанти загальної вартості C_i , які не повинні перевищувати максимальне граничне значення вартості C_{max}
 3. З множини усіх отриманих варіантів вибирається максимальне значення ступеня захисту (R_{max}) при заданій вартості, або мінімальне значення вартості (C_{min}) при заданому рівні захисту.
- Даний алгоритм дозволяє вирішити оптимізаційну задачу у двох варіантах.

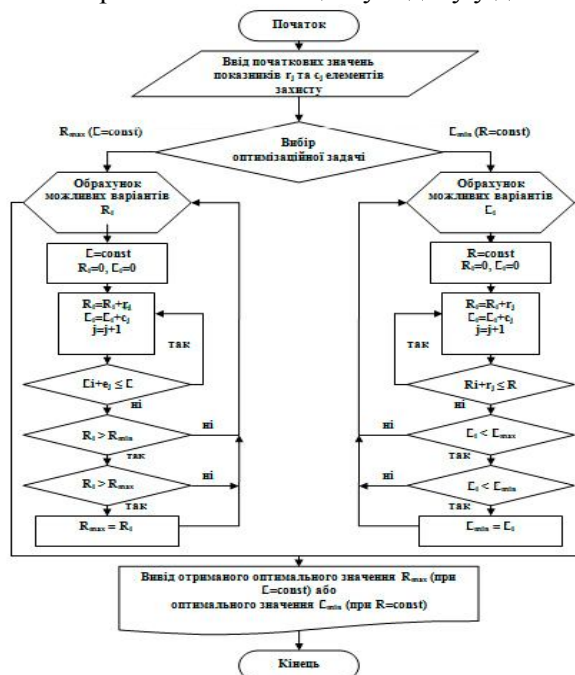


Рис. 6. Алгоритм розв'язання задачі оптимізації системи захисту алкогольної продукції

1. Системний підхід до створення системи захисту паковань дозволяє побудувати модель, що описує її структуру як поєднання елементів і їх зв'язків.
2. Отримана системна модель захисту пакування дозволить виробнику обґрунтовано підібрати найбільш підходящий набір захисних елементів та розмістити їх на пакуванні так, щоб оптимізувати ступінь захисту та вартість.
3. Виходячи із складності системи захисних елементів, її високої вартості та обмеженої надійності захисту, виникає оптимізаційна задача пошуку кращої системи захисту, яка може бути розв'язана впровадженням інформаційних технологій.

1. *Крестьянполь О.А., Крестьянполь Л.Ю.* Аналіз засобів захисту товарів від фальсифікації Наукові нотатки". Міжвузівський збірник. Вип. 23. – Луцьк: ЛНТУ, 2008, – С. 146-151.
2. *Крестьянполь Л.Ю.* Системний підхід до оптимізації захисту алкогольної продукції "Технологічні комплекси". Науковий журнал. Вип. № 1(7). – Луцьк: ЛНТУ, 2013, – С. 98-106.
3. *Курицкий Б.Я.* Оптимизация вокруг нас. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1989. – 144 с.: ил.

Стаття надійшла до редакції 26.04.2013.

УДК 621.134.5.004.63

Г.В. Кречковська, Ю.М.Ткачук, О.З. Студент
ВПЛИВ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОЇ ДЕГРАДАЦІЇ СТАЛЕЙ 20X13 ТА 34ХН3М НА ЇХ
ХАРАКТЕРИСТИКИ БАГАТОЦИКЛОВОЇ ВТОМИ

За кривими багатоциклової втоми показано, що деградація сталей 20X13 ТА 34ХН3М сильніше проявляється за випроб на повітрі, ніж у модельному корозивному середовищі, що зв'язали з вичерпуванням схильності сталей до окрихчення внаслідок експлуатації. При цьому інтенсивність впливу іншого чинника окрихчення (середовища) нівелюється. Фрактографічно показано, що в обох експлуатованих сталях межі зерен ослаблені, оскільки зародження втоми тріщини від гладкої поверхні в середовищі відбувалося в них за міжзеренним, а в неексплуатованих – за кризьеренним механізмом.

Ключові слова: експлуатаційна деградація, механізми руйнування, сталі лопаткового апарату парових турбін, втоми до довговічності.

Форм. 1. Табл. 3. Рис. 9. Літ. 12.

Г.В. Кречковська, Ю.М.Ткачук, О.З. Студент
ВЛИЯНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННОЙ ДЕГРАДАЦИИ СТАЛЕЙ 20X13 ТА 34ХН3М
НА ИХ ХАРАКТЕРИСТИКИ МНОГОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ

За кривими многоциклової усталості показано, що деградація сталей 20X13 ТА 34ХН3М сильніше проявляється при випробах на повітрі, ніж у модельній корозивній середовищі, що пояснили тим, що внаслідок експлуатації схильність сталей до окрихчення вичерпується. При цьому інтенсивність впливу іншого фактора окрихчення (середовища) нівелюється. Фрактографічно показано, що в експлуатованих сталях лопаток і диска межі зерен ослаблені, оскільки зародження усталостних тріщин від гладкої поверхні при випробах на многоцикловою усталість в середовищі відбувається в них за міжзеренним, а в неексплуатованих – за трансзеренним механізмом.

Ключевые слова: эксплуатационная деградация, механизмы разрушения, лопаточный аппарат паровой турбины, усталостная долговечность.

H. Krechkovska, Yu. Tkachuk, A. Student
THE EFFECT OF SERVICE DEGRADATION OF THE 20KH13 AND 34KH3M STEELS
ON ITS HIGH-CYCLE FATIGUE CHARACTERISTICS

Using high-cycle fatigue curves of the 20Kh13 and 34KhN3M steels was shown it's more sensitive to degradation after tests in air, than in the modellingcorrosive environment. This phenomenon can be explained by in service exhaustion of steel sensitivity to embrittlement. Using fractography analysis was proven that grain boundaries of exploited blades and disk are weakened, since fatigue cracks from smooth surface were initiated in environment by intergranular mechanism, but in virgin steels – by transgranular one.

Keywords: service degradation, fracture mechanisms, steam turbine blade set, fatigue durability

Постановка проблеми. Близько 90% потужностей теплової енергетики України потребує докорінного оновлення технологічного устаткування. Це в значній мірі стосується елементів лопаткового апарату парових турбін, руйнування яких спричиняє не лише економічні збитки, але і загрожує персоналу і довкіллю. Серед основних причин їх пошкодження називають зародження та поширення тріщин від вібрацій, високих статичних та циклічних навантажень, концентраторів напружень, фретинг- та корозійної втоми, кавітаційно-ерозійного зношування тощо. Слід брати до уваги також можливе погіршення цих та інших властивостей сталей в експлуатаційних умовах. З огляду на це інформація про вплив тривалої експлуатації конструкційних сталей елементів парових турбін на їх структуру та фізико-механічні властивості необхідна для подальшого обґрунтування їх роботоздатності та оцінювання залишкового ресурсу. Роботоздатність та залишковий ресурс елементів лопаткового апарату парової турбіни визначають такі основні чинники, як структура сталей, механічні та електрохімічні властивості, характеристики втоми. Тому для оцінювання стану тривало експлуатованих сталей важливо встановити закономірності зміни їх структури і вказаних властивостей.

Мета дослідження є оцінювання впливу тривалої експлуатації та модельного корозивного середовища на втоми характеристики сталей та механізми їх руйнування.

Об'єкт досліджень та використані методики. Досліджували сталі 20X13 (з лопаток 22-ої ступені парової турбіни К–100–90) та 34ХН3М (з обода диску цієї ж турбіни) після $3 \cdot 10^5$ год їх експлуатації. Для порівняння досліджували також властивості цих сталей у вихідному стані. Для цього заготовки зразків обох сталей попередньо термічно обробляли за режимами, рекомендованими для лопаток [1–3] і дисків [4] відповідно. Для гомогенізації та формування властивостей сталь 20X13 піддавали подвійній високотемпературній нормалізації за температури

1050°C та відпускали при 730°C протягом 3 год з охолодженням на повітрі. Сталь 34ХНЗМ теж нормалізували при 920°C впродовж 2 год та відпускали при 690°C протягом 3 год з охолодженням на повітрі. А після цього гартували в масло після 1 год витримування за температури 870°C з наступним відпуском при 650°C протягом 2 год.

Хімічний склад досліджених сталей у вихідному стані та після $3 \cdot 10^5$ год експлуатації в паровій турбіні наведено в табл. 1 та табл. 2.

Таблиця 1. Хімічний склад сталі 34ХНЗМ диска парової турбіни, мас. %.

Стан металу	C	Si	Mn	Ni	S	P	Cr	Mo	Fe
Вихідний стан	0,33	0,37	0,62	2,9	0,035	0,03	0,9	0,3	Решта
Після експл.	0,32	0,41	0,59	2,8	0,053	0,039	0,91	0,29	Решта

Таблиця 2. Хімічний склад сталі 20Х13 лопаток парової турбіни, мас. %.

Стан металу	C	Si	Mn	Ni	S	P	Cr	Mo	Cu	Ti	Fe
Вихідний стан	0,22	0,6	0,4	0,4	0,025	0,03	13,5	–	–	–	Решта
Після експлуатації	0,21	0,77	0,36	0,34	0,075	0,055	13,7	0,1	0,15	0,1	Решта

Основні механічні характеристики металу лопаток та диску парової турбіни у вихідному стані регламентовані нормативними документами [5, 6]. Ці вимоги наведено в табл. 3.

Таблиця 3. Механічні властивості металу лопаток та диску парової турбіни

	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	ψ , %	δ , %	KCU, кДж/м ²	НВ
Сталь 20Х13	666	490-657	50	18	686	207-241
Сталь 34ХНЗМ	≥ 813	686-882	≥ 35	≥ 13	$\geq 0,5$	340

Гладкі циліндричні зразки для випроб на багатоциклову втому виготовляли згідно ГОСТ 28841-80 (рис. 1 а). Зразки з експлуатованих сталей 20Х13 і 34ХНЗМ вирізали з пера лопаток та обода диску. Зразки зі сталей у вихідному стані виточували з пруткового прокату з припуском на шліфування 1,0 мм. Перед шліфуванням заготовки термічно обробляли за прийнятими для елементів лопаткового апарата парової турбіни режимами термічного оброблення, описаними вище. Для усунення слідів механічного шліфування і забезпечення високої збіжності отриманих результатів, робочу частину всіх зразків перед випробами полірували. Після цього зразки навантажували за схемою обертового згину з використанням симетричного циклу навантаження частотою 50 Гц на випробувальній машині ІМА-5 (рис. 1 б).

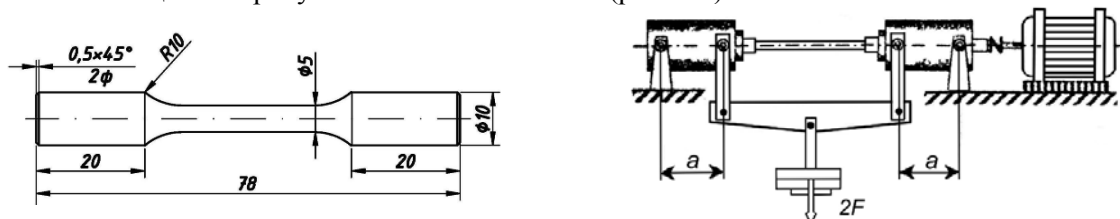


Рис. 1. Зразок (а) та схема установки ІМА-5 (б) для випроб на багатоциклову втому

Випроби провели за кімнатної температури на повітрі і в корозивному середовищі. За корозивне використали модельне середовище фірми Вестингауз. До його складу входили дистильована вода з додаванням 2000 мкг/кг NaCl, 5000 мкг/кг SiO₂, 2000 мкг/кг Na₂SO₄ і 2000 мкг/кг NaOH. Використана концентрація домішок в 100 разів перевищує допустиму для експлуатації парової турбіни, але аналіз відкладень на лопатках свідчить, що в околі концентраторів на їх поверхнях концентрація домішок може досягати такого рівня [7]. Цим середовищем безперервно змочували фібротканину, обмотану навколо робочої частини зразків, забезпечивши таким чином постійний контакт робочої поверхні зразків з корозивним середовищем [8].

Рівень напружень на зразку під час його випроб розраховували згідно формули [9]:

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{32Pl}{\pi d^3}, \quad (1)$$

де M – згинальний момент, сталий по довжині робочої частини зразка; W – момент опору; P – навантаження, прикладене до зразка; l – відстань від точки прикладання навантаження до найближчої опори; d – діаметр зразка.

Число циклів до руйнування зразків N фіксували з використанням швидкісного імпульсного лічильника. З отриманих даних будували криві втоми в координатах максимальне напруження (в симетричному циклі навантаження σ_{\max}) – кількість циклів до руйнування (N), з яких визначали границю витривалості. Випробу починали за рівня напружень $2/3 \sigma_B$, і поступово знижували його аж до виходу на максимальний рівень, за якого в межах прийнятої бази випроб (10^7 і $5 \cdot 10^7$ циклів на повітрі і в середовищі відповідно) зразки не руйнувалися. Цей рівень приймали за границю витривалості σ_{-1} (на повітрі) і умовну границю витривалості σ_{-1C} (в середовищі). Для отримання границі витривалості випробували не менше п'яти зразків за рівня напружень $(0,95 \dots 1,05) \cdot \sigma_{-1}$. При цьому за бази випроб 2-3 з них не руйнувалися.

Основні результати дослідження. *Характеристики втомної та корозійно-втомної довговічності сталі 20X13 після експлуатації в паровій турбіні* Результати експериментальних випроб на втомну довговічність на базі 10^7 циклів показали [10], що за випроб на повітрі границя витривалості сталі у вихідному стані значно вища, ніж експлуатованої (рис. 2 а). Зокрема у вихідному стані границя витривалості σ_{-1} досягається за напруження 330 МПа (крива 2), що добре узгоджується з літературними даними (крива 1) [11]. Натомість, границя витривалості експлуатованої сталі становить 210 МПа (крива 3). Суттєве (майже на 37 %) зниження втомної міцності сталі 20X13 після експлуатації в паровій турбіні є наслідком її деградації.

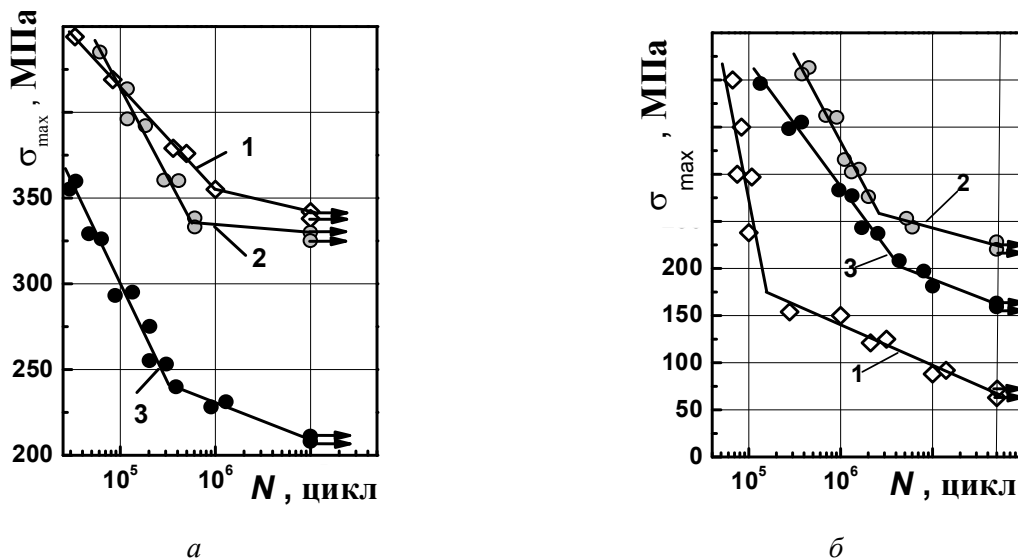


Рис. 2. Криві втоми сталі 20X13 у вихідному стані (1, 2) та після $3 \cdot 10^5$ год експлуатації (3), отримані на повітрі (а) та в корозивному середовищі (б): 3 % водному розчині NaCl (1) або в модельному (2, 3). Криві 1 побудовано за даними Хоми М.С. [11]

Оскільки згідно статистики основна частина пошкоджень лопаток, зафіксованих в зоні фазового переходу парової турбіни ($\sim 42\%$), спричинена корозійною втомою [7], то важливо було проаналізувати вплив модельного середовища на умовну границю витривалості σ_{-1C} сталі 20X13 у вихідному стані та після експлуатації. Сталь у вихідному стані досліджували в 3 %-ому розчині NaCl (крива 1 на рис. 2 б) і виявили істотне зниження рівня σ_{-1C} в середовищі порівняно з отриманим на повітрі σ_{-1} (від 330 до 75 МПа) [11].

Випробу в модельному корозивному середовищі виявили, що умовна границя витривалості σ_{-1C} зразків експлуатованої сталі дещо нижча (рис. 2 б, криві 2 і 3). Якщо для сталі у вихідному стані вона становила 225 МПа, то для експлуатованої – 160 МПа. Таким чином, в модельному корозивному середовищі, як і на повітрі втомні показники експлуатованої сталі погіршуються (на 29%). Очевидний значно менший ефект зниження умовної границі витривалості в корозивному середовищі для експлуатованої сталі. Це можна зв'язати з тим, що окрихчувальний вплив

тривалого наводнювання сталі в експлуатаційних умовах в значній мірі вичерпано і додатковий окрихчувальний чинник у вигляді зовнішнього корозивного середовища впливає менш різуче. Порівняння результатів в модельному середовищі з відомими літературними даними у 3 %-ому розчині NaCl показали наскільки агресивнішим є розчин хлориду натрію.

Отже, встановлено, що ефект деградації експлуатованої сталі 20X13 за границею витривалості проявляється сильніше за випроб на повітрі, ніж у модельному корозивному середовищі, що зв'язали з вичерпуванням схильності до окрихчення експлуатованих сталей. При цьому інтенсивність впливу іншого чинника окрихчення (середовища) нівелюється.

Фрактографічні особливості втомних зламів зразків після випроб на втому довговічність
Специфіка руйнування зразків за випроб обертовим згином пов'язана з неможливістю уникнути контактування спряжених поверхонь зламів, що формуються внаслідок росту втомної тріщини, яка зароджується від бічної поверхні зразків під дією знакозмінних навантажень. Тому злами металу у вихідному стані і після експлуатації порівняли за різного, але якомога нижчого рівня номінальних напружень, щоб мінімізувати наслідки такого контактування на завершальному етапі руйнування. Для експлуатованої сталі ці напруження становили 230 МПа, а для сталі у вихідному стані – 333 МПа [10].

Обстеження бічних поверхонь зруйнованих за випроб на втому зразків експлуатованого металу виявили на них меншу густину паралельних до поверхні зламу тріщин (рис. 3 а), порівняно зі спостереженими на зразках сталі у вихідному стані (рис. 3 б). Інтрузії та екструзії, які виникають на бічних поверхнях зразків внаслідок мікрозсувів, ініціюють ці тріщини. Але розкриття берегів цих тріщин в експлуатованому варіанті сталі було значно більшим, що свідчить про те, що вони проростали вглиб перерізу зразка на значно більшу глибину. Це дає підстави припустити, що в експлуатованій сталі опір поширенню втомних тріщин істотно нижчий, ніж в неексплуатованій.

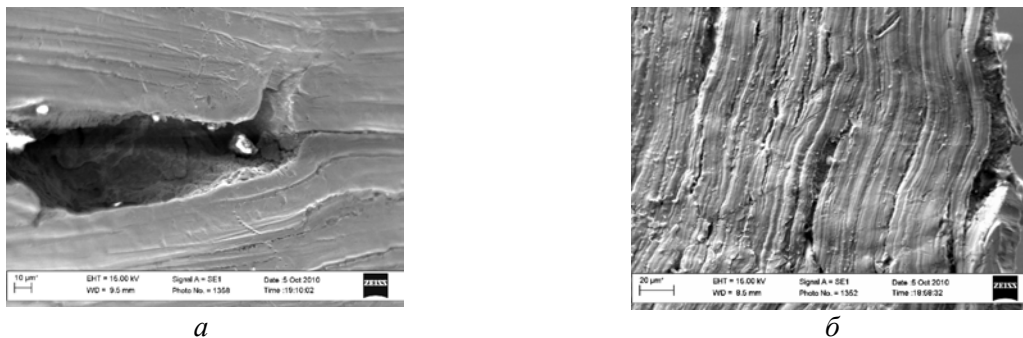


Рис. 3. Паралельні до зламу мікротріщини на бічних поверхнях зразків з експлуатованої (а) та не експлуатованої (б) сталі 20X13 після їх випроб на втому

Мікротріщини з невеликим розкриттям їх берегів слід розглядати як фізично короткі тріщини, які виникають внаслідок деформування поверхневих шарів зсувом. В неексплуатованій сталі таких тріщин є більше, то опір зародженню тріщин в ній нижчий, ніж в експлуатованій, або ж пружна енергія, яка вивільняється в момент зародження тріщин, в експлуатованій сталі є достатньою для їх подальшого швидкого росту.

На жаль, попри низький (близький до границі витривалості обох варіантів сталі) рівень навантаження зразків за випроб на повітрі виявилось, що вони малоприсадибні для фрактографічних обстежень через контактування спряжених поверхонь під час випроб. Це особливо стосується зони зародження тріщини. Про механізм зародження втомних тріщин можна було судити з рельєфу руйнування на сегментоподібних фрагментах зародження тріщини від бічної поверхні зразків поблизу зламів (рис. 4 а, б). Неушкоджені сліди втомного руйнування збереглися також у глибоких впадинах рельєфу зламів та поблизу зони доламування зразків (рис. 4 в, з).

За використаної схеми навантаження (обертовий згин) максимальний момент згину досягається посередині робочої частини зразків на їх бічній поверхні, від якої і відбувається зародження каскаду практично паралельних втомних тріщин, спричинених формуванням екструзій і інтрузій внаслідок мікрозсувів під час випроб. Доказом цього служить вузька (2...4 мкм) ділянка гладкого неструктурованого зламу від дна інтрузій в обох варіантах сталі (рис. 4 а, б). Ці ділянки нахилені до бічних поверхонь зразків, що підтверджує, що спричинені вони зсувом. Подальший ріст цих коротких тріщин у вихідному металі в основному продовжувався шляхом формування дуже дрібних фестонів, сумірних з елементами субструктури

(рис. 4 а), коли підростання досягало довжини 5...10 мкм їх ріст гальмувався, про що свідчать вторинні тріщини вздовж їх фронту. І лише на подальшому етапі руйнування зразків, коли виникали істотні перевантаження, відбувалося підростання деяких з них (розташованих в околі поверхні макрозламів), причому, за класичним варіантом, характерним для статичного підростання тріщини, з утворенням зони витягування.

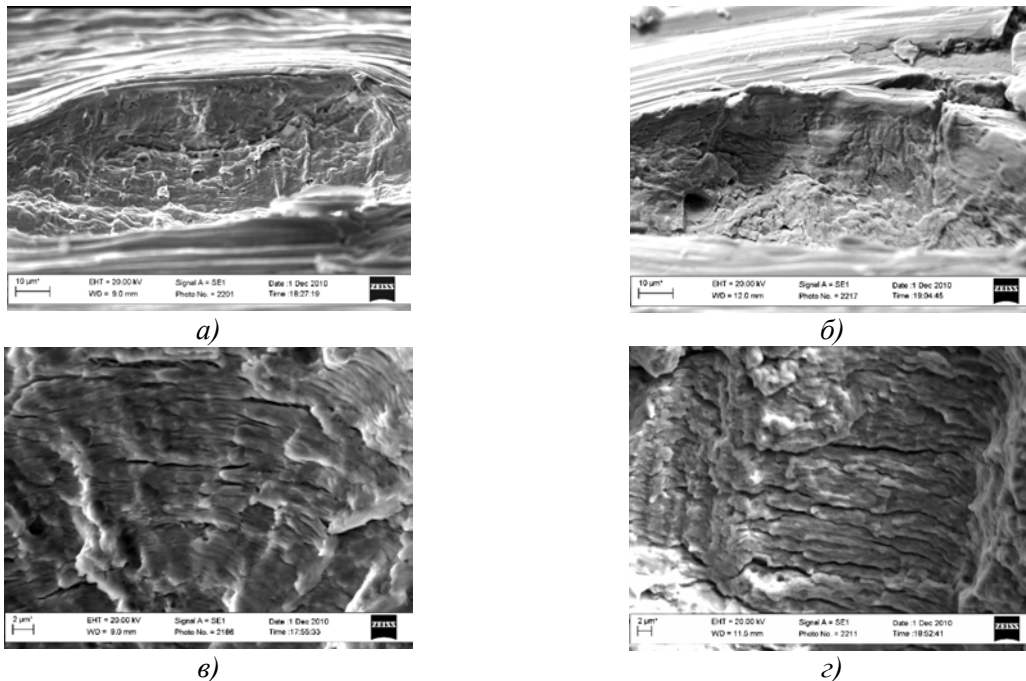


Рис. 4. Фрактограми сталі 20X13 у вихідному стані (а, в) та після експлуатації (~3·10⁵ год) в паровій турбіні (б, г) після випроб на багатоциклову втому на повітрі гладких зразків

Зародження тріщини в експлуатованому металі має свої особливості (рис. 4 б). По-перше, глибина проростання коротких тріщин є значно більшою (до 15...25 мкм) [12]. По-друге, не відбувається гальмування їх росту і вони поступово змінюють площину поширення, переходячи у площину нормального відриву. При цьому зберігається механізм руйнування шляхом формування дрібних фестонів, в межах яких зберігається незмінним напрям локального росту тріщини. По-третє, поперек цих фестонів можна виділити перпендикулярні до локального напрямку росту втомної тріщини, низько рельєфні, ледь помітні елементи, що нагадують дуже дрібні втомні борозенки, яких не фіксували в межах зони зародження для сталі у вихідному стані. Отже в деградованій сталі відбувається своєрідна фрагментація структури на субструктурному рівні. Вона полегшує руйнування шляхом формування дрібних, видовжених в напрямі локального поширення тріщини фестонів, вкритих дрібними борозенками, кожна з яких характеризує величину підростання тріщини в рамках цього фестона за цикл навантаження. На цій основі можемо стверджувати, що внаслідок деградації сталі в ній виникли субструктурні дефекти, які і полегшили ріст втомної тріщини в ній.

Щодо ділянок руйнування, на яких зберігся втомний рельєф (рис. 4 в, г), то також очевидна відмінність між рельєфом зламу сталі у вихідному стані і після експлуатації. У вихідному стані фестони, з однаково орієнтованими борозенками в їх межах, продовжували формуватися на рівні субструктурних елементів і спостерігали незначне неспівпадіння площин локального росту тріщини в рамках суміжних фестонів. З'єднання між собою цих площин відбувається внаслідок пластичного деформування перетинок між ними, що є ознакою достатнього запасу пластичності металу у вихідному стані. Разом з тим в експлуатованій сталі фестони формуються вже не субзеренною структурою, а зернами і навіть конгломератами з них. В їх рамках спостерігали чітко окреслені довгі борозенки, декоровані вторинними тріщинами, що є ознакою стабільного і практично безперешкодного їх росту. Отже, завдяки фрагментації експлуатованого металу ріст втомних тріщин в ньому стає можливим відразу після їх зародження.

За випроб в корозивному середовищі в рельєфі втомного руйнування з'являються характерні елементи окрихчення. Зрозуміло, що в цьому випадку (як і на повітрі) зародження втомних тріщин

відбувалося від бічних поверхонь зразків. Разом з тим, під впливом середовища і в сталі у вихідному стані, і після її експлуатації тріщини зароджуються в декількох місцях по периметру зразків. Причому, в сталі у вихідному стані тріщини, які спричинили руйнування, зародилися в двох місцях. Розташовані вони на різних рівнях, про що свідчить високий гребінь, сформований внаслідок їх злиття (рис. 5 а). Тоді як в експлуатованій сталі таких місць зародження тріщини у вигляді дрібних серпоподібних ділянок по периметру зразка було більше, причому всі вони розташовувалися практично в площині макрозламу (рис. 5 б).

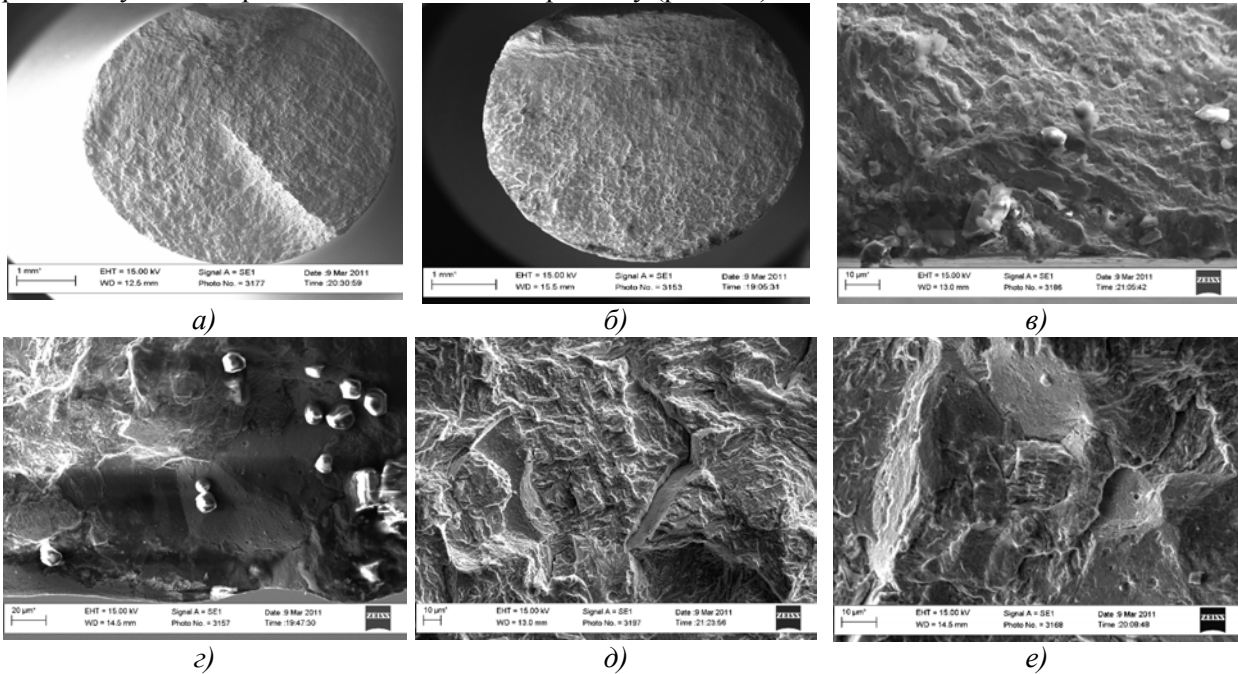


Рис. 5. Фрактограми сталі 20X13 у вихідному стані (а, в, д) та після $\sim 3 \cdot 10^5$ год експлуатації в паровій турбіні (б, з, е) після втомних випроб гладких зразків у модельному корозивному середовищі

За вищої роздільної здатності на етапі зародження тріщини в сталі у вихідному стані (рис. 5 в) і на етапі її докритичного росту (рис. 5 д) на зламах переважав крізьзеренний механізм руйнування. Міжзеренне руйнування найчастіше виникало при злитті двох крізьзеренних ділянок, які просторово розташовувалися в дещо зміщених одна відносно одної площинах (рис. 5 д). Вторинне розтріскування від поверхні зламу в глибину зразка декорувало міжзеренні фасетки.

Іншу тенденцію спостерігали в експлуатованій сталі. На етапі зародження корозійно-втомних тріщин спостерігали руйнування вздовж меж спадкового аустенітного зерна, що є характерним проявом дії наводнювального середовища на сталі мартенситного класу (рис. 5 з). Подальший ріст утомної тріщини відбувався за змішаним між- і крізьзеренним механізми (рис. 5 е).

Отже, розкрито особливості механізму зародження та докритичного росту тріщини в сталі у вихідному стані та після експлуатації, випробуваннях на повітрі та в модельному корозивному середовищі. Зокрема, показано, що домінування міжзеренного руйнування за випроб на багатоциклову втому експлуатованої сталі у модельному середовищі є фрактографічною ознакою її деградації і доказом ослаблення меж зерен в часі тривалої експлуатації.

Зміна границі витривалості експлуатованої дискової сталі 34ХНЗМ за випроб на повітрі. За результатами втомних випроб гладких зразків на повітрі побудували криві втоми для сталі у вихідному стані та після $3 \cdot 10^5$ год експлуатації в диску ЦНТ парової турбіни ТЕС (рис. 6).

Границя витривалості сталі на базі $3 \cdot 10^7$ циклів у вихідному стані значно вища, ніж експлуатованої. Зокрема, границя витривалості σ_{-1} експлуатованої сталі становила 242 МПа, тоді як сталі у вихідному стані – 429 МПа. Таку значну різницю (зниження становило майже на 44 %) пов'язали з деградацією сталі в часі експлуатації.

На фрактограмах зразків, навантажених поблизу границі витривалості, спостерігали типове крізьзеренне зародження втомної тріщини від поверхні зразка внаслідок зсувових процесів (рис. 7 а). Подальше поширення руйнування відбувалося за класичним втомним механізмом з утворенням фестонів, в межах яких за вищої роздільної здатності чітко виділялися втомні борозенки (рис. 7 в). Відзначили також значну пластичну деформацію, якою супроводжувалося

руйнування перетинок між суміжними фестонами в сталі у вихідному стані, що є ознакою її підвищеної пластичності.

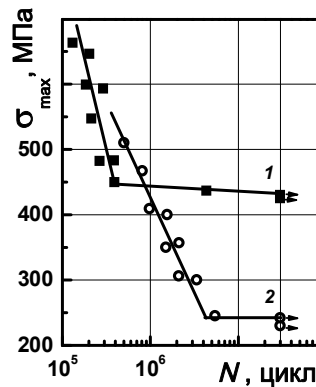


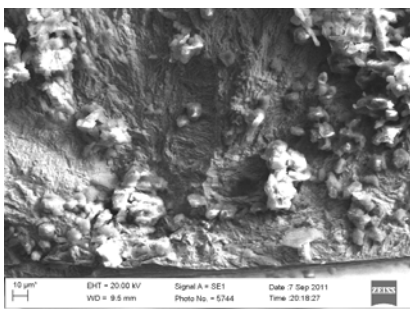
Рис. 6. Криві втоми сталі 34ХНЗМ у вихідному стані (1) та після експлуатації (2) за випроб на повітрі

В експлуатованій сталі зародження тріщини відбулося від приповерхневих дефектів, про що свідчили міжзеренні фасетки в рамках округлих зон (рис. 7 б). Поза цими зонами руйнування продовжувалося крізьзеренно з утворенням фестонів, поперек яких розташовуються борозенки (рис. 7 г). На відміну від сталі у вихідному стані борозенки в експлуатованій сталі часто декоровані вторинними тріщинами, що є прямою ознакою крихкості.

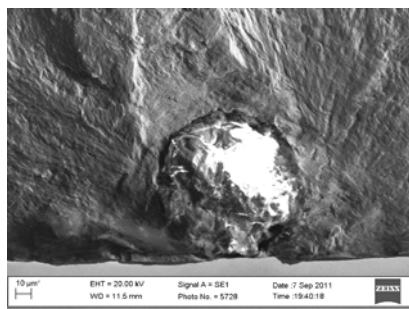
Міжзеренні фрагменти зустрічали також на етапі докритичного росту тріщини у вигляді невеликих за розмірами (до 5...7 зерен) зон (рис. 7 д). Тоді як на зламах сталі у вихідному стані вони не зустрічалися взагалі. Крім того, про окрихчення експлуатованої сталі свідчила велика кількість відокремлених від матриці сульфідів або лише їх слідів на зламах (рис. 7 е). Очевидне вторинне розтріскування, ініційоване цими включеннями, є прямим підтвердженням негативної ролі відокремлення сульфідів від матриці на етапі експлуатації сталі і створення внаслідок цього концентрації напружень, яка проявляється під час втомних випроб. Нічого подібного не фіксували на зламах сталі у вихідному стані.

Отже, випробування гладких зразків на втому показали суттєве (на 44 %) зниження границі витривалості експлуатаційно деградованої сталі 34ХНЗМ на повітрі. Виявлено фрактографічні ознаки деградації цієї сталі, які пов'язали з дефектами (округлі зони міжзеренного руйнування, вторинне розтріскування вздовж меж розділу сульфід-матриця), що виникли на етапі експлуатації сталі.

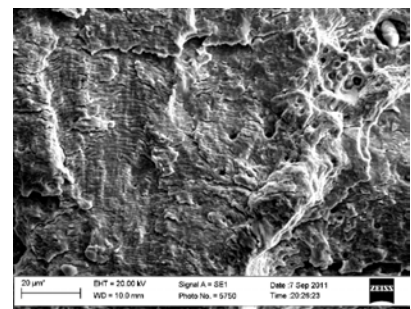
Зміна границі витривалості експлуатованої сталі за випроб у модельному середовищі. Визначаючи довговічність експлуатованої сталі дисків крім робочих напружень, слід урахувати ще і вплив середовища. Загальні вимоги до організації та проведення хімічного контролю якості конденсату, живильної води і пари блочних установок ТЕС чітко регламентовані [5]. Однак, в робочому середовищі парових турбін все таки присутні корозійно-активні домішки. Тому проаналізували вплив модельного середовища (зі стократним перевищенням допустимих меж на вміст складових технологічного середовища) на втомну витривалість сталі. За результатами випроб отримали криві корозійної втоми (рис. 8.). Ефект деградації в модельному корозивному середовищі істотно знизився. Границя витривалості σ_{LC} сталі у вихідному стані в корозивному середовищі становила 100, а після експлуатації – 45 МПа, тобто знизилася на 55 %.



а)



б)



в)

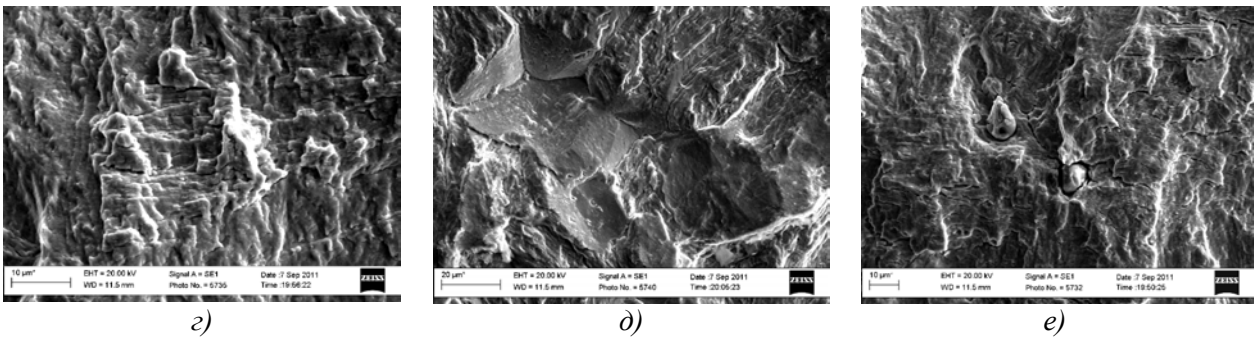


Рис. 7. Фрактограми для сталі 34ХН3М у вихідному стані (а, б) та після експлуатації (в, г-е) після випроб обертовим згином на повітрі за напружень 450 та 306 МПа відповідно

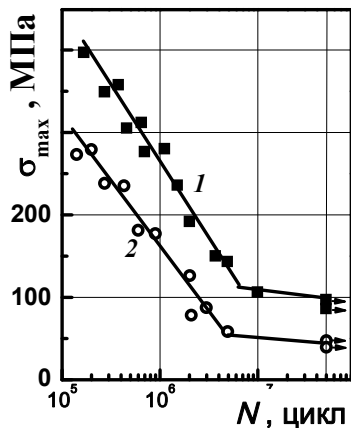


Рис. 8. Криві втоми сталі 34ХН3М у вихідному стані (1) та після експлуатації (2) за випроб в модельному середовищі

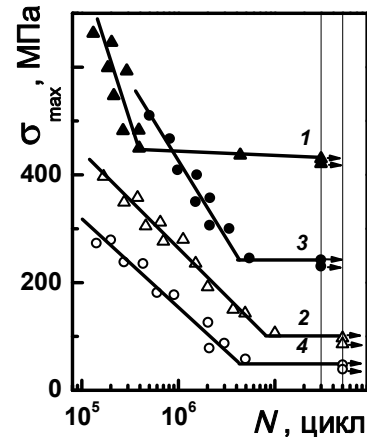


Рис. 9. Криві втоми сталі 34ХН3М у вихідному стані (1, 2) та після експлуатації (3, 4), отримані за випроб на повітрі (1, 3) та в модельному корозивному середовищі (2, 4)

Отже, в середовищі границя витривалості σ_{-1C} сталі у вихідному стані знизилась більше, ніж в 4,5 рази порівняно з випробами на повітрі. В експлуатованій сталі спостерігали подібну тенденцію, однак різниця за границею витривалості, отриманою на повітрі і в середовищі, значно менша. Це можна пов'язати з впливом тривалого наводнювання сталі в експлуатаційних умовах, через що додатковий чинник окрихчення (середовище) стає менш різючим.

Про вплив середовища на криві втоми сталі у вихідному стані та після експлуатації можна судити з рис. 9, на якому узагальнено всі отримані дані. Очевидно, що ефект середовища є значно сильнішим, ніж ефект деградації за випроб на повітрі. Причому, вплив середовища на сталь у вихідному стані значно сильніший, ніж на експлуатовану сталь.

Попри те, що злами зразків, випробуваних на багатоциклову втому в корозивному середовищі, були в значній мірі окиснені, все ж вдалося з'ясувати переважаючі механізми руйнування сталі і у вихідному стані, і після експлуатації. В обох випадках зародження руйнування відбувалося в декількох місцях по периметру зразків з формуванням сегментоподібних тріщин, що є ознакою полегшення зародження тріщин під дією корозивного середовища. Подальше руйнування відбувалося внаслідок підростання цих тріщин до злиття їх фронтів. За невисоких навантажень під час випроб зона остаточного доламу зразків могла розташовуватися навіть в центральній їх частині. Загалом характер утомного руйнування був типовим у вигляді фестонів. Утомні борізки в їх межах були завуальовані щільною плівкою продуктів корозії. Однак, як і у випадку випроб на повітрі, на зламах експлуатованої сталі фіксували хаотично розташовані невеликі ділянки міжзеренного руйнування, яких не було на зламах сталі у вихідному стані. Їх вважали за ознаку деградації сталі.

Отже, за випроб в середовищі границя витривалості сталі у вихідному стані знизилась більше, ніж в 4,5 рази порівняно з випробами на повітрі, а в експлуатованій – у понад 2 рази. Менший ефект від впливу середовища на експлуатовану сталь пов'язали з її наводнюванням під час експлуатації, що спричинило менш різючий вплив корозивного середовища, як додаткового чинника окрихчення. Як і за випроб на повітрі на зламах експлуатованої сталі в корозивному

середовищі виявили хаотично розташовані ділянки міжзеренного руйнування, які вважали фрактографічною ознакою деградації сталі.

Висновки.

1. Виявлено значне зниження границі витривалості σ_{-1} експлуатованої сталі лопаток парової турбіни 20X13, пов'язане з її деградацією в часі тривалої експлуатації. Причому, її зниження за випроб на повітрі перевищує отримане у модельному корозивному середовищі, що пов'язали з вичерпуванням здатності сталі до окрихчення, внаслідок чого роль додаткового чинника окрихчення (корозивне середовище) зменшується.
2. Розкрито особливості механізму зародження та докритичного росту тріщини сталі 20X13 на повітрі і в модельному корозивному середовищі. Показано, що домінування міжзеренного руйнування за випроб на багаточиклову втому експлуатованої сталі у модельному середовищі є фрактографічною ознакою її деградації через ослаблення меж зерен в часі тривалої експлуатації.
3. Випробки гладких зразків на втому показали суттєве (на 44 %) зниження границі витривалості експлуатаційно деградованої сталі 34ХНЗМ на повітрі. Виявлено фрактографічні ознаки деградації цієї сталі, які пов'язали з дефектами (округлі зони міжзеренного руйнування, вторинне розтріскування від сульфідів), що виникли на етапі експлуатації сталі.
4. За випроб в середовищі границя витривалості сталі 34ХНЗМ у вихідному стані знизилась більше, ніж в 4,5 рази порівняно з випробами на повітрі, а в експлуатованій – у понад 2 рази. Менший ефект від впливу середовища на експлуатовану сталь пов'язали з її наводнюванням під час експлуатації, що спричинило менш різкий вплив корозивного середовища, як додаткового чинника окрихчення. Як і за випроб на повітрі на зламах експлуатованої сталі в корозивному середовищі виявили хаотично розташовані ділянки міжзеренного руйнування, які вважали фрактографічною ознакою деградації сталі.

1. Масалева Е. Н. Свойства и структура литой стали 2Х13Л для лопаток компрессоров и паровых турбин / Е. Н. Масалева, Д. М. Бавельский, В. П. Редько // Энергомашиностроение. – 1975. – №12. – С. 21-24.
2. Немайзер Ю. А. Влияние времени выдержки при закалке и отпуске на механические свойства, структуру и фазовый состав сталей 2Х13 и 1Х11МФШ / Ю. А. Немайзер, Ю. Г. Сергеев М. А Северов // Энергомашиностроение. – 1975. – №3. – С. 31-33.
3. Чижик А. И. Материалы для основных деталей паровых турбин / А. И. Чижик, А. А. Чижик // Энергомашиностроение. – 1975. – №12. – С. 21-24.
4. Склюев П. В. Механические свойства крупных дисков из стали марок 34ХНЗМА, 35ХН1М2ФА и 30ХН32ФА / П. В. Склюев, В. Н. Захаров, Л. И. Кватер [и др.] // Энергомашиностроение. – 1975. – №3. – С. 31-33.
5. Методические указания по предотвращению коррозионных повреждений дисков и лопаточного аппарата паровых турбин в зоне фазового перехода: РД 34.30.507-92. – М.: ВТИ. – 1993. – 43 с.
6. Инструкция о порядке оценки работоспособности рабочих лопаток паровых турбин в процессе изготовления, эксплуатации и ремонта: СО 153-34.17.462-2003 / Утв. Приказом Минэнерго РФ от 30.06.2003 г. – № 262. – М.: ЦПТИ ОРГЭС, 2004. – 56 с.
7. Трухный А. Д. Теплофикационные паровые турбины и турбоустановки / А. Д. Трухный, Б. В. Ломакин – М.: Типография "Новости", 2002. – 534 с.
8. Карпенко Г. В. Методы испытаний материалов на усталость при повышенных температурах и периодическом смачивании их жидкой коррозионной средой / Г. В. Карпенко, В. И. Похмурский, Т. Н. Каличак // Завод. Лаб. – 1971. - № 10. – С. 1243-1246.
9. Золотаревский В. С. Механические свойства металлов: учебник [для вузов] / В. С. Золотаревский. – [2-е изд.]– М.: Металлургия, 1983. – 352 с.
10. Ткачук Ю. М. Зміна корозійно-втомної довговічності сталі 20X13 після експлуатації в паровій турбіні / Ю. М. Ткачук, О. З. Студент // Наукові нотатки. – Луцьк: ЛНТУ, 2011. – Вип. 31. – С. 384-391.
11. Крохмальний А. М. Особенности коррозионно-усталостного разрушения и защиты нержавеющей сталей / А. М. Крохмальний, М. С. Хома, В. И. Похмурский. – Львов, 1992. – 47 с. – (Препр. АН УССР. Физ.-мех. ин-т им. Г.В. Карпенко; №183).
12. Никифорчин Г. М. Експлуатаційна деградація сталі 20X13 лопаток парових турбін ТЕС / Г. М. Никифорчин, Ю. М. Ткачук, О. З. Студент // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2011. – Т.47, №4. – С. 28-35.

Стаття надійшла до редакції 29.04.2013

УДК 621.9.06

Ю.М. Кузнєцов, М.І. Подольський, Д.О. Дмитрієв, О.І. Рожко
КІНЕТОСТАТИЧНИЙ АНАЛІЗ ТА ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК
СУПОРТНОЇ СИСТЕМИ, ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА ТИПУ «ГЕКСАГЛАЙД»

В статті розглянуто особливості верстатів токарної групи, заснованих на механізмах паралельної структури (МПС). Проведено дослідження їх жорсткості, що напряму залежить від конструктивного виконання зчленувань та їх похибок, викликаних зазорами в підшипникових парах та лінійних розмірів складових елементів МПС: довжини штанг та кута їх встановлення, що в свою чергу обумовлюють розміри робочого простору. Проведений кінематичний і структурний аналіз верстату. Виконано комп'ютерне моделювання динамічної поведінки супортної системи верстата.

Ключові слова: токарний верстат, механізми паралельної структури, жорсткість, робочий простір, динаміка верстата.

Форм. 21. Табл. 1. Рис. 6. Літ.13

Ю.Н. Кузнєцов, М.И. Подольский, Д.А. Дмитриев, О.И. Рожко
КІНЕТОСТАТИЧНИЙ АНАЛІЗ І ІССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ
ХАРАКТЕРИСТИК СУПОРТНЫХ СИСТЕМ, ТОКАРНЫЕ СТАНКИ ТИПА
«ГЕКСАГЛАЙД»

В статье рассмотрены особенности станков токарной группы, основанных на механизмах параллельной структуры (МПС). Проведено исследование их жесткости, напрямую зависит от конструктивного исполнения сочленений и их погрешностей, вызванных зазорами в подшипниковых парах и линейных размеров составляющих элементов МПС: длины штанг и угла их установки, что в свою очередь обуславливают размеры рабочего пространства. Проведенный кинематический и структурный анализ станка. Выполнено компьютерное моделирование динамического поведения суппортные системы станка.

Ключевые слова: токарный станок, механизмы параллельной структуры, жесткость, рабочее пространство, динамика станка.

Y. Kuznetsov, M. Podolsky, D. Dmitriev, O. Rozhko
KINETOSTATYCHNYI AND ANALYSIS OF DYNAMIC CHARACTERISTICS OF
SUPORTNOYI LATHE TYPE "HEKSAHLAYD"

The article discusses the features Lathes groups based on the mechanism of parallel structures (IPS). A study of stiffness, which depends on the embodiment of the joints and their errors are caused by gaps in the bearing pairs and linear dimensions of the components of IPS: rod length and angle of installation, which in turn determine the size of the workspace. Conducted kinematic and structural analysis machine. Computer simulation of the dynamic behavior of the system suportnoyi machine.

Keywords: lathe, Mechanisms parallel structure, rigidity, workspace, machine dynamics.

Постановка проблеми. Жорсткість просторових конструкцій заснованих на механізмах паралельної структури (МПС), які використовуються в металорізальних верстатах, в тому числі й верстатах токарної групи, напряму залежить від конструктивного виконання кінематичних ланцюгів та їх елементів, похибок, викликаних зазорами в підшипникових парах, неточністю виготовлення складових. Серед них велику роль відіграють лінійні розміри складових елементів МПС, такі як довжина штанг та кут їх встановлення, що в свою чергу обумовлюють розміри робочого простору.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Теорією проектування та конструювання верстатного обладнання нового покоління вже давно займаються багато вчених світу та держав колишнього СРСР, зокрема Росії [1,3,4]. Одною з перших робіт, у якій описуються характеристики технологічного обладнання, побудованого на основі МПС є дисертація Dan Zhang [13]. Саме в ній проведено аналіз кінематики плоских та просторових механізмів у залежності від кількості їх ступенів вільності. Засновуючись на цих теоретичних та експериментальних даних зпрогнозовано динамічну поведінку цих механізмів, виконано розрахункові експерименти, запропоновано математичні моделі визначення жорсткості. В основу розрахунків покладено залежність просторової матриці жорсткості МПС від закону зміни системи координат $K_C = J^T K_J J$, де K_J – просторова матриця жорсткості приводних ланок.

В Україні також проводяться дослідження верстатів з МПС. Зокрема питанню забезпечення жорсткості, точності та дослідженню динамічних характеристик присвячені роботи [5,12]. У роботі [6] розроблені рекомендації щодо модульного принципу побудови технологічного обладнання з МПС та його структурного, кінематичного та кінетостатичного аналізу. В Інституті надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України проведені дослідження і конструктивні

розробки по впровадженню обладнання з МПС для обробки складнопрофільних будматеріалів [11].

Невирішені частини проблеми. Більшість наукових розробок у галузі технологічного обладнання нового покоління присвячені переважно верстатам з МПС свердлильно-фрезерної групи, заснованих на штангах керовано-змінної довжини. Однак, верстати з виконавчим органом (ВО), що базується на штангах постійної довжини мають ряд переваг – це можливість довільного збільшення робочого простору в одному з напрямків, простота конструкції ланок, менша вага та інертність несучих систем. Отже виникає необхідність у додатковому дослідженні верстатів токарної групи із штангами постійної довжини.

Метою дослідження аналіз компоновки токарного багатоцільового верстату з МПС типу «гексаглайд», зважаючи на специфічну будову його просторової шарнірно-стрижневої системи, її кінематичні властивості, що впливають на компоновочні рішення і якість верстату, кінестатичний аналіз, пошук залежностей габаритів робочого простору від розмірів та компоновання складових елементів стрижневої системи, визначення умов забезпечення високих динамічних характеристик, проведення комп'ютерного моделювання поведінки супортної системи верстата.

Основна частина. Для проведення теоретичних досліджень було розроблено конструкцію токарного багатоцільового верстату типу «гексаглайд» [10], де рухома інструментальна платформа має чотири ступені вільності відносно системи координат верстату і керується переміщенням лише по лінійній координаті Z нижніх кінців штанг постійної довжини шарнірно зв'язаних з приводами подач.

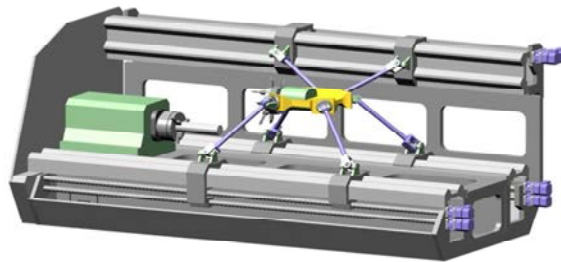


Рис. 1. Токарний багатоцільовий верстат

Аналіз прямої кінематики багатоланкових механізмів передбачає розв'язок системи алгебраїчних рівнянь $F(q)=(f_1(x_1, \dots, x_n), \dots, f_n(x_1, \dots, x_n))$, що описує трансформації локальних систем координат кожної ланки по відношенню до мирової системи відліку або в системі координат верстату. Функція переміщень $F(f_i(x_1, \dots, x_n))$ вихідної ланки - ВО буде безперервною, а відповідно диференціюватись по кожній з координат в області визначення, якщо всі функції $f_i(x_1, \dots, x_n)$ безперервні і диференціюються по кожній змінній (координаті) x_1, \dots, x_n в області визначення []. Умовою однозначного розв'язку системи рівнянь замкнених багатоланкових кінематичних ланцюгів буде:

$$F_j(p_i, q) = 0 \quad (i=1, 2, \dots, K; \quad j=1, 2, \dots, N), \quad (1)$$

де: N – кількість ланок в замкненому кінематичному ланцюзі; K – загальна кількість кінематичних ланцюгів в механізмі паралельної структури; $p_i = [p_{i1}, p_{i2}, \dots, p_{in}]^T, p_i \in R^N$ змінні перетворень локальних систем координат кожної ланки в області визначень функції F_j ; q – множина керованих змінних $q = [q_1, q_2, \dots, q_{m_b}]^T$, що активують приводні ланки механізму в області значень функції $F_j, q \in R^N$.

Кінематичний і структурний аналіз верстатів з паралельною кінематикою різних компоновок потребує формалізації функціональних зв'язків між внутрішніми і вхідними параметрами кінематичних ланцюгів.

Визначимось, що лініями чотирибічного контуру є штанги біглайду l_1 і l_2 , лінія вихідної ланки (рухома платформа) – $g=a-b$ та вісь напрямних верстату $d_z=A-B$, що з'єднуються по центрах обертальних кінематичних пар (КП), якими є шарніри МПС.

Умова замкненості векторного контуру:

$$A - a - b - B - A \text{ і } A' - a' - b' - B' - A'$$

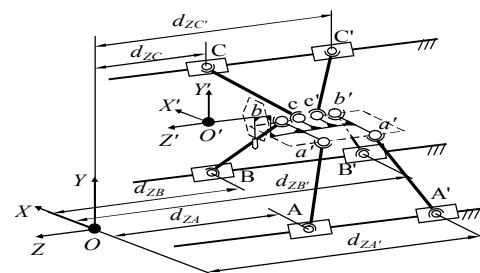


Рис. 2. Розрахункова схема для визначення положення повзунів на напрямних токарного верстату

$$\begin{aligned} \overline{l'_1} + \overline{g'} + \overline{l'_2} + \overline{d'_z} &= 0, \\ \overline{l_1} + \overline{g} + \overline{l_2} + \overline{d_z} &= 0, \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} l_1^2 - g^2 - l_2^2 + d_z^2 + 2 l_1 l_2 \cos(\varphi_1 + \varphi_4) - 2 l_1 d_z \cos \varphi_1 - 2 l_2 d_z \cos \varphi_4 &= 0, \\ l_1'^2 - g'^2 - l_2'^2 + d_z'^2 + 2 l_1' l_2' \cos(\varphi_1' + \varphi_4') - 2 l_1' d_z' \cos \varphi_1' - 2 l_2' d_z' \cos \varphi_4' &= 0. \end{aligned} \quad (3)$$

Умови початкового положення МПС:

- відомі кути φ_1 і φ_4 між штангами l_1, l_2 і лінією напрямних верстату;
 - відомі довжини штанг l_1, l_2 і вихідної ланки g ;
 - невідома відстань між нижніми кінцями штанг d_z по лінії напрямних верстату.
- З рівняння (3) отримаємо:

$$d_z = P \pm \sqrt{P^2 - H}, \quad \text{де } P = l_1 \cos \varphi_1 + l_2 \cos \varphi_4; H = l_1^2 + l_2^2 - g^2 + 2 l_1 l_2 \cos(\varphi_1 + \varphi_4). \quad (4)$$

При комп'ютерному моделюванні формотворних рухів і проектуванні верстатів зі штангами постійної довжини необхідно визначити положення нижніх кінців штанг на напрямних верстата.

Для цього сполучимо центр сфери $\overline{r_S}$ радіусом R_S , що прийемо рівним довжині відповідної штанги $l_1, l_2 \dots l_i$ із центром кожного шарніра $a, b, \dots n$ рухливої платформи. Тоді точка перетинання поверхні сфери $C = \{\overline{r_S}, R_S\}$ з лінією, що представлена напрямною $G_A, G_B \dots G_i$ на станині буде положенням відповідної каретки по керованій осі Z у системі координат верстата. Розрахунок точок перетинання двох геометричних об'єктів C_1 і C_2 складається в розв'язанні рівняння $D(C_1, C_2) = 0$. Конкретний вид його лівої частини залежить від компоновки верстата, розмірів і розташування напрямних у просторі. У векторній формі точка перетинання прямої G_i і поверхні сфери $C = \{\overline{r_S}, R_S\}$ визначається з рівняння:

$$\overline{r^*} = \overline{r_S} + (\overline{\tau_P} \times \Delta \overline{r} \times \overline{\tau_P}) \pm \sqrt{R_S^2 - (\Delta \overline{r} \times \overline{\tau_P})^2} \overline{\tau_P}, \quad (5)$$

де: $\overline{r_S}, R_S$ – радіус-вектор положення центра й радіус сфери відповідно;
 $\overline{\tau_P}, \overline{r_P}$ – точка і вектор напрямку прямої; $\Delta \overline{r} = \overline{r_P} - \overline{r_S}$.

Скалярно дана задача описується спільним розв'язком параметричних рівнянь - ліній, що визначають напрямні верстата, і сфери із центром, сполученим з віссю обертальної кінематичної пари рухливої платформи з ВО

$$\begin{cases} F(t) = 0 \\ (x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 + (z - z_0)^2 = R^2. \end{cases} \quad (6)$$

Для МПС із прямолінійними напрямними вираз (6) у системі координат верстата прийме вид:

$$\begin{cases} y_i = k \cdot z + b & (i = 1 \sim n) \\ x_i = t \cdot z + d & (i = 1 \sim n) \\ (x - x_{0i})^2 + (y - y_{0i})^2 + (z - z_{0i})^2 = l_i^2 & (i = 1 \sim n) \end{cases} \quad (7)$$

Підставивши праву частину рівнянь прямої у рівняння поверхні сфери й розкривши дужки, одержимо

$$A \cdot z^2 - 2B \cdot z + C = 0 \quad \text{де } A = (1 + k^2 + t^2); B = (z_0 + (b + y_0) \cdot k + (x_0 + d) \cdot t); C = (z_0^2 + (b + y_0)^2 + (x_0 + d)^2 - l_i^2). \quad (8)$$

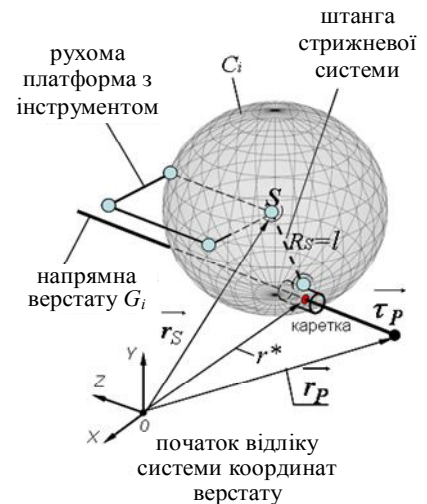


Рис. 3. Розрахункова схема для визначення положень штанг на напрямних

Остаточно, корні рівняння визначають положення нижніх кінців штанг МПС на напрямних верстата:

$$d_{z_{i(1,2)}} = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (9)$$

Обертальні технологічні рухи ВО визначимо по методу кутів Ейлера матрицею повороту системи координат рухливої платформи O', x', y', z' щодо системи координат верстата O, X, Y, Z'

$$Q = \begin{pmatrix} q_{11} & q_{12} & q_{13} \\ q_{21} & q_{22} & q_{23} \\ q_{31} & q_{32} & q_{33} \end{pmatrix}, \quad \begin{aligned} \text{де } q_{11} &= \cos\theta; q_{12} = -\sin\theta\cos\psi; q_{13} = \sin\theta\sin\psi; q_{21} = \sin\theta; q_{22} = \\ &\cos\theta\cos\psi; \\ q_{23} &= -\cos\theta\sin\psi; q_{31} = 0; q_{32} = \sin\psi; q_{33} = \cos\psi; \end{aligned} \quad (10)$$

θ, ψ – кути повороту рухливої платформи навколо осі Z і X відповідно.

Згідно рис. 3 довжина кожної штанги буде визначатися дистанцією:

$$\begin{aligned} Aa &= OO' + QO'a - OA \\ A'a' &= OO' + QO'a' - OA' \\ Bb &= OO' + QO'b - OB \\ B'b' &= OO' + QO'b' - OB' \\ Cc &= OO' + QO'c - OC \\ C'c' &= OO' + QO'c' - OC' \end{aligned} \quad \begin{aligned} \text{або } l_i^2 &= (x + x_i)^2 + (z + z_i - d_{zi})^2 + (y + y_i)^2 \quad (i = 1\sim 6), \\ \text{де } x_i &= q_{11} x_{\{abca'b'c'\}} + q_{12} y_{\{abca'b'c'\}} + q_{13} z_{\{abca'b'c'\}} - x_{\{ABCA'B''\}}; \\ y_i &= q_{21} x_{\{abca'b'c'\}} + q_{22} y_{\{abca'b'c'\}} + q_{23} z_{\{abca'b'c'\}} - y_{\{ABCA'B''\}}; \\ z_i &= q_{31} x_{\{abca'b'c'\}} + q_{32} y_{\{abca'b'c'\}} + q_{33} z_{\{abca'b'c'\}} - z_{\{ABCA'B''\}}. \end{aligned} \quad (11)$$

З виразу отримаємо:

$$dz_{i(1,2)} = z + z_i \pm \sqrt{l_i - (x + x_i)^2 - (y + y_i)^2} \quad (i = 1\sim 6) \quad (12)$$

Аналіз швидкостей виконаємо, продиференціювавши рівняння

$$(x + x_i)(\dot{x} + \dot{x}_i) + (z + z_i - d_{zi})(\dot{z} + \dot{z}_i - \dot{d}_{zi}) + (y + y_i)(\dot{y} + \dot{y}_i) \dots (i = 1\sim 6) \quad (13)$$

Тут, відповідно швидкості переміщення нижніх кінців штанг уздовж осей координат X, Y, Z.

$$\dot{x}_i = \dot{q}_{11} x_{\{abca'b'c'\}} + \dot{q}_{12} y_{\{abca'b'c'\}} + \dot{q}_{13} z_{\{abca'b'c'\}} \quad (i = 1\sim 6), \quad (14)$$

$$\dot{y}_i = \dot{q}_{21} x_{\{abca'b'c'\}} + \dot{q}_{22} y_{\{abca'b'c'\}} + \dot{q}_{23} z_{\{abca'b'c'\}} \quad (i = 1\sim 6), \quad (15)$$

$$\dot{z}_i = \dot{q}_{31} x_{\{abca'b'c'\}} + \dot{q}_{32} y_{\{abca'b'c'\}} + \dot{q}_{33} z_{\{abca'b'c'\}} \quad (i = 1\sim 6) \quad (16)$$

Коефіцієнти в (14), (15), (16) відповідно будуть:

$$\begin{aligned} \dot{q}_{11} &= -\sin\theta\dot{\theta}; \quad \dot{q}_{12} = -\cos\theta\cos\psi\dot{\theta} + \sin\theta\sin\psi\dot{\psi}; \\ \dot{q}_{13} &= -\cos\theta\sin\psi\dot{\theta} + \sin\theta\cos\psi\dot{\psi}; \quad \dot{q}_{21} = \cos\theta\dot{\theta}; \\ \dot{q}_{22} &= -\sin\theta\cos\psi\dot{\theta} - \cos\theta\sin\psi\dot{\psi}; \quad \dot{q}_{23} = \sin\theta\sin\psi\dot{\theta} - \cos\theta\cos\psi\dot{\psi}; \\ \dot{q}_{31} &= 0; \quad \dot{q}_{32} = \cos\psi\dot{\psi}; \quad \dot{q}_{33} = -\sin\psi\dot{\psi}. \end{aligned}$$

Аналіз отриманих залежностей показує, що вираз (3) зручно використовувати для плоских або наведених до плоских замкнутих кінематичних ланцюгів. Векторне рівняння (4) хоча й дає точний результат положення штанг на напрямних верстата, але не пристосовано для комп'ютеризованих середовищ моделювання.

Для визначення параметрів точності розглянемо механізм – гексаглайд, що керується шістьма двигунами, розташованими в зчленуваннях A, D, E, H, J, N (рис.4) . Дані приводи мають помилки відтворення кутових переміщень відповідно

$$\Delta\varphi_1, \Delta\varphi_2, \Delta\varphi_3, \Delta\varphi_4, \Delta\varphi_5, \Delta\varphi_6.$$

Зчленування мають рівномірно розподілені зазори $\Delta_A, \Delta_B, \Delta_C, \Delta_D, \Delta_E, \Delta_F, \Delta_G, \Delta_H, \Delta_K, \Delta_J, \Delta_M, \Delta_N$. Φ_B – похибка по кутовій координаті.

Розташування зазорів може бути довільним по всій зоні (в межах 360°), тому будемо розглядати тільки максимально можливі відхилення і до похибок довжин ланок додаються зазори в зчленуваннях: $\Delta L_1 + \Delta_A; \Delta L_2 + \Delta_D; \Delta L_3 + \Delta_E; \Delta L_4 + \Delta_J; \Delta L_5 + \Delta_N; \Delta L_6 + \Delta_H;$

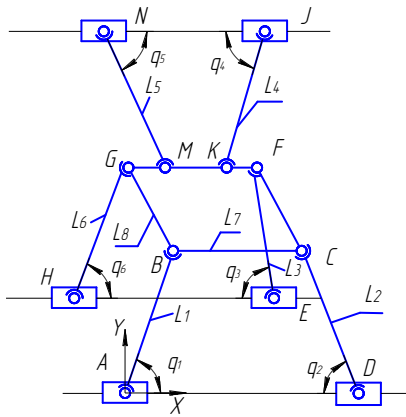


Рис.4. Похибки в токарному верстаті з МПС

$$\begin{aligned}\Delta_{B,X}^1 &= (\Delta_A + \Delta L_1) \cdot \cos q_1 - L_1 \cdot \sin q_1 \cdot \Delta q_1 ; \\ \Delta_{B,Y}^1 &= (\Delta_A + \Delta L_1) \cdot \sin q_1 + L_1 \cdot \cos q_1 \cdot \Delta q_1 ;\end{aligned}\quad (17)$$

Визначаємо похибки в точці В, створювані кінематичним ланцюгом BCD.

Похибка в точці С (центр шарніру С), що належить ланці L_2 :

$$\begin{aligned}\Delta_{C,X} &= (\Delta_D + \Delta L_2) \cdot \cos q_2 - L_2 \cdot \sin q_2 \cdot \Delta q_2 ; \\ \Delta_{C,Y} &= (\Delta_D + \Delta L_2) \cdot \sin q_2 + L_2 \cdot \cos q_2 \cdot \Delta q_2 ;\end{aligned}\quad (18)$$

Похибка в точці В (центр шарніру В), що належить ланці ΔL_7 , що визначається кінематичним ланцюгом DCB:

$$\begin{aligned}\Delta_{B,X}^2 &= \Delta_{C,X} + (\Delta_C + \Delta L_7) \cdot \cos \varphi_B = (\Delta_D + \Delta L_2) \cos q_2 - L_2 \cdot \sin q_2 \cdot \Delta q_2 + \\ & (\Delta_C + \Delta L_7) \cdot \cos \varphi_B \\ \Delta_{B,Y}^2 &= \Delta_{C,Y} + (\Delta_C + \Delta L_7) \cdot \sin \varphi_B = (\Delta_D + \Delta L_2) \sin q_2 + L_2 \cdot \cos q_2 \cdot \Delta q_2 + \\ & (\Delta_C + \Delta L_7) \cdot \sin \varphi_B\end{aligned}\quad (19)$$

Визначимо похибки в точці В, створювані кінематичним ланцюгом HGB. Похибка в точці G (центр шарніру G), що належить ланці L_6 :

$$\begin{aligned}\Delta_{G,X} &= (\Delta_H + \Delta L_6) \cdot \cos q_6 - L_6 \cdot \sin q_6 \cdot \Delta q_6 ; \\ \Delta_{G,Y} &= (\Delta_H + \Delta L_6) \cdot \sin q_6 + L_6 \cdot \cos q_6 \cdot \Delta q_6 ;\end{aligned}\quad (20)$$

Похибка в точці В, що належить ланці L_8 , що визначається кінематичним ланцюгом HGB:

$$\begin{aligned}\Delta_{B,X}^3 &= \Delta_{G,X} + (\Delta_G + \Delta L_8) \cdot \cos \varphi_B = (\Delta_H + \Delta L_6) \cos q_6 - L_6 \cdot \sin q_6 \cdot \Delta q_6 + \\ & (\Delta_G + \Delta L_8) \cdot \cos \varphi_B \\ \Delta_{B,Y}^3 &= \Delta_{G,Y} + (\Delta_G + \Delta L_8) \cdot \sin \varphi_B = (\Delta_H + \Delta L_6) \sin q_6 + L_6 \cdot \cos q_6 \cdot \Delta q_6 + \\ & (\Delta_G + \Delta L_8) \cdot \sin \varphi_B\end{aligned}$$

Максимально можлива похибка в точці В визначається виразом (21):

$$\begin{aligned}\Delta_{B,X} &= \Delta_{B,X}^1 + \Delta_{B,X}^2 + \Delta_{B,X}^3 \\ \Delta_{B,Y} &= \Delta_{B,Y}^1 + \Delta_{B,Y}^2 + \Delta_{B,Y}^3\end{aligned}\quad (21)$$

Сумарна похибка для вихідної ланки визначається мінімальними значеннями похибок по кожній координаті з складових похибок кінематичних ланцюгів. В даному випадку кінематичні ланцюги працюють паралельно, тому допустимі переміщення для вихідної ланки визначаються мінімальними допустимими переміщеннями по кожній координаті з загальної кількості кінематичних ланцюгів.

Всі геометричні розміри механізму, а також величина і напрям сили задаються за допомогою змінних, значення яким надаються *m-функції* програмного комплексу. Представимо вхідні координати штанг і платформи у вигляді змінних величин, пов'язаних з лінійними

Так як механізм симетричний достатньо знайти лінійні похибки лише в одній точці вихідної ланки.

Розглянемо лінійні похибки в точці В, обумовлені похибками приводів Δq_1 , Δq_2 і Δq_6 зазорами в зчленуваннях Δ_A , Δ_B , Δ_C , Δ_D , Δ_G , Δ_H , похибками довжин ланок ΔL_1 , ΔL_2 , ΔL_6 , ΔL_7 , ΔL_8 . Похибки визначаються в нерухомій системі координат XOY.

Похибка в точці В (центр шарніру В), що належить ланці L_1 :

розмірами ланок залежностями. Задаватимемося значеннями довжин штанг L_{sht} в межах,

допустимих габаритними розмірами верстата. Як змінна величина виберемо кут нахилу штанг A в площині YOZ. Результати вимірювання занесемо в таблицю 1.

Основні результати дослідження. Згідно результатів моделювання, максимальні зусилля в штанзі виникають при довжині штанги 200мм і куту нахилу 45 градусів. Але вплив кутового параметра на зусилля виявляється більш ніж вплив розміру штанги.

Відносна зміна положення вихідної ланки прямо залежить від розмірів та виконання конструктивних елементів: відстані між шарнірами, висоти платформи і довжини штанг. Так найбільшу по амплітуді траекторію руху здійснює вихідна ланка при довжині штанг 350 мм і куту нахилу 50 градусів.

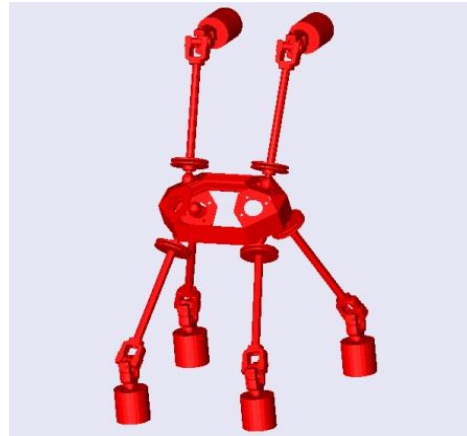


Рис. 5. Моделювання МПС в середовищі Simulink (модель МПС)

Таблиця 1. Залежність вихідних параметрів верстату від довжини штанг при куті нахилу $A = 60$

A=60grad			
L_{sht}	0.35	0.25	0.2
F(max)	262.18	262.18	262.18
F(min)	-144.61	-176.56	-213.05
V(max)	0.11	0.25	0.14
V(min)	-0.15	-0.18	-0.2
Pos(max)	0.571	0.485	0.44
Pos(min)	-0.09	-0.182	-0.159

Таким чином, розміри ланок механізму можна визначити на підставі висновків з проведених дослідів: оптимальним лінійним розміром є довжина штанги 350 мм, кут нахилу штанги в площині YOZ – 60 градусів.

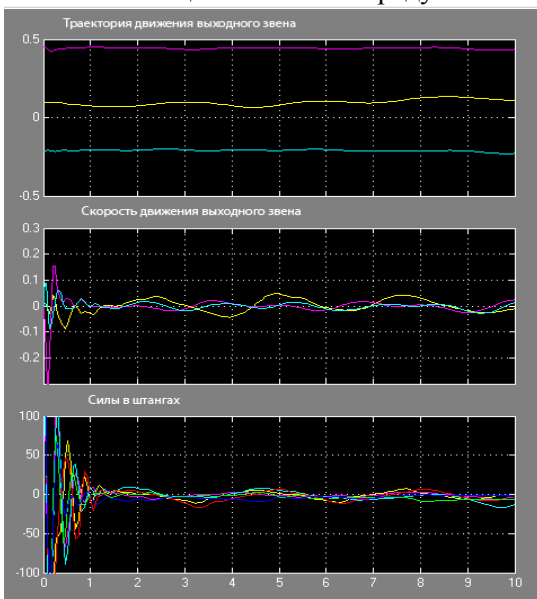


Рис. 6. Графік траекторії руху ВО, швидкості руху ВО та сили в штангах відповідно

Висновки: В верстатах на основі МПС можливе виникнення вібрацій і зниження в точності, що обумовлено наявністю можливих зазорів у зчленуваннях та за рахунок більшої ніж у верстатів традиційного компонування кількості складових елементів, кожен з яких має свій показник жорсткості. Тому при проектуванні полегшених стрижневих верстатних конструкцій в першу чергу необхідно аналізувати пружні деформації і вібрації конструкції.

Проведено аналіз кінематичних характеристик та властивостей, були визначені похибки переміщення вихідної ланки. В значній мірі ці властивості обумовлюються конструкцією приводів лінійних переміщень, які в просторовому механізмі паралельної кінематики є елементами несучої системи.

Сили, що виникають в штангах в процесі руху платформи, залежать від довжин штанг.

Зокрема збільшення лінійних розмірів штанг приводить до зменшення навантаження в штангах.

1. Агрегатно-модульне технологічне обладнання: Навч. пос. / Під заг. ред. Ю.М. Кузнєцова в 3-х. Ч. 1 – Принципи побудови агрегатно-модульного технологічного обладнання. – Кіровоград, 2003. – 422 с.
2. *Артоболевский И. И.* Теория пространственных механизмов. Ч. 1 / И. И. Артоболевский. – М. : ОНТИ, 1937. - 236 с.
3. *Афонин В.Л., Подзоров П.П., Слепцов В.В.* Обрабатывающее оборудование на основе механизмов параллельной структуры /Под общей редакцией В.Л. Афонина . М.: Учебное пособие. Издательство МГТУ СТАНКИН, 2006.- 452 с.
4. *Глазунов В.А., Колискор А.Ш., Крайнев А.Ф.* Пространственные механизмы параллельной структуры. – М.: Наука, 1991.
5. *Кириченко А.М.* Просторова жорсткість обладнання з паралельною кінематикою / А.М. Кириченко, В.Б. Струтинський // Вісник ЖДТУ. – 2010. – №8. – С. 88-97
6. *Кузнєцов Ю.М., Дмитрієв Д.О., Діневич Г.Ю.* Компонувки верстатів з механізмами паралельної структури/ Під ред. Ю.М. Кузнєцова. – Херсон: ПП Вишемирський В.С., 2009. – 456 с.
7. *Кузнєцов Ю.Н., Дмитрієв Д.А.* Декомпозиція движений штанг постоянной длины в станках с параллельной кинематикой // Тезисы докладов международной конференции “Научное пространство Европы” (Обработка материалов в машиностроении). – Харьков, 2008, Рос.наука. – С. 16-20
8. *Кузнєцов Ю.Н., Дмитрієв Д.А.* Кинематика, компоновка и формообразующие движения токарных многоцелевых станков с механизмами параллельной структуры // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету ім. Михайла Остроградського Вып. 2/2008 (49).- Кременчук: КДТУ, 2008 – С.66-75
9. *Ласточкин А.Б.* Разработка и исследование механизмов параллельной структуры для их совместного относительного манипулирования. Автореферат дис. канд. техн. наук: 05.02.18, МИМАШРАН им. А.А. Благовраова. 2009 – 19 с.
10. *Кузнєцов Ю.М., Дмитрієв Д.О.*, Патент на корисну модель № 27808. Токарний багатоцільовий верстат, МПК В23В3/00, В23В5/00 / Заявл. 27.07.2007, опубл. 12.10.2007, Бюл. № 18.
11. Розробка теоретичних основ і конструктивних рішень макету багатокоординатного верстата зі складним просторовим рухом інструменту для обробки складнопрофільних виробів з будматеріалів. Звіт про науково-дослідну роботу № 1964, Кер. В. І. Сідорко, ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН.
12. *Струтинський В.Б.*, Теоретичне обґрунтування кінематичних параметрів механізмів паралельної кінематики / В.Б.Струтинський, І.І. Верба , Самі (Мох'д Амін) Мох'д Іхміш.// Вестник НТУУ "КПИ". Машиностроение, Киев., № 45, 2004. – С. 104-108.
13. *Zhang, D.* Kinetostatic Analysis and Optimization of Parallel and Hybrid Architectures for Machine Tools, Ph.D. Thesis, Laval University, Canada, 2000. – 288 p.

Стаття надійшла до редакції 24.04.2013.

А.В. Кузьмов

МУЛЬТИМАСШТАБНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СПЕКАНИЯ ПОРИСТЫХ МАТЕРИАЛОВ

Предложена мультимасштабная методология моделирования спекания, основывающаяся на параллельном отслеживании и учете взаимного влияния структуры микронеоднородной среды и макроскопических деформаций среды. Внутренняя структура пористого материала отслеживается в определенных контрольных точках макроскопического тела, при этом каждой контрольной точке соответствует своя представительная ячейка. Используемый мультимасштабный подход, в отличие от большинства известных на сегодня исследований, позволяет избавиться от ограничений связанных с выбором внутренних параметров состояния описывающих структуру гетерогенной среды. Рассматривается спекание частично закрепленного пористого тела. Результаты расчетов позволили увидеть существенную несферичность формы пор и как следствие возникновение приобретенной анизотропии в некоторых частях спекаемого тела.

Ключевые слова: мультимасштабная методология, спекания, пористый материал.

Рис. 6. Форм. 13. Лит. 3.

А.В. Кузьмов

МУЛЬТИМАСШТАБНЕ МОДЕЛЮВАННЯ СПІКАННЯ ПОРИСТИХ МАТЕРІАЛІВ

Запропонована мультимасштабна методологія моделювання спікання, що базується на паралельному відстежуванні та врахуванні взаємного впливу структури мікро неоднорідного середовища та макроскопічних деформацій середовища. Внутрішня структура пористого матеріалу відстежується в певних контрольних точках макроскопічного тіла, при цьому кожній контрольній точці відповідає своя репрезентативна комірка. Такий мультимасштабний підхід, на відміну від більшості відомих на сьогодні досліджень, дозволяє позбутись обмежень пов'язаних з вибором внутрішніх параметрів стану, що описують структуру гетерогенного середовища. Розглядається спікання частково закріпленого пористого тіла. Результати розрахунків дозволили виявити суттєву не сферичність форми пор і як наслідок виникнення набутої анізотропії.

Ключові слова: мультимасштабна методологія, спікання, пористий матеріал.

A. Kuzmov

MULTISCALE MODELING OF SINTERING OF POROUS MATERIALS

A multi-scale numerical approach for the modeling of viscous sintering based on the parallel monitoring of micro- and macro-scale evolutions is proposed. The internal structure of the porous material is described by the set of unit cells defined in the special control points of the material. In the course of sintering both the macroscopic shape change and the evolution of the unit cell geometry are calculated. The approach has no restrictions on the number of internal material parameters and could be used for the analysis of the optimum set of internal characteristics during viscous sintering. Numerical examples demonstrate a high level of macroscopically non-uniform anisotropy development during the constrained sintering of a porous bar with a rectangular cross-section.

Для описания макроскопического поведения микронеоднородных тел применяется концепция эффективных свойств. Эта концепция позволяет, зная локальные законы поведения различных фаз микронеоднородного материала и геометрию взаимного расположения фаз (микроструктуру), сформулировать аналогичные законы поведения некоей эффективной среды соответствующей микронеоднородному материалу. Согласно этой концепции каждой материальной точке эффективной среды можно поставить в соответствие подобласть микронеоднородного тела, содержащую определенный фрагмент микроструктуры, — так называемую представительную ячейку. При этом макроскопическому тензору скоростей деформаций e_{ij}^0 в материальной точке эффективной среды соответствуют граничные условия относительно скоростей на представительной ячейке:

$$V_i = e_{ij}^0 x_j \quad (1)$$

При исследовании эффективных свойств для описания микроструктуры обычно вводят некоторую совокупность параметров $V_1 \dots V_n$ характеризующих геометрию взаимного расположения фаз в микронеоднородном материале. Такие параметры принято называть внутренними параметрами состояния эффективной среды, поскольку они также являются внутренними параметрами состояния в термодинамическом смысле. Примерами таких параметров служат объёмные концентрации фаз, параметры формы частиц отдельной фазы (например эксцентриситет и угол поворота эллиптического включения), топологические характеристики взаимного расположения фаз (число межчастичных контактов, межфазная поверхность). При деформировании микронеоднородных тел микроструктура также претерпевает изменения в ходе деформирования, поэтому возникает вопрос об изменении внутренних параметров в ходе деформации. Для решения этой проблемы пытаются с тех или иных

соображений найти так называемые эволюционные уравнения для внутренних параметров состояния. В случае необратимого деформирования эти эволюционные уравнения, как правило, имеют общий вид :

$$\frac{\partial v_k}{\partial t} = f(v_1 \dots v_n, e_{ij}) \quad (2)$$

Для успешного и обоснованного использования описанной выше методики внутренних переменных состояния при моделировании деформирования макроскопического микронеоднородного тела нужно, чтобы на протяжении всей истории деформирования во всех материальных точках макроскопического тела (а как отмечалось ранее, каждой макроскопической материальной точке соответствует своя представительная ячейка) микроструктура более или менее точно описывалась с помощью конечного числа заранее выбранных внутренних параметров состояния $v_1 \dots v_n$. Если строго подходить к этому вопросу, то такое условие как правило не выполняется, потому что геометрия распределения фаз в микронеоднородном материале сложным образом зависит от истории макроскопического деформирования и не может быть описана конечным числом внутренних параметров состояния. Но существуют важные для приложений случаи, когда микроструктуру можно более или менее точно описать с помощью конечного числа внутренних переменных состояния: это прежде всего теория малых упругих или упруго пластических деформаций когда отождествляются Эйлеровы и Лагранжевы координаты и деформации пренебрежимо мало влияют на изменение микроструктуры. К таким случаям относится также теория течения несжимаемой жидкости с твердыми включениями в случае, когда концентрация включений относительно невелика и некоторые другие случаи. Но существует немало важных для приложений случаев, когда концепции конечного числа внутренних переменных состояния недостаточно для адекватного моделирования деформирования микронеоднородного тела.

С развитием средств вычислительной техники и методов численного анализа становится возможным прямое численное многоуровневое моделирование деформирования микронеоднородных тел, при котором геометрия представительной ячейки отслеживается непосредственно без ввода дополнительных внутренних параметров состояния эффективной среды. В этой статье описывается многоуровневое моделирование процесса спекания в случае, когда механизмом спекания является линейно-вязкое течение несжимаемой твердой фазы под действием капиллярных Лапласовских сил [1]. Следует заметить, что, в отличии от случая просто вязкого течения пористого тела, в случае спекания к форме пор чувствительны не только макроскопические вязкие свойства, но и движущие силы спекания в форме капиллярного Лапласовского давления [2]. Поэтому, как нам кажется, в случае спекания особо важно уметь правильно отслеживать форму пор на протяжении всего процесса деформирования, что обуславливает необходимость использования многоуровневого моделирования.

Опишем использовавшуюся нами методику многоуровневого моделирования. Для упрощения вычислений мы рассматривали задачу плоской деформации для тела с периодически расположенными порами. То есть рассматриваемый нами материал имеет периодическую микроструктуру. Теория эффективных свойств для материалов с периодической микроструктурой довольно хорошо разработана, более того, существует строгое теоретическое обоснование этой теории [3]. Для нас с точки зрения вычислительной эффективности важно то, что для нахождения эффективных свойств можно рассматривать краевую задачу всего на одной ячейке периодической решетки (при этом следует заметить, что в терминах микромеханики [4] размер одной ячейки не является масштабом длины осреднения, а всего лишь масштабом неоднородности , поэтому на границе ячейки берутся не граничные условия (1) , а несколько иные описанные ниже).

Согласно теории, изложенной в [3] если в материальной точке макроскопической среды тензор скоростей деформаций равен $e_{ij} = e_{ij}^0$, то поле скоростей в ячейке решетки, которая

соответствует данной материальной точке, с точностью до членов порядка $\left(\frac{l}{L}\right)^2$ (где l – размер

ячейки , L – размер макроскопического тела) можно представить в виде:

$$\vec{V}(\vec{x}) = \vec{V}_0 + P * \vec{x} + \vec{V}^*(\vec{x}) \quad (3)$$

где: начало системы координат \vec{x} совпадает с левым нижним углом ячейки, \vec{V}_0 – константа равная макроскопической скорости в материальной точке, соответствующей данной ячейке, $P^* \vec{x}$ – описывает поворот ячейки как жесткого целого (то есть матрица P ортогональна $PP^T = E$) и зависит от макроскопического тензора скорости собственных вращений $\omega_{ij}^0 = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_i}{\partial x_j} - \frac{\partial V_j}{\partial x_i} \right)$, а

$\vec{V}^*(\vec{x})$ описывает микронеоднородность скорости в объеме ячейки, и является решением уравнений равновесия для материала ячейки со специальными периодическими граничными условиями пропорциональными e_{ij}^0 . Выпишем подробно эти граничные условия для нашего двумерного случая. Ниже на рисунке изображена ячейка, которая в начальный момент времени была прямоугольной, но в результате деформирования ее границы искривились (естественно оставаясь при этом периодическими).

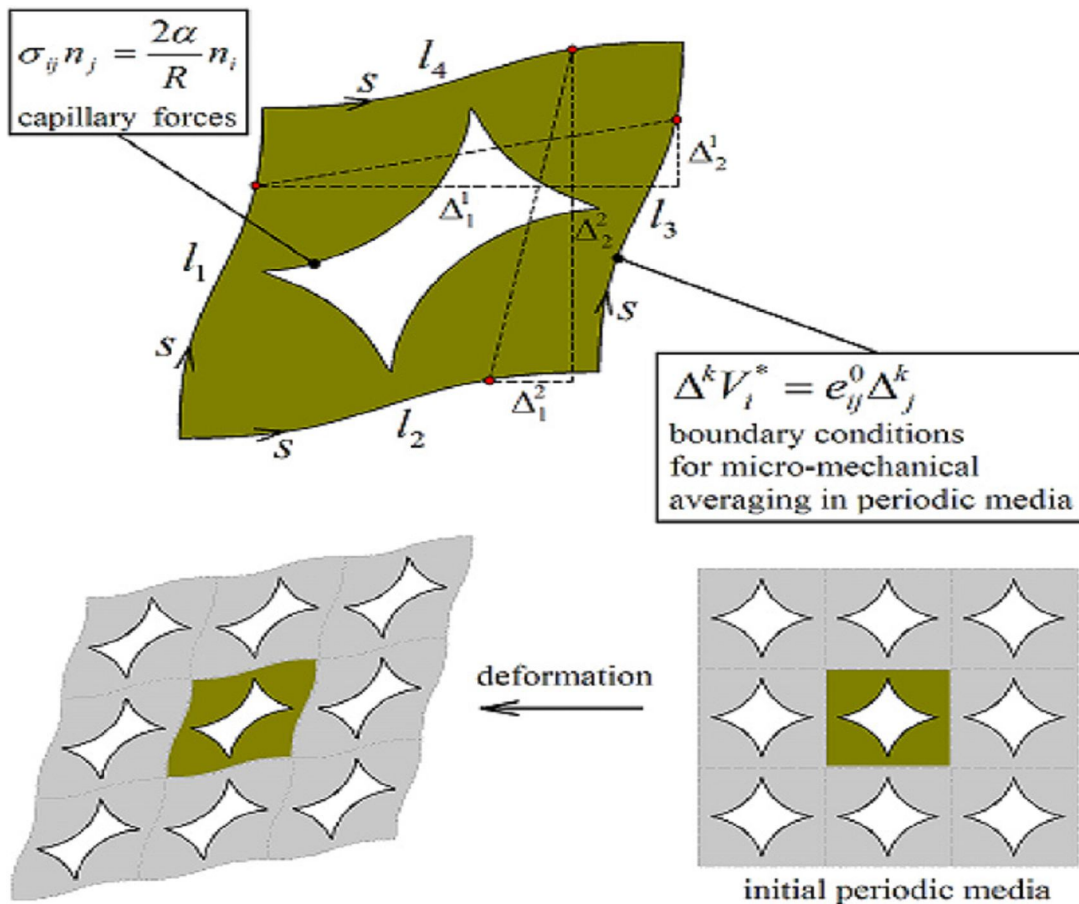


Рис. 1. Ячейка периодической решетки в процессе деформирования

Пусть каждая из четырех сторон ячейки задана параметрически с помощью длины дуги s (направление отсчета s показано на рисунке)

$$\begin{aligned} l_1: & \quad x = x_1(s), \quad y = y_1(s) & l_3: & \quad x = x_3(s), \quad y = y_3(s) \\ l_2: & \quad x = x_2(s), \quad y = y_2(s) & l_4: & \quad x = x_4(s), \quad y = y_4(s) \end{aligned} \tag{4}$$

тогда граничные условия для $\vec{V}^* = \{V_x^*(x, y), V_y^*(x, y)\}$ можно представить в виде:

$$\begin{aligned} V_x^*(x_3(s), y_3(s)) - V_x^*(x_1(s), y_1(s)) &= e_{xx}^0 (x_3(s) - x_1(s)) + e_{xy}^0 (y_3(s) - y_1(s)) \\ V_y^*(x_3(s), y_3(s)) - V_y^*(x_1(s), y_1(s)) &= e_{yx}^0 (x_3(s) - x_1(s)) + e_{yy}^0 (y_3(s) - y_1(s)) \\ V_x^*(x_4(s), y_4(s)) - V_x^*(x_2(s), y_2(s)) &= e_{xx}^0 (x_4(s) - x_2(s)) + e_{xy}^0 (y_4(s) - y_2(s)) \\ V_y^*(x_4(s), y_4(s)) - V_y^*(x_2(s), y_2(s)) &= e_{yx}^0 (x_4(s) - x_2(s)) + e_{yy}^0 (y_4(s) - y_2(s)) \end{aligned} \tag{5}$$

Введем обозначения :

$$\begin{aligned} \Delta^1 V_1^* &= V_x^*(x_3(s), y_3(s)) - V_x^*(x_1(s), y_1(s)); \quad \Delta^1 V_2^* = V_y^*(x_3(s), y_3(s)) - V_y^*(x_1(s), y_1(s)) \\ \Delta^2 V_1^* &= V_x^*(x_4(s), y_4(s)) - V_x^*(x_2(s), y_2(s)); \quad \Delta^2 V_2^* = V_y^*(x_4(s), y_4(s)) - V_y^*(x_2(s), y_2(s)) \\ \Delta_1^1 &= x_3(s) - x_1(s); \quad \Delta_2^1 = y_3(s) - y_1(s) \\ \Delta_1^2 &= x_4(s) - x_2(s); \quad \Delta_2^2 = y_4(s) - y_2(s) \end{aligned} \quad (6)$$

можно переписать условия (5) в компактной форме, похожей на условия (1),

$$\Delta^k V_i^* = e_{ij}^0 \Delta_j^k \quad (7)$$

заметим, что несмотря на искривление формы ячейки величины Δ_j^k постоянны, то есть не зависят от s . Отметим, что условия (7) задают поле скоростей в ячейке с точностью до произвольной константы, которая подбирается из условия $\vec{V}^*(\vec{0}) = \vec{0}$.

Используя этот факт мы в первых можем найти изменение микроструктуры на ячейке при заданном макроскопическом тензоре скоростей деформаций e_{ij}^0 в материальной точке соответствующей данной ячейке, то есть, получаем некий аналог уравнений эволюции для внутренних параметров состояния. Во вторых, можем найти эффективные механические определяющие соотношения в материальной точке соответствующей данной ячейке. Поскольку в нашем случае реология твердой фазы линейна, то и макроскопическая реология тоже будет линейной. Учитывая наличие дополнительных внутренних Лапласовских сил, в нашем случае в каждой точке макроскопического тела эффективные определяющие уравнения будут иметь вид:

$$\sigma_{ij} = A_{ijkl} e_{kl} + pl_{ij} \quad (8)$$

а диссипативный потенциал D такой, что $\sigma_{ij} = \frac{\partial D}{\partial e_{ij}}$ соответственно будет иметь вид

$$D = \frac{1}{2} A_{ijkl} e_{kl} e_{ij} + pl_{ij} e_{ij} \quad (9)$$

где: A_{ijkl} – тензор (4 ранга) модулей вязкости, имеющий в нашем плоском случае в силу симметрии 6 независимых компонент; pl_{ij} – эффективные Лапласовские напряжения, возникающие вследствие действия капиллярных сил на поверхности поры (симметричный тензор второго ранга). Полный потенциал D можно записать в виде суммы вязкого диссипативного потенциала $D_0 = \frac{1}{2} A_{ijkl} e_{kl} e_{ij}$ и потенциала спекания $D_{pl} = pl_{ij} e_{ij}$

$$D = D_0 + D_{pl} \quad (10)$$

Для нахождения D_0 решаются уравнения равновесия на ячейке с краевыми условиями (7) на границе ячейки и условиями отсутствия напряжений на поверхности поры. Поскольку существует 6 независимых компонент A_{ijkl} , для нахождения D_0 необходимо решить 6 различных краевых задач. Для дальнейших выкладок удобно записать D_0 в инвариантном виде:

$$D_0 = D_0(e_{xx}, e_{yy}, e_{xy}) = a_{11}(e_{xx})^2 + a_{22}(e_{yy})^2 + a_{33}(e_{xy})^2 + 2a_{12}e_{xx}e_{yy} + 2a_{23}e_{yy}e_{xy} + 2a_{31}e_{xy}e_{xx} \quad (11)$$

(a_{ij} не являются компонентами тензора)

Как легко видеть:

$$a_{11} = D_0(1,0,0); \quad a_{22} = D_0(0,1,0); \quad a_{33} = D_0(0,0,1)$$

$$a_{12} = \frac{1}{2}(D_0(1,1,0) - a_{11} - a_{22}); \quad a_{23} = \frac{1}{2}(D_0(0,1,1) - a_{22} - a_{33}); \quad a_{31} = \frac{1}{2}(D_0(1,0,1) - a_{33} - a_{11}) \quad (12)$$

поэтому для нахождения диссипативного потенциала достаточно решить следующую серию краевых задач для уравнений равновесия с граничными условиями вида

$$p_i = \sigma_{ij} n_j = 0 \quad \text{– на поверхности поры}$$

$$\Delta^k V_i^* = e_{ij}^0 \Delta_j^k (*) \quad \text{– на границе ячейки}$$

для следующих 6 наборов $(e_{xx}^0, e_{yy}^0, e_{xy}^0)$: $(1,0,0)$; $(0,1,0)$; $(0,0,1)$; $(1,1,0)$; $(0,1,1)$; $(1,0,1)$ и затем вычислить a_{ij} по формулам (12).

Для вычисления pl_{ij} непосредственно вычислим мощность работы капиллярных Лапласовских сил в объеме одной ячейки на скоростях вызванных макроскопической скоростью деформации e_{ij}^0 . Для нахождения pl_{ij} последовательно решаются уравнения равновесия на ячейке с учетом капиллярных напряжений $p_i = \sigma_{ij} n_j = \frac{2\alpha}{R} n_i$ на поверхности поры, и с краевыми условиями $\Delta^k V_i^* = e_{ij}^0 \Delta_j^k$ на границе ячейки для следующих 3 наборов $(e_{xx}^0, e_{yy}^0, e_{xy}^0)$: $(1,0,0)$; $(0,1,0)$; $(0,0,1)$; Затем непосредственно вычисляется мощность работы капиллярных напряжений путем интегрирования скалярного произведения скорости \vec{V} (полученной в результате решения описанных выше уравнений равновесия на ячейке) на усилие $(\vec{P} = \vec{n} \frac{2\alpha}{R})$ по границе поры

$$W = \int_i (\vec{V} \cdot \vec{P}) dl \quad (13)$$

Соответственно набору $(1,0,0)$ соответствует pl_{xx} , набору $(0,1,0)$ – pl_{yy} , набору $(0,0,1)$ – $pl_{xy} = pl_{yx}$.

До сих пор мы описывали методику работы с единственной ячейкой и единственной соответствующей ей материальной точкой. Далее рассмотрим моделируемое нами макроскопическое тело произвольной формы. В этом теле мы выбираем так называемые контрольные точки, в процессе многоуровневого моделирования мы будем отслеживать изменение микроструктуры и находить эффективные свойства именно в этих контрольных точках.

Пусть известна геометрия ячеек в момент времени t , найдем по описанной выше методике эффективные свойства во всех контрольных точках. Значения эффективных свойств во всех остальных точках макроскопического тела находятся путем численной интерполяции по известным значениям в контрольных точках. Зная, таким образом, эффективные свойства во всех материальных точках тела (с точки зрения численной реализации во всех узлах конечно-элементной сетки) мы можем составить и решить уравнения механического равновесия для макроскопического тела, соответственно найти макроскопическое поле скоростей и по нему вычислить значения макроскопических скоростей деформаций e_{ij}^0 , в том числе и в контрольных точках. Зная e_{ij}^0 в каждой контрольной точке мы можем, решив, подробно описанную выше краевую задачу, найти микроскопическое поле скоростей в каждой ячейке соответствующей своей контрольной точке, и выбрав определенным образом шаг по времени Δt найти новые координаты точек ячейки в момент времени $t + \Delta t$

$$x_i(t + \Delta t) = x_i(t) + V_i \Delta t,$$

а значит и микроструктуру каждой ячейки в момент времени $t + \Delta t$. Зная новую геометрию ячеек в момент времени $t + \Delta t$, опять находим эффективные свойства во всех контрольных точках и т.д. повторяем эту процедуру по времени. Мы изначально располагали контрольные точки в узлах прямоугольной решетки (далее в процессе деформирования контрольные точки уже не будут образовывать правильную решетку) и для вычисления эффективных коэффициентов в других точках тела использовали билинейную интерполяцию. Как показали наши численные эксперименты с небольшим количеством контрольных точек (до 100) интерполяция более высокой степени (кубическими сплайнами, бикубическая) приводила в некоторых задачах с большим градиентом эффективных коэффициентов к значительным искажениям и биениям эффективных свойств (вплоть до физически невозможных значений, как например отрицательный модуль Юнга). Для задачи о связанном спекании бралось 25 контрольных точек.

В качестве одного из примеров применения описанной выше методики исследуем спекание закрепленного сверху и снизу и свободного по бокам образца (Рис. 2.)

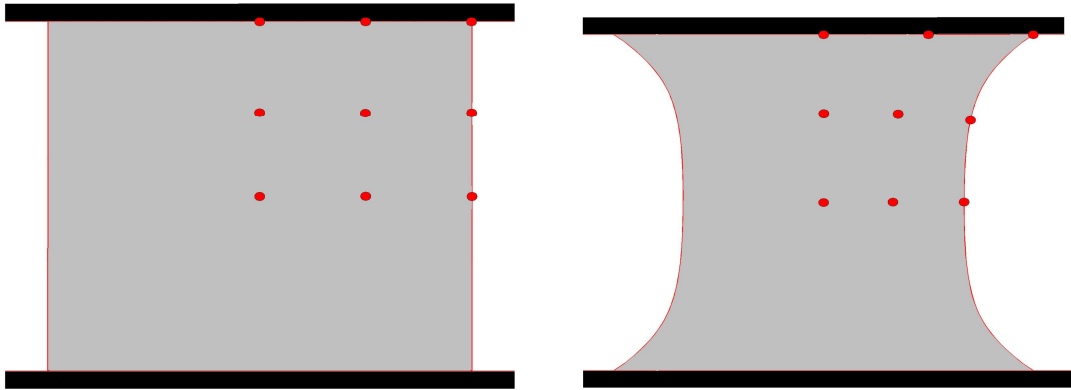


Рис. 2. Начальное и конечное расположение контрольных точек при закрепленном спекании

Рассматривался случай когда каждая периодическая ячейка содержит только одну пору. В этом случае из соображений симметрии достаточно рассмотреть четверть образца, в этой области бралось 9 контрольных точек (Рис. 2.). Эволюция формы пор для случая изначально круглых пор показана на (Рис. 3.). Рассматривался также случай вытянутых и повернутых на 45° пор, в этом случае необходимо рассматривать уже не четверть а половину образца (Рис. 4). Для случая вытянутых пор бралось 15 контрольных точек.

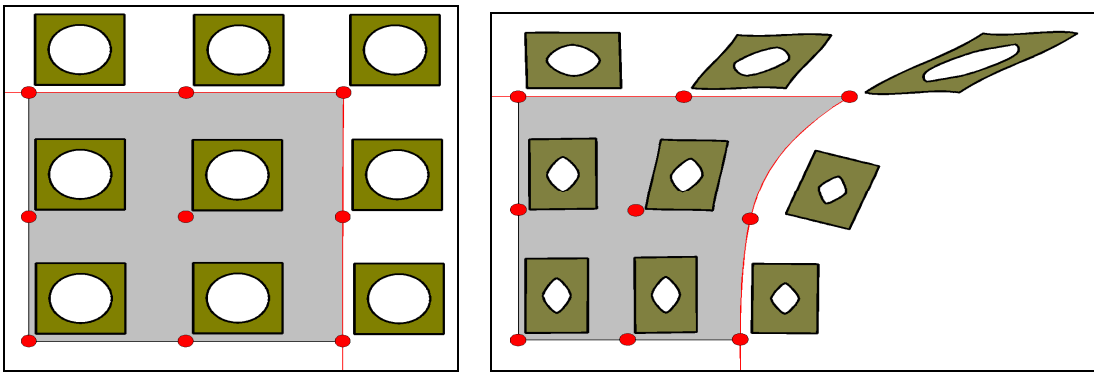


Рис. 3. Изменение формы изначально круглых пор при закрепленном спекании

В качестве еще одного примера рассмотрим спекание композитной пористой двухслойной пластины с одинаковой средней плотностью в каждом из слоев. При этом предполагается, что отличается форма пор слоев, в одном они сферические, а в другом вытянутые эллипсоидальные (с соотношением осей 1:4). Нужно заметить, что предсказывают однородную усадку такой двухслойной пластины

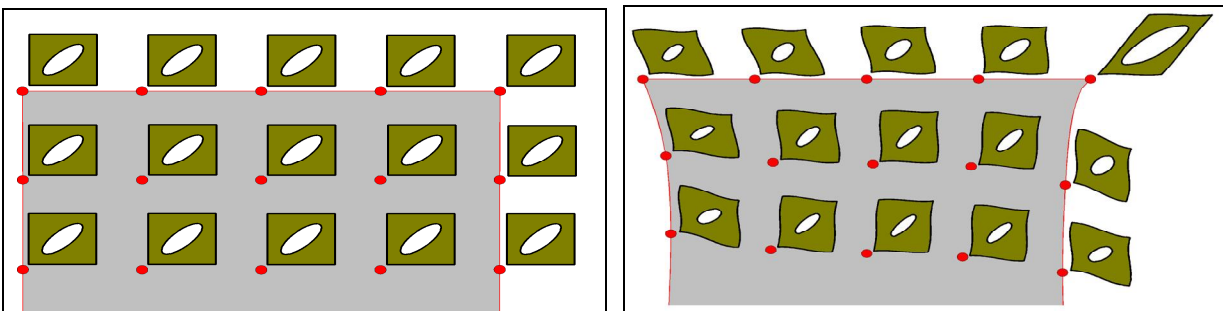


Рис. 4. Изменение формы изначально вытянутых и повернутых пор при закрепленном спекании

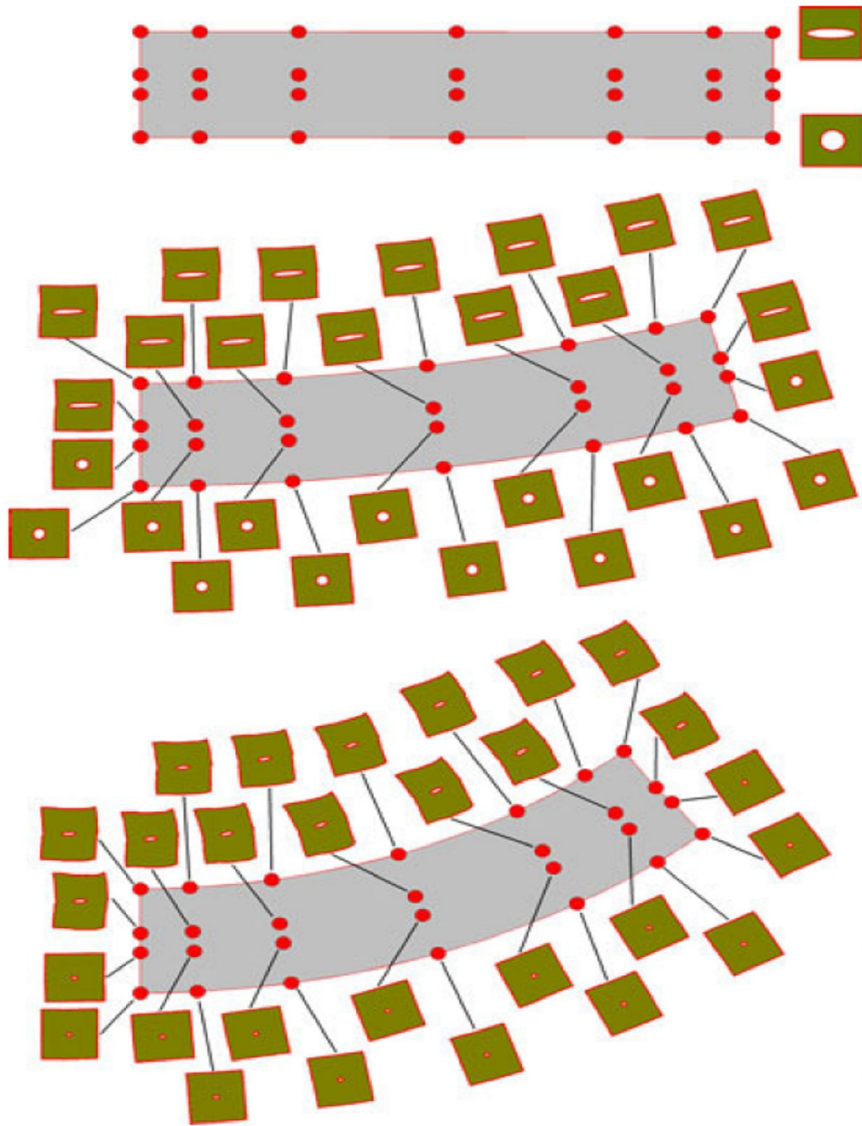


Рис. 5. Спекание двухслойной пластины

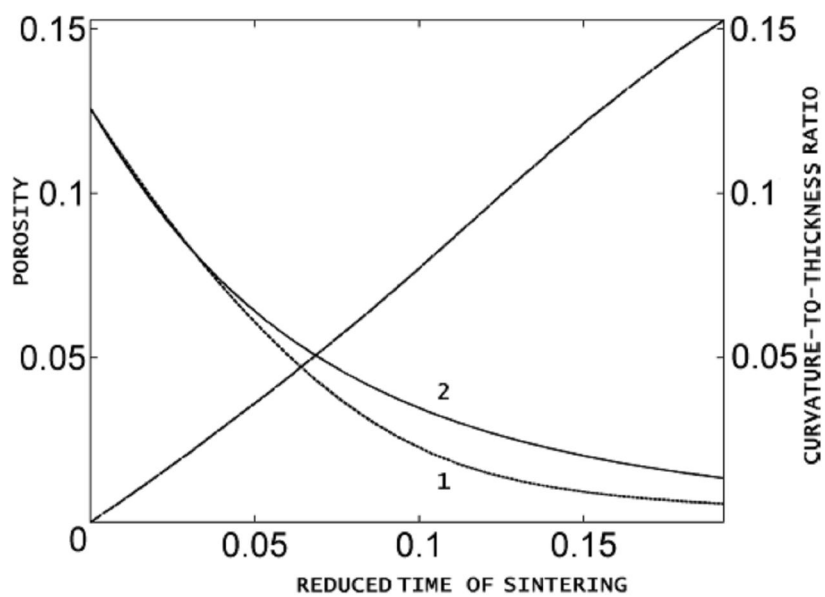


Рис. 6. Эволюция пористости и отношения кривизны к толщине: (1) пористость в нижнем слое; (2) пористость в верхнем слое.

Учет же формы пор в произведенном нами мультимасштабном моделировании показывает, что такая пластинка в результате спекания будет существенно искривляться, на рис.5. показано в какую именно сторону. Следует обратить внимание еще на два интересных результата. Во-первых вытянутая форма пор в верхнем слое сохраняется практически до полной усадки, причем степень вытянутости меняется не очень значительно рис.6. Во-вторых несмотря на меньшую интегральную усадку рис.6. именно верхний слой больше укорачивается при искривлении.

Применение мультимасштабного подхода при моделировании спекания позволяет отслеживать (или по крайней мере отражает) ряд важных эффектов к которым в принципе нечувствительны классические континуальные модели спекания, в которых единственным внутренним параметром описывающим структуру порового пространства является интегральная плотность. Наличие закрепления при спекании вызывает существенную неоднородность формы пор в процессе спекания. Начальная анизотропия формы пор приводит к несимметричной усадке во время спекания. Различная же форма пор по объёму образца может приводить к существенному искажению формы окончательного изделия даже при однородной начальной средней плотности.

1. *Френкель Я. И.* Вязкое течение кристаллических тел под действием поверхностного натяжения // Журн. эксперим. и теорет. физики.—1946.—16.—с. 29–34
2. *В.В. Скороход* Реологические основы теории спекания. – Киев, Наук. Думка, 1972. – 151 с.
3. *Бахвалов Н.С., Панасенко Г.П.* Осреднение процессов в периодических средах. - М.: Наука, 1984.–352 с.
4. *Кристенсен Р.* Введение в механику композитов. – М: Мир. – 1982. – 396 с.

Стаття надійшла до редакції 26.04.2013.

УДК 621.436

Н.Г. Куць, Л.И. Гречихин

ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬ В ГАЗООБРАЗНОМ, ЖИДКОМ И ТВЕРДОМ СОСТОЯНИЯХ

Показана несостоятельность применения уравнения теплопроводности для получения распространения тепла в разных средах. Применение вектора Умова позволяет решать теплопроводные задачи в любых средах, задавая среду и величины потоков тепла на границах раздела.

Ключевые слова: теплопроводность, уравнение теплопроводности, вектор Умова, агрегатные состояния

Рис. 3. Форм. 25. Табл. 2. Лит. 6.

Н.Г. Куць, Л.И. Гречихин

ТЕПЛОПРОВІДНІСТЬ У ГАЗОПОДІБНОМУ, РІДКОМУ І ТВЕРДОМУ СТАНІ

Показана неспроможність застосування рівняння теплопровідності для отримання поширення тепла в різних середовищах. Застосування вектора Умова дозволяє вирішувати теплопровідні завдання в будь-яких середовищах, задаючи середу і величини потоків тепла на межах розділу.

Ключові слова: теплопровідність, рівняння теплопровідності, вектор Умова, агрегатні стани.

N. Kuts , L. Hrechyhyn

THERMAL CONDUCTIVITY IN GASEOUS, LIQUID AND SOLID STATES

It was shown the inconsistency of the applying of the heat equation for heat distribution in different environments. Using of the Umov's vector can solve the heat transfer problems in any environments, setting the environment and values of the heat fluxes at the interfaces.

Key words: thermal conductivity, heat conduction equation, Umov's vector, aggregate states.

Введение. Классическая теория теплопроводности была разработана Фурье, который показал, что такое явление можно описать следующим уравнением [1]

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \chi \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right), \quad (1)$$

где $\chi \cong \bar{l} / c_V \rho$ - коэффициент температуропроводности пропорциональный длине свободного пробега \bar{l} и обратно пропорционален удельной теплоемкости c_V и плотности среды ρ , т.е., зависящий от материала и его физического состояния и может быть определен в каждом конкретном случае чисто опытным путем и поэтому не является универсальной постоянной величиной. Кроме этого решение дифференциального уравнения вида (1) возможно при наличии заданных граничных и начальных условий. Если для однородного и изотропного материала можно задать эти условия и их как-то проконтролировать, то для неоднородных, анизотропных, а тем более для многослойных сред разных структур и агрегатных состояний это практически осуществить не возможно.

Цель и задачи исследования. При разогреве и остывании среды определенного агрегатного состояния вдоль выбранного направления распространяется тепло. Тепло – это внутренняя энергия, которая распределена по разным степеням свободы. В каждом агрегатном состоянии реализуются вполне конкретные степени свободы, которые реагируют на внешнее воздействие по-разному. В этой связи возникает *цель*: разработать более общую модель распространения тепла в разных средах с учетом присущих данной среде всех физических и химических свойств. Цель может быть достигнута путем решения следующих задач:

- при распространении тепла учитывать не только атомно-молекулярную структуру рассматриваемой среды, но и ее кластерную структуру;
- распространение тепла следует рассматривать не с позиций температуропроводности, а с позиций распространения тепловой энергии по заданной среде;
- теплоемкость рассматривать с учетом вероятности возбуждения степеней свободы для каждой частицы, формирующих среду;
- распространение тепла рассматривать с учетом изменения агрегатного состояния, структуры среды и ее теплоемкости от температуры;
- выяснить, какие процессы теплообмена происходят на границах раздела разных агрегатных состояний.

Основная часть. Газообразная среда. Применительно к газам уравнение теплопроводности (1) решается с учетом эмпирической формулы предложенной Эженом [1]

$$\bar{l} = 10^2 \frac{\eta c_V}{M} \left(1 + \frac{9R}{4c_V} \right), \quad (2)$$

где η - динамическая вязкость, M - молярная масса и R - универсальная газовая постоянная. Как меняется динамическая вязкость газовой среды и удельная теплоемкость в зависимости от температуры, остается вне рассмотрения. Относиться к эмпирическим формулам при более глубоком рассмотрении процесса теплопередачи следует осторожно.

Общая задача распространения тепла в газах с применением молекулярно-кинетической теории решена достаточно убедительно. В результате получен закон распространения тепла в виде

$$Q = K \frac{dT}{dl} S t, \quad (3)$$

Здесь $K = \frac{1}{3} \rho c_V \bar{c} \bar{l}$ - коэффициент теплопроводности, зависящий от плотности газа ρ ;

удельной теплоемкости c_V ; скорости распространения звука в газе $\bar{c} = \sqrt{\frac{\gamma k_B T}{m_a}}$;

$\bar{l} \approx \frac{1}{\sqrt{2\pi} D^2 n}$ - длина свободного пробега, которая обратно пропорциональна концентрации частиц

в газе n и квадрату среднего диаметра частиц газа D^2 ; $\frac{dT}{dl}$ - градиент температуры; S - площадь, по которой происходит перенос тепла и t - время, в течение которого происходит перенос тепла.

В уравнении теплопроводности коэффициент теплопроводности зависит от основных параметров, которые характеризуют газовое состояние. Все эти параметры при заданном градиенте температуры зависят от величины температуры, которая изменяется по мере распространения тепла вдоль выбранного направления. Получается, что уравнение теплопроводности (3) позволяет определить количество тепла только на начальном участке и в начальный момент при заданном градиенте температур. Поэтому внутри газовой среды ситуация весьма неоднозначная. Поэтому воспользуемся более общим подходом, предложенным Умовым. Вектор Умова позволяет получить величину потока энергии вдоль выбранного направления, определяемого по следующей формуле

$$\vec{P}_z = [\vec{w}\vec{v}], \text{ Вт/м}^2. \quad (4)$$

Для газовой среды плотность энергии определяется ее внутренней тепловой энергией. Тогда в пренебрежении лучистой энергией

$$w = \frac{i}{2} k_B T \cdot n, \quad (5)$$

$$\text{а скорость распространения} \quad v = \sqrt{\frac{\gamma k_B T}{m_a}}. \quad (6)$$

Для большинства практических задач давление полагается постоянным ($P = const$) и вектор Умова приобретает вид в абсолютном значении

$$P_z = \frac{i}{2} P \sqrt{\frac{\gamma k_B T}{m_a}}. \quad (7)$$

Здесь P - давление в газе. Число степеней свободы i и отношение теплоемкостей при постоянном давлении и постоянном объеме $\gamma = C_p / C_v$ изменяются с температурой. Изменением отношения теплоемкостей с температурой можно пренебречь, а изменение количества степеней свободы, вовлекаемой внутри газа при заданной температуре, будет существенное, т.к.

$$i = \sum_k i_k W_k. \quad (8)$$

где i_k - количество k -ой степени свободы и $W_k = \int_{E_{св,k}}^{\infty} f(E, T) dE$ вероятность возбуждения k -ой степени свободы, а $f(E, T)$ - функция распределения по энергиям Максвелла-Больцмана.

Все газы и даже гелий состоят из молекул. Внутренняя тепловая энергия содержится в поступательных, вращательных и колебательных степенях свободы. В газах вероятность возбуждения вращательных степеней свободы равна нулю вследствие отсутствия трения между частицами газа. Только для колебательных степеней свободы вероятность их возбуждения отлична от нуля и определяется энергией связи между атомами в молекулах газа. Для двухатомных газов в пренебрежении возбуждения колебательных степеней свободы $i = 5$, а для многоатомных молекул - $i = 6$.

При низких температурах образуются кластеры, и тогда количество возбуждаемых степеней свободы находятся следующим образом

$$i = \frac{1}{\sum_j n_j} \sum_j \sum_k n_{jk} i_k W_k, \quad (9)$$

а при определении плотности энергии по (5) следует учитывать уменьшение общей концентрации частиц при образовании кластеров. В этом случае

$$n = n_0 \left(1 + \sum_{\zeta} N_{\zeta} - \sum_{\zeta} N_{\zeta} W_{\zeta} \right). \quad (10)$$

Здесь $n_0 = 1/r_{кл}^3$; N_{ζ} - число частиц в ζ -м координационном слое и $W_{\zeta} = \int_0^{E_{св,\zeta}} f(E,T)dE$ - вероятность того, что частица ζ -го координационного слоя пребывает в кластере.

По (9) и (10) определяются число степеней свободы и концентрация частиц в промежуточной зоне, когда в определенном температурном интервале происходит постепенный переход газового состояния в жидкое состояние. В жидком состоянии ситуация усложняется.

Среда в жидком состоянии. В жидком состоянии перенос тепла также определяется путем решения уравнения теплопроводности (1) с использованием эмпирических формул

идентификации длины свободного пробега при разных температурах. Такой метод анализа теплопроводности в жидких средах является приближенным и не отражает реальных процессов, происходящих в жидкостях, при распространении тепла. Поэтому применение вектора Умова для описания распространения тепла в жидкой среде представляется более плодотворным. Плотность тепловой энергии также определяется формулой (5), а число степеней свободы, возбуждаемых в жидкостях, - по (9). Однако в формуле (5) следует учитывать, что концентрация частиц в межкластерных объемах резко уменьшается вследствие существенного роста концентрации кластерных образований. При этом в жидкостях возникают два сорта частиц: 1 - молекул, взаимодействующих между собой ковалентной и ионной энергией связи с учетом электрон-дипольного и диполь-дипольного взаимодействия ; 2 - кластерных образований преимущественно с первым координационным слоем. В теплотехнике в качестве теплоносителя преимущественно применяется вода вследствие того, что она обладает максимальной теплоемкостью. Молекула воды показана на рис. 1. Среднеэффективный радиус молекулы воды по данным, указанным на рис. 1 составляет 0,926 Å. Овалом выделена область повышенной электронной плотности между атомами кислорода и водорода. В плотноупакованном состоянии, которое реализуется в кластерах, расстояние между молекулами воды составляет 1,852 Å. Расстояние между кластерами воды в жидком состоянии определяется по значению плотности.

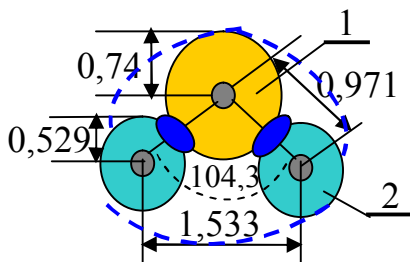


Рис. 1. Молекула воды с указанием размеров в Å: 1 – атом кислорода и 2 – атом водорода

электрон-дипольного и диполь-дипольного взаимодействия ; 2 - кластерных образований преимущественно с первым координационным слоем. В теплотехнике в качестве теплоносителя преимущественно применяется вода вследствие того, что она обладает максимальной теплоемкостью. Молекула воды показана на рис. 1. Среднеэффективный радиус молекулы воды по данным, указанным на рис. 1 составляет 0,926 Å. Овалом выделена область повышенной электронной плотности между атомами кислорода и водорода. В плотноупакованном состоянии, которое реализуется в кластерах, расстояние между молекулами воды составляет 1,852 Å. Расстояние между кластерами воды в жидком состоянии определяется по значению плотности.

Для молекул воды $r_0 = \sqrt[3]{\frac{m_{H_2O}}{8\rho}}$. В нормальных условиях $r_0 = 1,552$ Å, а для эффективного радиуса основного кластера воды получаем $r_{кл.} = 2,969$ Å.

По данным справочника [3] энергия ионизации молекулы воды 12,614 эВ. По значению эффективного радиуса и энергии ионизации первой кратности получены энергии ионизации второй и третьей кратности ионизации, а также эффективные радиусы и эффективные заряды молекулы воды второй и третьей кратности ионизации. Эти значения сведены в табл. 1.

Таблица 1. Исходные данные для молекулы воды

Атомы	Потенциал первой, второй и третьей кратности ионизации, эВ			Среднее удаление электрона от ядра первой, второй и третьей кратности ионизации, Å			Эффективный заряд ядра первой, второй и третьей кратности ионизации			Дипольный электрический момент для атома D(Дебая)
	Θ_1	Θ_2	Θ_3	$r_{p,1}$	$r_{p,2}$	r_s	Z_1^*	Z_2^*	Z_3^*	
H ₂ O	12,6	38,8	77,1	0,93	0,67	0,52	0,81	1,81	2,81	1,85

Жидкое состояние возникает когда $E_{св.,1} \geq 3k_B T_{жс}$. При температуре кипения

$$E_{св.,1} \cong 3k_B T_{кип.} = 0,0964 \text{ эВ}, \quad (11)$$

а при температуре плавления

$$E_{св.,2} \cong 3k_B T_{пл.} = 0,0706 \text{ эВ}. \quad (12)$$

В промежутке между температурой кипения 373 К и температурой таяния льда 273 К вода пребывает в жидком состоянии. В этом диапазоне температур плотность тепловой энергии определяется также по (5), но с учетом (9) и (10). Тогда

$$w_{жс} = \frac{i}{2} k_B T_{эфф.} n, \quad (13)$$

Свободные молекулы воды обладают трансляционным движением, которое содержит три степени свободы, а также вращательным движением, содержащее для трехатомных молекул также три степени свободы, а молекулы в связанном состоянии обладают тремя колебательными степенями свободы и тремя крутильными колебаниями.

Распространение тепла в жидкостях при отсутствии лучистого теплообмена определяется скоростью распространения звука. Обычно скорость звука в воде находят по эмпирической формуле $v = \sqrt{\rho k_S}$, где k_S – адиабатный коэффициент сжатия. Для каждой конкретной жидкости адиабатный коэффициент сжатия определяется опытным путем. Это результат того, что жидкое состояние не достаточно изучено с учетом образования кластерных структур.

За время dt вдоль выбранного направления на жидкость действует импульс силы $F \cdot dt$. Под его действием возникнет перемещение некоторой массы жидкости dm со скоростью v . Тогда:

$$F dt = dm v. \quad (14)$$

Если равенство (14) поделить площадь действия силы S , то получаем импульс давления:

$$P dt = \frac{dm v}{S}, \quad (15)$$

С учетом равенства (13), выражая массу dm через плотность, а давление через модуль Юнга,:

$$E = \rho v^2. \quad (16)$$

Отсюда для скорости распространения продольных волн сжатия в жидкости:

$$v = \sqrt{\frac{E}{\rho}}. \quad (17)$$

Здесь E – модуль объемного сжатия, определяемый для плоской волны сжатия

$$E = \frac{[E_{св.,1}(r) - E_{св.,1}(r_0)]}{2\pi e^2 r_0^3} \frac{3k_B T}{E_{св.,1}(r_0) N_{кл.}}, \quad (18)$$

Среднеэффективный радиус самой молекулы воды составляет $\sim 0,926 \text{ Å}$, а среднеэффективное расстояние между молекулами, полученное из значения плотности воды, 1,552

А. Только свободный объем поддается сжатию. Поэтому при распространении звука в жидкостях максимальный коэффициент сжатия составляет 15%.

В газах сжатие свободного объема молекул может достигать 100%. а в жидкостях будет только в 7 раз меньше (для воды - это 15%). По этому параметру жидкость как-бы соответствует газу. Такое сжатие для воды в принципе не достижимо. Реально при распространении звука в воде происходит импульсное сжатие, которое зависит от амплитуды звуковой волны. Чтобы получить зависимость скорости звука от температуры, следует коэффициент сжатия рассматривать как вариационный параметр. При каком импульсном сжатии звуковой волной получают скорости ее распространения соответствующие экспериментальным данным приведено в табл. 2. По величине модуля сжатия воды она приближаются к твердому телу.

Таблица 2. Величина объемного модуля сжатия, скорость распространения звука и коэффициент объемного сжатия в зависимости от температуры

Параметры	Температура					
	27	29	30	35	37	
$E \cdot 10^{-9}, \text{Па}$	3,96	2,80	2,20	2,26	2,86	2,80
$v, \text{м/с}$	1401	1482	1503	1625	1692	1692
$\chi, \%$	9,80	9,60	9,50	9,55	9,60	9,60

На основании (5) и (17) теплопроводность в жидкостях определяется величиной вектора Умова

$$P_{ж} \approx \frac{1}{2} k_B T n (6W_2 + 3W_1) \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (20)$$

Здесь $W_2 = \int_{E_{св.}-3k_B T}^{\infty} f(E,T) dE$, а $W_1 = \int_0^{E_{св.}-3k_B T} f(E,T) dE$.

Общая схема распространения тепла в одномерном случае изображена на рис.2. Под действием потока тепла $P_{ж,1}$ поверхность А рассматриваемого плоского слоя жидкой среды разогревается до температуры T_1 . Поток тепла $P_{ж,2}$ с поверхности Б обеспечивает температуру T_2 . Если не учитывать процессы разогрева и охлаждения ограничивающих поверхностей, то тогда можно применять уравнение теплопроводности (1).

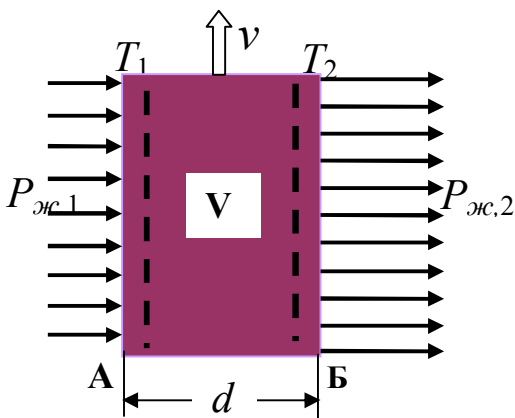


Рис. 2. Схема распространения тепла по среде в одномерном приближении

Но такой случай реально в природе не реализуется. Кроме этого, решая уравнение второго порядка, необходимо задавать граничные и начальные условия, которые не возможно правильно сформулировать, не зная причин их возникновения в каждом конкретном случае.

При $P_{ж,1} > P_{ж,2}$ произойдет разогрев среды. За время t разогрев среды произойдет до температуры

$$T = T_0 + \frac{P_{ж,1} - P_{ж,2}}{\rho d c_V} t \quad (21)$$

Процесс разогрева происходит непрерывно.

При $P_{ж,1} < P_{ж,2}$ рассматриваемая среда непрерывно должна охлаждаться по закону (21).

Твердое тело. Твердое тело представляет собой кристалл. В кристаллической решетке твердого тела внутренняя тепловая энергия формируется продольными и поперечными колебаниями кластеров. Кроме этого следует учитывать энергию хаотического поступательного движения частиц в межкластерных свободных объемах, а также энергию крутильных колебаний

кластеров относительно их собственного центра тяжести. Результирующая внутренняя тепловая энергия представляется в виде

$$Q = \sum_j \frac{3}{2} W_j E_j = \frac{3}{2} k_B T_{эфф}, \quad (22)$$

Если в рассматриваемой среде создается в каком-то направлении разность температур, то возникает перенос энергии. В общем случае перенос энергии определяется вектором Умова по (4).

Плотность тепловой энергии следует определить так

$$w = \frac{3}{4\pi r_{кл.}^3} \frac{3}{2} k_B T_{эфф}. \quad (23)$$

Ранее полагали, что внутренняя энергия в твердом теле определяется только гармоническими колебаниями отдельных атомов или молекул относительно своих положений. В результате внутренняя энергия твердого тела представлялась только по колебательным степеням свободы в виде $3 \cdot k_B T / 2$ [5]. Чтобы согласовать с законом Дюлонга и Пти, таким колебаниям приписывалось еще две степени свободы, обусловленные тем, что в колебательном движении присутствуют две энергии кинетическая и потенциальная, которые непрерывно превращаются друг в друга в равных количествах. Такой подход противоречит закону равномерного распределения по степеням свободы, так как температура определяется максимальной энергией, которая содержится в одной степени свободы, а не отдельно в ее доле. При значительной энергии связи между частицами внутри твердого тела их возбуждение практически исключено. Противоречия классической теории теплоемкости при низких температурах вблизи абсолютного нуля с экспериментальными данными были сняты квантовой теорией, в которой полагалось, что кристалл целиком совершает колебания как единое целое. Следовательно, внутренняя энергия твердого тела определяется не колебаниями отдельных составляющих его частиц или всего кристалла относительно какого-то положения равновесия, а поведением отдельных кластеров и их взаимодействием с разными частицами в твердом теле. При низких температурах внутренняя энергия обусловлена величиной энергии связи частиц третьей координационной сферы с основным кластером. В этом случае все противоречия снимаются [6].

В твердых телах отдельные свободные атомы, молекулы или кластеры находятся в межкластерном объеме. Всего частиц в каждом свободном межкластерном объеме присутствует

$$N_{св.} = \sum_i N_i \int_{E_i}^{\infty} f(E, T_{эфф.}) dE. \quad (23)$$

Если возбуждены только поступательные степени свободы, то на одну частицу приходится внутренней энергии $3k_B T_{эфф} / 2 N_{св.}$. Аналогично определяется энергия, приходящаяся на одну частицу, вращательной и колебательной степеней свободы. Процесс распространения тепла в твердом теле следует рассматривать как последовательное возбуждение от кластера к кластеру всех степеней свободы, определяющих внутреннюю тепловую энергию по (22). При этом следует учитывать, что воздействие теплового потока осуществляется не непосредственно на чистый материал, а через промежуточный слой оксидов данного материала и слой адсорбированных атомов, молекул окружающей среды и в каждом случае со своей скоростью распространения теплового потока. В твердых телах по мере снижения температуры и вследствие взаимодействия атомов друг с другом образуются устойчивые двухатомные молекулы, а затем взаимодействие атомов с двухатомными молекулами приводит к образованию трехатомных молекул.

Кластерные структуры формируются только вследствие бинарного взаимодействия отдельных атомов друг с другом и такая кластерная структура рассмотрена в [6]. При температурах вблизи абсолютного нуля в третьем координационном слое могут возникать сложные структурные образования, приводящие к возрастанию энергии связи между частицами в кристалле, что неизбежно должно сказываться на изменении физико-механических свойств твердого тела при низких температурах.

Кластерные образования формируются не только путем бинарного взаимодействия между отдельными атомами, но и путем образования структур вокруг трехатомных молекул. В результате реализуются сложные аллотропические изменения в твердом теле в зависимости от роста или уменьшения температуры кристалла [2]. Все это необходимо учитывать при определении объемной плотности тепловой энергии в твердом теле.

Рассмотрим распространение тепла по твердому телу. Общая схема подвода и отсоса тепла применительно к твердому телу приведена на рис. 3. На поверхности твердого тела находятся оксидные слои или адсорбированные атомы или молекулы. Эти поверхностные слои определяют взаимодействие с потоком тепла падающего на твердое тело \dot{Q}_1 и выходящего из твердого тела \dot{Q}_2 . Падающий поток тепла разогревает поверхностный слой до температуры T_1 , а выходящий поток тепла поддерживает температуру T_2 . При этом $T_1 > T_2$. Внутри твердого тела возникает поток тепла $P_{T,1}$, а навстречу ему движется поток $P_{T,2}$. Оба потока определяются вектором Умова.

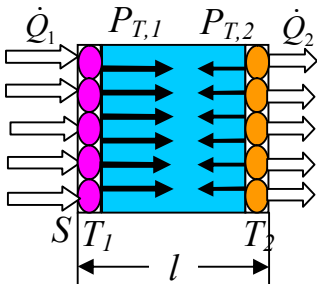


Рис. 3. Общая схема распространения тепла по твердому телу

$$P_{T,1} = 3k_B T_1 n \sqrt{\frac{E_1}{\rho}}; \quad P_{T,2} = 3k_B T_2 n \sqrt{\frac{E_2}{\rho}}. \quad (24)$$

За время dt произойдет разогрев твердого тела, и температура его повысится на величину dT . На основании уравнения теплового баланса получаем $(P_{T,1} - P_{T,2})Sdt = c_V Sl\rho dT$.

Отсюда следует, что твердое тело будет разогреваться до температуры от T_2 до T_1 . Время, в течение которого произойдет такой разогрев, определится так:

$$t = \int_{T_2}^{T_1} \frac{c_V l \rho^{3/2} dT}{3k_B T_1 \sqrt{E_1} (1 - T \sqrt{E} / T_1 \sqrt{E_1})}. \quad (25)$$

Если учесть возникающие потоки тепла, поглощаемые твердым телом и величину отдачи тепла, то интеграл (25) усложняется, так как температура на границах изменяется и возникает нестационарная теплопроводная задача. В каждом случае это вполне решаемая задача. [4].

Выводы. Рассмотрена теплопроводная задача не с позиций решения дифференциального уравнения второго порядка, предложенного Фурье, а с более общих позиций путем применения вектора Умова. При таком подходе распространение тепла в разных средах рассматривается с единых позиций. Граничные условия вытекают из самой постановки задачи, и их не следует задавать. Для получения потока распространения тепла необходимо задавать среду и величины потоков тепла на границах.

1. Физические величины. Справочник / А.П. Бабичев, Н.А. Бабушкина, А. М. Братковский и др.; Под ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. – М.; Энергоиздат, 1991, – 1232 с.
2. Глинка Н.Л. Общая химия: Учебное пособие для вузов. 23-е изд., испр./Под ред. В.А. Рабиновича.- Л.: Химия, 1983. – 704 с.
3. Радциг А.А., Смирнов В.М. Справочник по атомной и молекулярной физике. – М.: Атомиздат. 1980 – 240 с.
4. Куць Н.Г., Гречихин Л.И. Влияние стационарной и нестационарной теплопроводности на эффективность работы дизеля. / Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. – Донецк. ДонНТУ. 2011. Вып. 42. – С. 137-148.
5. Сивухин Д.В. Курс общей физики. Термодинамика и молекулярная физика. – М.: Наука. 1972. – 551 с.
6. Гречихин Л.И. Наночастицы и нанотехнологии. – Мн.: ООО «Право и экономика», 2008. – 406 с.

Стаття надійшла до редакції 26.04.2013

УДК 62.229.315 (043.2)

А.В. Куцев
МЕХАНИЗМ БЕСКОНТАКТНОЙ МАГНИТНО-ТУРБУЛЕНТНОЙ ОЧИСТКИ
ПОДШИПНИКОВ КАЧЕНИЯ

Показано, что наиболее эффективным способом очистки трущихся поверхностей подшипников качения является бесконтактное магнитно-турбулентное воздействие как на поверхности, так и на микрочастицы ферромагнитной и другой природы, а физика процесса такой очистки заключается в перемагничивании поверхностей тел различной массы с фиксированной частотой.

Ключевые слова: трущиеся поверхности, подшипник, магнитно-турбулентная очистка, микрочастицы
 Рис. 3. Форм. 9. Лит. 4.

О.В. Куцев
МЕХАНІЗМ БЕЗКОНТАКТНОГО МАГНІТНО-ТУРБУЛЕНТНОГО ОЧИЩЕННЯ
ПІДШИПНИКІВ КОЧЕННЯ

Показано, що найбільш ефективним способом очищення поверхонь тертя підшипників кочення є безконтактний магнітно-турбулентний вплив як на поверхні, так і на мікрочастинки феромагнітної та іншої природи, а фізика процесу такого очищення полягає в перемагнічуванні поверхонь тіл різної маси з фіксованою частотою.

Ключові слова: тертьові поверхні, підшипник, магнітно-турбулентна очистка, мікрочастинки

О. Kuschew
THE MECHANISM OF NON-CONTACT MAGNETIC TURBULENT CLEANING OF
ROLLING BEARINGS

Shown that the most effective way to clean the friction surfaces of rolling bearings are contactless magnetic turbulent effects both on the surface and in the ferromagnetic microparticles and other nature and physics of this process is the reversal treatment of surfaces of bodies of different masses with a fixed frequency.

Keywords: friction surfaces, bearings, magnetic turbulent cleaning, microparticles.

Постановка проблемы. В производстве и в техобслуживании трибосистемы качения подвергаются очистке. Известны различные методы и технологий удаления загрязнений. С учетом конструктивных и технологических различий, а также особенностей эксплуатации подшипников, наибольшее распространение получили ультразвуковые методы их очистки. При этом для разрыхления и ослабления связей загрязнений с подложкой, и последующего их удаления используют преимущественно гидродинамическое воздействие. Как показали результаты исследований [1, 2], даже такие относительно эффективные методы не всегда обеспечивают требуемый уровень чистоты.

Изложение основного материала статьи. С целью повышения эффективности существующих и разработки новых методов и технологий очистки узлов машин и механизмов в лаборатории нанотриботехнологий НАУ был проведен ряд исследований, направленных на построение основы физико-математической модели поведения частиц загрязнений и изучения влияния сил, воздействующих в процессе очистки на компоненты загрязнений рабочих поверхностей подшипника. В качестве объекта исследования был выбран шарикоподшипник серии 203. Характер потока моющей жидкости, проходящей через подшипник, поддерживался турбулентным, как наиболее распространенный в известных методах и способах. Реализуется его способность эффективно реструктурировать загрязнения и удерживать их в потоке моющей среды.

С учетом этих условий, следует обратить внимание на то, что при очистке известными методами на частицу, находящуюся на поверхности тракта качения подшипника, действуют следующие силы (рис.1): гравитационная составляющая F_g , сила Архимеда F_{arb} , сила гидродинамического сопротивления F_{gidro} , сила адгезии F_{adg} , магнитная составляющая доменов F_m [1].

Гравитационные силы отражают взаимодействие двух тел с массами m_1 и m_2

$$F_g = \gamma \frac{m_1 m_2}{r^2}, \quad (\text{Н}), \quad (1)$$

где: $\gamma = 6,67 \cdot 10^{-11} \left(\frac{\text{М}^3}{\text{кг} \cdot \text{с}^2} \right)$, r - расстояние между телами.

В качестве моющей среды преимущественно используются углеводородные жидкости и поверхностно активные вещества. Керосины относят к низкомолекулярным углеводородным соединениям. Молекулы керосина в среднем содержат 8 метиленовых групп (рис. 2), [3].

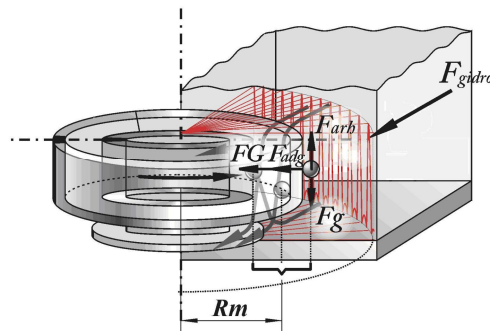


Рис. 1. Силы, действующие на частицу при очистке подшипника

Таким образом, расстояние между поверхностями, смоченными мономолекулярным слоем керосина составит 1,774 нм. Масса частицы диаметром 0,1...10 мкм находится в диапазоне $0,4 \cdot 10^{-21} \dots 0,4 \cdot 10^{-14}$ кг. С учетом этих значений из формулы (1) следует, что для частицы загрязнения размером 0,1...10 мкм гравитационная составляющая в среде керосина для случая с подшипником серии 208 (масса внутреннего кольца – 0,038 кг) будет находиться в диапазоне от $3,23 \cdot 10^{-16}$ до $3,23 \cdot 10^{-9}$ Н и зависит от размера частицы.

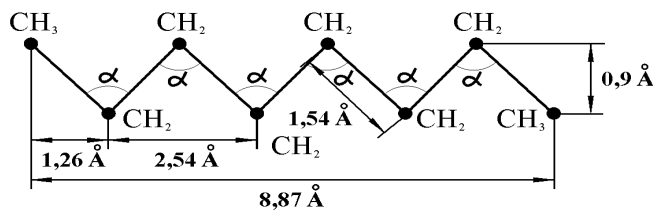


Рис. 2. Структура молекулы керосина

Силу Архимеда F_{arh} , действующую на частицу в промывающем растворе, описывает выражение:

$$F_{arh} = \rho q V \quad (2)$$

Сила гравитационного притяжения Земли действующие на частицы загрязнения определяются их размерами $F = mg_0$, и составляют в для указанных выше условий $0,39 \cdot 10^{-20} \dots 0,39 \cdot 10^{-13}$ Н. С учетом разделения частиц загрязнений мономолекулярным слоем керосина, адгезионной составляющей силы можно пренебречь.

Силы Ван-дер-Ваальса проявляются на расстоянии диаметров атомов. Так как расстояние между поверхностями частицы и обоймы не менее 2-х длин молекул керосина, то силами межатомного притяжения также можно пренебречь.

Согласно формуле Н.Е. Жуковского [4] сила лобового сопротивления частицы сферической формы в потоке моющей среды определяется формулой:

$$F_x = 0,2 \cdot \pi \cdot d_c^2 \cdot \rho \cdot \Delta u^2 \quad (3)$$

где: d_c – диаметр частицы, м; ρ – плотность жидкости, кг/м^3 ; Δu – скорость потока жидкости относительно частицы, м/с.

В случае использовании в качестве моющей среды керосина при скорости потока $\Delta u = 1,2$ м/с, достаточной для образования турбулентного характера течения в каналах подшипника качения, сила лобового сопротивления рассматриваемой частицы составит от $7,24 \cdot 10^{-12}$ до $7,24 \cdot 10^{-8}$ Н.

Исходя из изложенного выше, основной силой действующей на загрязнения в процессе очистки поверхности является гидродинамическая сила. Необходимо также учитывать, что с уменьшением размера фракций загрязнения требуется увеличение минимально достаточной для

отрыва средней скорости потока. Экспериментальное и теоретическое исследования подтверждают уменьшение скорости движения моющей жидкости в приграничных слоях а также то, что значительное количество особо мелких частиц затенено неровностями поверхности. Существенно, что шероховатость может служить и турбулизатором потока. Наличие в таком течении поперечных пульсаций скоростей жидкости (в поперечном сечении) способствует переносу твердых частиц в массу моющей среды и поддержанию их во взвешенном состоянии. [4].

При условии формирования взвеси фрагментов загрязнения обеспечивается перемещение элементарных объемов жидкости указанными пульсациями скоростей v'_{oz} . Следовательно, сила сопротивления подъему F_y определяется формулой Стокса :

$$F_y = 3\pi\mu d_q v'_{oz} \quad (4)$$

где: μ – коэффициент динамической вязкости, $\text{м}^{-1}\cdot\text{кг}\cdot\text{с}^{-2}$; d_q - диаметр частицы, м; v'_{oz} - скорость поперечной пульсации, м/с.

Тогда для частиц диаметром $0,1...10\cdot 10^{-6}$ м в керосине (при 20°C $\mu = 12,8$; $\rho = 800$ $\text{кг}/\text{м}^3$) при $\Delta u = 1,2$ м/с сила сопротивления подъему составит $1,5\cdot 10^{-5}...1,5\cdot 10^{-3}$ Н. Следовательно, при определенном значении скорости v'_{oz} (степени турбулизации потока) худшие условия для подъема в потоке будут для крупных и тяжелых частиц взвеси. При ламинарном течении жидкости ($v'_{oz} = 0$) подъем частиц и удержание их в объеме во взвешенном состоянии сильно затруднено.

С учетом этого фактора гидродинамическая составляющая воздействующих сил примет вид

$$\vec{F}_{\text{гидро}} = \vec{F}_x + \vec{F}_y. \quad (5)$$

где: \vec{F}_x и \vec{F}_y - векторные составляющие силы по осям x и y соответственно.

Сложный профиль сепаратора и принудительное вращение подвижных элементов трибосистемы качения в процессе очистки способствуют образованию турбулентных течений, вместе с тем существенно снижают скорость переноса жидкости на рабочих поверхностях дорожек и тел качения, что ограничивает применение для очистки трибосистем качения от микро- и субмикрзагрязнений гидродинамическое воздействие в качестве основного действующего фактора.

Анализ литературных источников, а также результаты проведенных авторами экспериментов показали, что на границах доменов конструкционных материалов имеют место достаточно сильные магнитные поля, что вместе с остаточной намагниченностью деталей в значительной степени препятствует [2] отрыву и удалению с из рабочих поверхностей частиц загрязнений ферромагнитной природы.

С учетом этого рассматриваемую систему можно представить совокупностей пар диполей (рис. 3.).

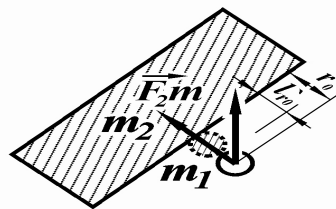


Рис. 3. Магнитное взаимодействие частицы загрязнения ферромагнитной природы с ободкой подшипника

Для частицы m_1 загрязнения, на поверхности которого магнитная индукция B составляет 10 мТл (при допущении идентичности материала загрязнения и деталей подшипника), напряженность магнитного поля будет иметь вид:

$$H = \frac{B}{(\mu_0\mu_m)} = 1,45(\text{А}/\text{м}) \quad (6)$$

где: μ_m – магнитная проницаемость материала.

Тогда намагніченность будет соответствовать:

$$M_m = \frac{B}{\mu_0} - H = 7956,3(A/m) \quad (7)$$

Для рассматриваемой частицы с объемом V_{m1} в диапазоне от $5,24 \cdot 10^{-22}$ до $5,24 \cdot 10^{-16}$ м³ и объема обоймы подшипника $V_{m2} = 4,9 \cdot 10^{-6}$ м³ момент диполя равен:

$$P = M_m \cdot V = ql \quad (8),$$

где V – объем частицы либо обоймы подшипника, q – заряд диполя, l – плечо диполя.

Магнитная сила взаимодействия частицы в поле внутреннего кольца подшипника составит:

$$F_m = \frac{\mu_0 q_1 H}{4\pi} \quad (9)$$

и для рассматриваемого случая будет принимать значения от $2,9 \cdot 10^{-14}$ до $2,9 \cdot 10^{-7}$ Н.

1. Отрыв частиц загрязнений размером менее 5 мкм с деталей сложных и затененных рабочих поверхностей, а также удержание их во взвеси моющего раствора крайне затруднено.

2. Причиной снижения эффективности очистки известными методами есть сложный профиль полостей трибосистем качения, затрудняющий удаление частиц микро-, субмикро- и наноуровня.

3. Сопоставление сил удержания частиц загрязнений на поверхностях трибосистем качения подтвердило необходимость особого рассмотрения магнитного взаимодействия исследуемых объектов на доменном уровне.

1. Аксьонов О.Ф., Стельмах О.У., Костюнік Р.Є., Куцев О.В. Електромагнітна складова утворення феромагнітних забруднень.//Проблеми тертя та зношування: Науково-технічний збірник. – К.: НАУ 2006. – Вип.46. – С. 91 – 102.
2. Аксьонов О. Ф., Костюнік Р. Є., Куцев О. В. Підвищення функціональної якості підшипників кочення шляхом електромагнітного очищення.//Проблеми тертя та зношування: Науково-технічний збірник. – К.: НАУ 2008. – Вип.49. – Т. 1. – С. 9-13.
3. Аксенов А.Ф. Авиационные топлива, смазочные материалы и специальные жидкости.– М.: Транспорт., 1965. – 171 с.
4. Белянин П.Н., Данилов В.М. Промышленная чистота машин. – М.: Машиностроение, 1982. – 224 с.

Стаття надійшла до редакції 27.05.2013.

УДК: 622.691.4

О.М.Мандрик, А.М.Савицький, В.І. Артим
АНАЛІЗ МЕТОДІВ ЗМІЦНЕННЯ ЗАМКНУТИХ ЄМНОСТЕЙ ДЛЯ
ТРАНСПОРТУВАННЯ СТИСНУТОГО ПРИРОДНОГО ГАЗУ

Створена модель і удосконалена технологія виготовлення легких та надійних в експлуатації зварних балонів, в яких для зменшення маси використані високоміцні сталі та композиційні матеріали вітчизняного виробництва. Розроблена технологія виготовлення композиційної оболонки дозволяє отримати комбіновану конструкцію із параметрами, які задовольняють вимоги вітчизняних і світових стандартів. Використання моделей зварних балонів з металевим корпусом, підсилених високоміцним скловолоконним композитом на автотранспорті дало позитивний результат по їх надійності, довговічності та безпеці експлуатації.

Ключові слова: балон, стиснутий природний газ, зміцнення, композит.

Рис. 8. Табл. 3. Літ. 13.

О.Н. Мандрик, А.М. Савицкий, В.И. Артым
АНАЛИЗ МЕТОДОВ УКРЕПЛЕНИЯ ЗАМКНУТЫХ ЕМКОСТЕЙ ДЛЯ БЕЗОПАСНОЙ
ТРАНСПОРТИРОВКИ СЖАТОГО ПРИРОДНОГО ГАЗА

Созданная модель и усовершенствована технология изготовления легких и надежных в эксплуатации сварных баллонов, в которых для уменьшения массы использованы высокопрочные стали и композиционные материалы отечественного производства. Разработанная технология изготовления композиционной оболочки позволяет получить комбинированную конструкцию с параметрами, удовлетворяющими требованиям отечественных и мировых стандартов. Использование моделей сварных баллонов с металлическим корпусом, усиленных высокопрочным стекловолоконным композитом на автотранспорте дало положительный результат по их надежности, долговечности и безопасности эксплуатации.

Ключевые слова: баллон, сжатый природный газ, укрепление, композит.

O. Mandryk, A. Savitsky, V. Artym
THE ANALYSIS OF METHODS TO STRENGTHEN CLOSED BOTTLES FOR SAFE
TRANSPORTATION OF PRESSURIZED NATURAL GAS

Created was the model and technology of manufacturing easy to use and reliable in operation welded bottles in making of which high-strength steels and composite materials produced domestically were used. The technology of producing composite shell was developed which enables to get a combined construction with service parameters meeting the requirements of national and international standards. Using models of welded bottles with metal shell reinforced with high-strength glass fiber composite on vehicles provided a positive effect on their reliability, durability and safe operation.

Key words: cylinder, CNG, strengthening, composite.

Аналіз стану досліджень та публікацій. Природний газ на цей час є чи не найбільш поширеним та екологічно досить безпечним енергоносієм. Його прогнозовані запаси, енергетичні та екологічні характеристики забезпечать йому домінування в паливно-енергетичному комплексі на протязі не менше одного століття [1]. Застосований в якості пального у двигунах внутрішнього згоряння, що є одним з найбільших забруднювачів довкілля [2], він порівняно з іншими видами пального утворює менше в 5-10 разів окису вуглецю, в 3 рази ароматичних вуглеводнів, в 1,5-2,5 рази оксидів азоту, в 8-10 разів диму, що має велике значення щодо впливу на навколишнє середовище (табл.1) [2].

Таблиця 1. Відносний вміст шкідливих речовин в продуктах згоряння різних енергоносіїв

Тип палива	CO ₂	C _x N _y	NO _x	Сажа	PbO ₂	Бензо-пирен
Бензин	100	100	100	0	100	100
Бензин + каталізатор	25-30	10	25	0	0	50
Дизпаливо	10	10	50-80	100	0	50
Дизпаливо + природний газ	8-10	8-10	50-70	20-40	0	30-40
Пропан	10-20	50-70	30-80	0	0	3-10
Природний газ	5-10	1-10	25-50	0	0	3-10

Наводяться дані, за якими 36 млн. автомобілів РФ, що працювали на світлих нафтопродуктах, щорічно викидали в атмосферу до 27 тис. т. бензолу, 17,5 тис. т. формальдегіду, 5 тис. т. свинцю та ін. канцерогенів. Загальна ж маса їх від роботи 700 млн. автомобілів щорічно сягала понад 20 млн. т. Крім того, за даними Кіотського протоколу більше 30% емісії вуглекислого газу відбувається саме в наслідок роботи двигунів внутрішнього згорання. Спеціалісти підрахували, що тільки природоохоронні та оздоровчі заходи потребують фінансування в обсязі понад 4 млрд. дол. США.

В якості альтернативного рішення цієї проблеми в даний час розглядається застосування природного газу у двигунах внутрішнього згорання. Уже газифіковано понад 10 млн. автомобілів, з яких більше 70% складають малотоннажні легкові авто, що використовують лише стиснутий газ. За цей час набуто великого досвіду в плані його акумулювання, зберігання та перевезення і дозованої витрати на борту автомобіля. Розроблені конструкція і технологія виготовлення легких балонів високого тиску, досліджені умови їх безпечної експлуатації. Цікаві результати що до останньої опублікувала Американська газова асоціація, що вела нагляд за 2400 автомобілями на протязі 10 років. За цей час автомобілі пройшли в сумі 280 млн. км. З ними сталося 1360 ДТП, в 180 з яких пошкоджувалась зона розташування балонів з газом. Балони пошкоджені не зазнали, проте в автомобілях, які використовували бензин зафіксовано 5 займань. Заслужують уваги також результати ІЕЗ ім. Є.О.Патона [3]. При полігонних випробуваннях обстрілом наповнених природним газом під тиском 200 атм. балонів газ виходив через утворений кулею ліycopодібний отвір щільним струменем без загорання. Куля, втративши пробійну силу, залишалась в балоні, руйнування якого припинялось на стадії розгерметизації.

Таким чином, балони високого тиску є досить надійним засобом для завантаження та зберігання природного газу під тиском. Ще в 1960-х роках США зробили спробу реалізувати ідею транспортування його в такому стані через Атлантичний океан, використовуючи безшовні суцільнометалеві балони. Проте, спроба виявилась дочасною через вагу балонів великої місткості, що обмежувало дедвейт корабля - газовеоза. Тому за енергетичними показниками витрачене пальне перевершувало доставлений ресурс.

Зараз ситуація змінилась. Набутий досвід будівництва і експлуатації газогонів із зварних труб великих діаметрів, новітні розробки в галузі комбінованих конструкцій, а також досягнення в справі газифікації автотранспорту створюють необхідні умови для успішного вирішення цієї проблеми. Більш того, за даними фірми Knutsen O.A.S. Shipping, на які посилається автор [4], транспортування стиснутого газу морем на відстанях 500-3000 мор. миль економічно доцільніше [5].

Крім того, транспортування CNG-газовозами має ще й інші переваги:

- використання офшорних покладів;
- диверсифікація джерел і пунктів отримання газу;
- можливість використання незадіяних офшорних платформ для розвантаження;
- відносно менша вартість інфраструктури для завантаження/ розвантаження;
- простота конструкції вантажної системи;
- вищий рівень безпеки, а тому допускається можливість зменшення коефіцієнту запасу міцності балонів;
- можливість використання не задіяних контейнеровозів, переобладнавши існуючі контейнери;
- екологічно чиста (зелена) технологія завантаження/розвантаження;
- використання технологій виробництва труб і побудови газопроводів високого тиску (до 250 атм.) для створення балонів великого об'єму і тиску;
- низькі витрати газу з великим парниковим ефектом (табл. 2).

Таблиця 2. Витрати газу при різних видах транспортування

CNG (при завантаженні/розвантаженні)	2-5 %
Трубопровід	2-8 %
LNG	8-10 %

Для України, яка шукає шляхи і способи диверсифікації газопостачання, наведені дані мають особливе значення, оскільки найкоротші відстані до альтернативних джерел природного газу пролягають через морські акваторії. Крім того, Україна має власний промисловий потенціал і

необхідні конструкторсько-технологічні розробки для вирішення цієї проблеми власними силами. Тому при виборі варіанту транспортування газу зрідженого (LNG) чи стиснутого (CNG), на нашу думку, перевагу слід надати останньому. Цей варіант є найбільш вигідним для організації доставки газу, тому що відстані між Україною і потужними родовищами цього енергоносія на Кавказі, Близькому Сході та Північній Африці цілком вкладається в визначені межі: Поті-Феодосія – 327,2 мор. миль; Поті-Одеса ~ 1200 км; Одеса-Олександрія (АРЕ) – 1064 мор. миль; Одеса-Порт-Саїд (АРЕ) – 1128 мор. миль; Одеса-Бенгаузі (Лівія) – 1053 мор. миль; Одеса-Триполі (Лівія) – 1290 мор. миль; Одеса-Туніс (порт) – 1379 мор. миль; Одеса-Алжир (порт) – 1729 мор. миль.

Одним із основних показників балонів для транспортування газу морським шляхом є їх малогабаритний показник (M/V), тобто відношення маси балону до його корисного об'єму. За даними компанії "Интари" (РФ) виготовлений із високоміцної трубної сталі Х80 балон має цей показник біля 1,7. Оснащене цими балонами судно місткістю 80 тис. тон зможе перевезти за один рейс до 12 млн. м³ газу. Це вважається добрим показником для компанії, яка видобуває і постачає газ своїми засобами, тому що навіть при ціні \$135 за 1000 м³ газу рентабельність її перевезок складатиме $\geq 10\%$.

Наші розрахунки показують, що вказаний показник можна значно покращити, застосувавши комбіновані балони – сталевий лейнер з оболонкою із композиційного матеріалу. Визначено, що композиційний матеріал, сформований із скловолокна на епоксидній основі, дозволяє покращити M/V в 2,1-2,5 рази та підвищити місткість вантажної системи в 1,5-2 рази, залежно від міцності сталі. Великою перевагою композиційної оболонки є її надійність. Випробування засвідчують, що утворення втомної тріщини не викликає руйнування балону. Тріщина утворюється тільки в сталевому корпусі балону, що призводить до спаду тиску і наступного закриття тріщини. Тобто газ не повністю викидається в атмосферу. А та частка, що вийшла з балону, просочується крізь стінки оболонки, не руйнуючи її.

Виділення невирішених частин. Така технологія зміцнення балонів є новою і тому потребує детального розроблення: вибір матеріалів, визначення конструктивних параметрів, технологія виготовлення, забезпечення надійності транспортування, безпека при експлуатації тощо.

Формування цілі. Найважливішим етапом є вибір найбільш оптимальних методів і матеріалів для закритих ємностей високого тиску, що і є метою даної роботи.

Виклад основного матеріалу. Рівноміцність зварних з'єднань та основного металу при статичному навантаженні досягається при значеннях границі міцності до 2000 МПа, але в умовах малоциклових навантажень вимоги до зварних з'єднань зростають. Одним із основних параметрів, що впливає на довговічність зварних з'єднань, є достатній запас пластичності.

Міцність та пластичність сталей високої та підвищеної міцності визначається режимами стабілізуючого відпуску після загартування. Їх вплив пов'язаний з дифузійним переходом частини вуглецю із вільного стану, зафіксованого загартуванням в твердому розчині, в зв'язаний (карбіди). Тому для дослідження була вибрана сталь 30ХГСА з міцністю від 600 до 1600 МПа.

З метою дослідження температури відпуску на пластичні властивості проведені експериментальні випробування основного металу при температурах відпуску 500, 550 та 600 °С. Результати випробувань наведені в табл. 3.

Таблиця. 3. Результати випробувань основного металу сталі 30ХГСА

№ зразка	t, мм	b, мм	S, мм ²	T _{відп.} , °С	σ_b , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ_5 , %	E _{ср.} , ГПа
1	3,50	20,10	70,35	500	1207	1135	10,6	194,40
2	3,59	19,95	71,62	500	1216	1160	11,7	191,99
3	3,52	19,80	69,70	550	957	868	15,0	192,66
4	3,53	19,80	69,89	550	959	870	14,8	201,36
5	3,56	19,85	70,67	550	985	889	14,9	195,99
6	3,50	19,90	69,65	600	968	873	14,6	198,14
7	3,47	19,85	68,88	600	945	839	15,1	194,94
8	3,59	19,90	71,44	600	956	865	15,8	196,65

Як свідчать наведені результати, для отримання величини відносного подовження δ_5 не менше 14 %, яка вимагається нормативними документами на зварну конструкцію, температура відпуску сталі 30ХГСА повинна бути не нижче 550°C.

На моделях балонів $\varnothing_{\text{вн.}}=229$ мм, $L=860$ мм попередньо було встановлено, що при напруженнях 950 МПа та відносному подовженні $\delta \geq 14$ % забезпечується необхідна довговічність зварних балонів $N \geq 15$ 000 циклів навантажень. Причому, після 15 000 циклів "заправка-випуск" випробування балонів внутрішнім тиском показали, що їх запас міцності не зменшується. Тобто, у вказаному діапазоні циклів забезпечується високий опір втомному руйнуванню. Було також встановлено, що серед основних причин, які впливають на довговічність зварних конструкцій при змінних навантаженнях, є:

– конструктивні форми, які можуть спричинити появу концентратора напружень в зварних з'єднаннях;

– технологічні та металургійні фактори, які створюють залишкові напруження та змінюють склад та хімічну мікронеоднорідність металу в зоні з'єднань в ході проведення зварювальних робіт та термічної обробки металу.

Основні типи концентраторів напружень в зварних конструкціях – зміщення кромки, вм'ятини, підрізи, тріщини, пори, шлакові включення, непровари, несплавлення. Загально відомо, що навіть в ідеально виконаному зварному з'єднанні коефіцієнт концентрації напружень знаходиться в межах 1,3-2,5.

Подальші дослідження виконувались на вказаних вище моделях, які добре зарекомендували себе в попередніх експериментах.

Для зменшення впливу концентратора напружень відомі такі методи:

– доопрацювання з'єднань фрезою, різачком або абразивним кругом для забезпечення плавного переходу швів в основний метал, який як відомо, особливо ефективний для стикових з'єднань – границя витривалості при цьому зростає на 40-60 %;

– раціональне проектування зварних з'єднань шляхом розташування з'єднань поза межами найбільш навантажених ділянок конструкції.

Для зменшення впливу залишкових напружень використовують такі технологічні методи:

– термічна обробка шляхом високого відпуску;

– нагрівання;

– формування попередньо напруженого стану;

– пластичне деформування шва – післязварювальне місцеве та біляшовної зони;

– імпульсна обробка.

Варто зазначити, що оточуюче середовище може впливати на опір витривалості матеріалів як негативно, так і позитивно. Негативний вплив посилюється агресивним корозійним середовищем, яке значно зменшує границю витривалості металевих виробів. Позитивний вплив створює оточуюче середовище, яким є саме тверде тіло. На таке явище вперше звернули увагу, коли отвори в сталевих зразках заварили матеріалом з меншим модулем пружності, ніж у сталі (наприклад, електродами з бронзи). В.Гильде [6] рекомендував змінювати оточуюче середовище, використовуючи тверді полімерні матеріали із дисперсними наповнювачами, які герметично покривають зварні з'єднання та позитивно впливають на їх витривалість. Такий матеріал повинен мати високу адгезію до металу, бути пластичним, мати менший модуль пружності та достатню стійкість до зміни навантажень, щоб не руйнуватись раніше за метал. Встановлено, що вказаним вимогам відповідають клеї, які використовуються в промисловості для склеювання металів. Серед клеїв, виготовлених на основі композицій з терморективних та термопластичних синтетичних смол, найбільше розповсюдження знаходять ненасичені полієфіри на основі композицій з терморективних та термопластичних синтетичних смол. Позитивний ефект тут був би набагато вагомішим, якби існуючі полімерні клеї мали більш високу міцність. Фактично вона знаходиться у межах (30 – 60) МПа.

В зв'язку з цим було прийнято рішення на вибраних моделях балонів поєднати два способи підсилення зварних з'єднань, а саме – нанесення полімерного клею та створення оточуючого середовища у вигляді твердого тіла. Цього можна досягнути, підсиливши зварну оболонкову конструкцію композиційним матеріалом.

Ефективність підсилення найбільш повно буде використана у випадку, коли підсилення виконується кільцевою намоткою волоконного матеріалу на циліндричну обичайку, виготовлену вальцюванням та зварюванням поздовжнім швом, тобто в напрямку дії максимальних зусиль.

Технологічний процес виготовлення композиційної оболонки включає наступні операції:

- термостатування склоровінгу;
- приготування зв'язуючої речовини;
- встановлення корпусу посудини у верстаті;
- знежирювання поверхні корпусу розчинником;
- заправку ванночки волоконного тракту зв'язуючою речовиною;
- заправку ровінгу у волоконний формуючий тракт;
- кріплення технологічної стрічки на корпусі балона;
- встановлення обертів шпинделя верстата;
- встановлення кроку подачі супорту;
- регулювання величини зусилля натягу;
- намотування необхідної кількості шарів ровінгу;
- нанесення технологічного шару фторопластової стрічки;
- транспортування та встановлення в піч для термообробки (полімеризації);
- проведення полімеризації по ступінчастому режиму;
- зачистка поверхні посудини від надлишків зв'язуючої речовини;
- фарбування та нанесення паспортних даних.

В основу технології виготовлення композиційної оболонки покладені технологічні принципи, розроблені при виготовленні дослідних кільцевих зразків, оцінка якості яких підтверджена лабораторними дослідженнями фізико-механічних і технологічних властивостей композиційних матеріалів.

Термостатування бобин склоровінгу для видалення вологи проводилось в печі при температурі 200°C.

Приготування зв'язуючої фракції проводилось шляхом зважування компонентів у вказаних в інструкції пропорціях, перемішування протягом 30 хв. та відстоювання на протязі 3 годин для видалення повітря.

Проводилась піскоструменева обробка та знежирення корпусів балонів розчинником перед нанесенням на нього композиційного матеріалу.

Формування композиційної оболонки проводилось на токарному верстаті, дообладнаному такими технологічними пристроями, як бобинотримувач, волоконний тракт з ванночкою для зв'язуючої та регулятором і контролером зусилля натягу технологічної стрічки. Схема розміщення пристроїв на платформі супорта наведена на рисунку 1.

За допомогою волоконного тракту окремі пасма склоровінгу формуються в технологічну стрічку таким чином, щоб до моменту торкання в кожному пасмі було однакове зусилля попереднього натягу для забезпечення сумісної роботи всіх волокон в ході навантаження. Надалі технологічна стрічка проходить через ванночку, де проходить просякнення волокон зв'язуючою речовиною.

Сформована та змочена зв'язуючою технологічна стрічка проходить через пристрій для гальмування, яке створюється силою тертя-ковзання по поверхні пальців. Електронний пристрій контролює зусилля натягу, від величини якого залежить щільність структури та ступінь нанесення зв'язуючої речовини.

Розроблені та виготовлені пристрої забезпечують зручний швидкий монтаж на верстаті та демонтаж з метою його чистки та профілактики.

Після встановлення необхідних параметрів швидкості обертання та поступу супорта проводиться пошарова кільцева намотка склоровінгу до досягнення розрахункової товщини композиційного матеріалу.

Додаткова задача, яку необхідно було розв'язати при формуванні композиційної оболонки на зварному корпусі – це наявність посилення зварних швів, що виступає над поверхнею.

Встановлено, що виступ валика зварних кільцевих швів над поверхнею не впливає на якість композиційного матеріалу, тому що технологічна стрічка укладається паралельно цим швам.

Наявність виступу валика в поздовжньому зварному шві обичайки та можливі технологічні відступи від форми кола, такі як вм'ятини або випуклості в зоні цього з'єднання, впливають на рівень напружень, тобто створюються локальні концентратори напруг, які при циклічних навантаженнях в ході експлуатації значно знижують ресурс витривалості матеріалу.

Крім того, при намотуванні технологічної стрічки вона укладається перпендикулярно до поздовжнього шва і нещільно прилягає до корпусу балону. Тому в цій зоні локально порушуються такі якісні характеристики композиційного матеріалу, як об'ємне наповнення та відсотковий вміст пор. Для послаблення дії виступу валика в поздовжньому зварному шві обичайки його необхідно

знімати. Підвищення якості матеріалу, сформованого на доопрацьованому металевому корпусі, підтверджено в ході проведених лабораторних досліджень

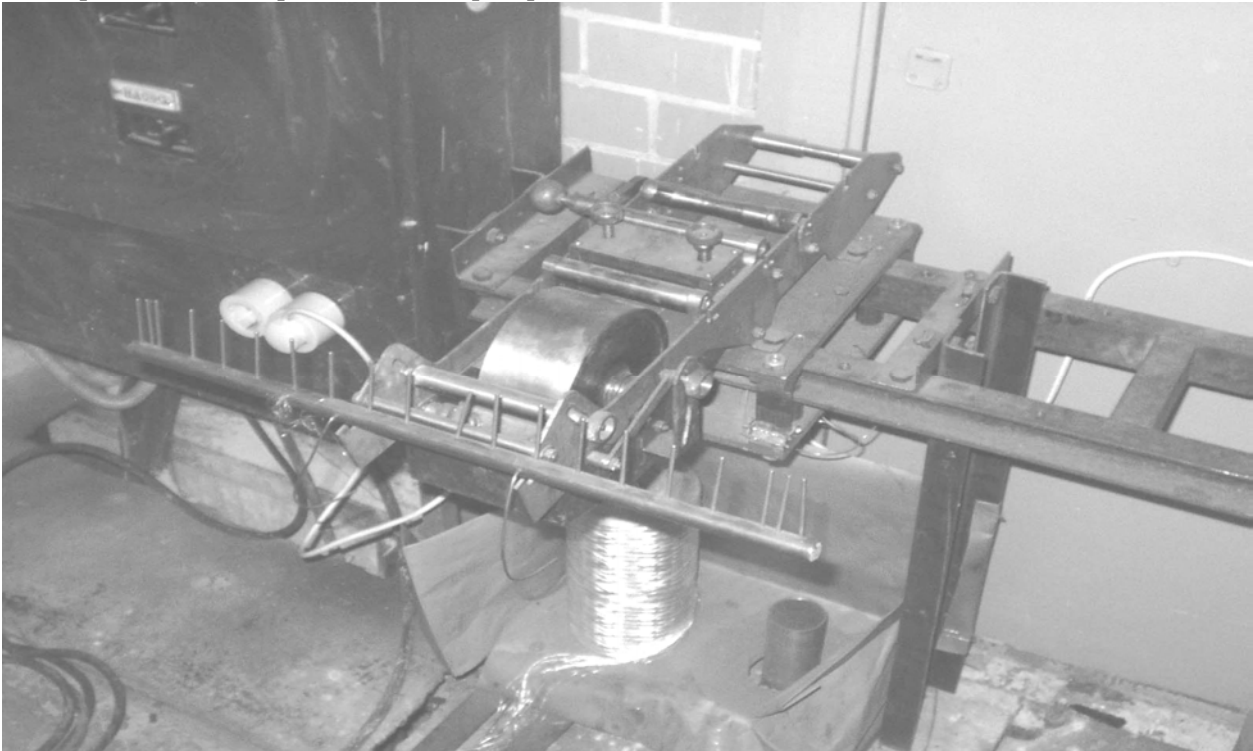


Рис. 1. Схематичне розміщення пристроїв на платформі супорта

Виготовлення дослідних зразків комбінованих балонів. Балони з металевим зварним корпусом, підсилені ровінгом. Елементи корпусів виготовлялися із листових високоміцних сталей 30ХГСА та 25ХСНМФА вальцюванням циліндричної обичайки, штампуванням напівсферичних днищ. Елементи корпусу наведені на рисунку 2.

Елементи корпусів з'єднувалися зварюванням циліндричної обичайки поздовжнім швом, а напівсферичні днища приварювали до обичайки кільцевими швами. В одне із днищ вварювалась горловина з різьбою W27,8 під вентиль. Метал корпусу із сталі 30ХГСА загартовували на міцність 950 МПа, а сталі 25ХСНМФА – 1150 МПа.

Дослідна партія корпусів (рис.3) виготовлялась із сталі 30ХГСА зовнішнім діаметром 212 мм, а із сталі 25ХСНМФА – 236 мм товщиною 3,5 мм, що забезпечувало розрахунковий запас міцності циліндричної частини на рівні близько 1,6, а напівсферичних днищ – 3,2.

Це дозволяє не покривати напівсферичні днища композиційним матеріалом, тому що їх запас міцності більший від встановлених вимогами – $K=2,6$, а підсилювати тільки циліндричну частину балону, що забезпечує зниження маси балону і одночасно зменшує його трудомісткість виготовлення. Для досягнення рівномірного запасу міцності готового балону використовувалось підсилення циліндричної частини корпусів однонаправленим кільцевим композиційним матеріалом на основі ровінгу ЕС10 1618-У10(168) та зв'язуючої КДА-ХІ. Відпрацьовані технологічні режими на дослідних кільцевих зразках дозволили довести міцність композиційного матеріалу в кільцевому напрямку до 950 МПа, тобто забезпечити його рівноміцність зі сталлю.

Для проведення повного комплексу досліджень роботоспроможності та довговічності металопластикових балонів в умовах багаторазових навантажень при заправках в ході експлуатації та можливих екстремальних ситуацій була виготовлена дослідна партія балонів (рис. 4).

Експериментальні дослідження роботоспроможності та довговічності зварних балонів, підсиленних композиційними матеріалами

Проведено повний комплекс досліджень роботоспроможності та довговічності комбінованих балонів в умовах багаторазових навантажень при заправках в ході експлуатації та при можливих екстремальних ситуаціях. Для підтвердження закладених технічних рішень та результатів розрахунків проведено комплекс випробувань.

Виготовлені зразки металопластикових балонів пройшли повний об'єм лабораторних та полігонних випробувань з урахуванням вимог вітчизняних та зарубіжних стандартів до виробів такого типу.

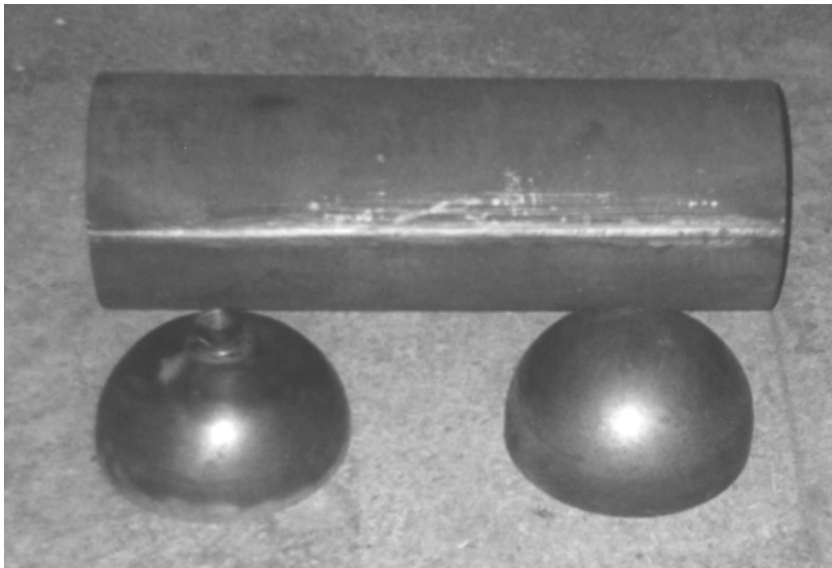


Рис. 2. Елементи корпусу експериментального балону

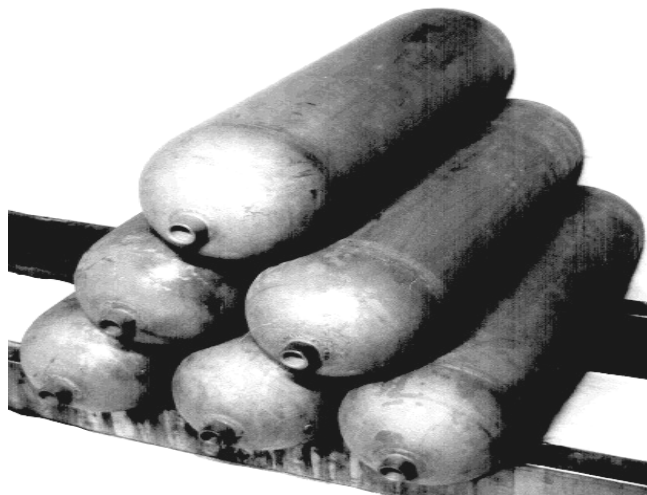


Рис. 3. Дослідні зразки зварних корпусів

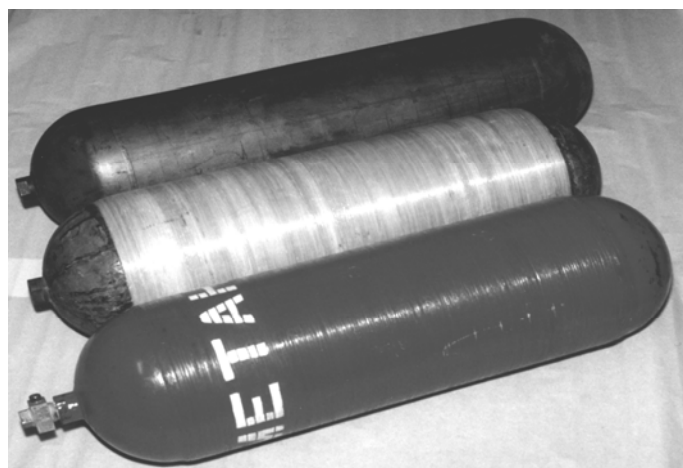


Рис. 4. Дослідні зразки зварних металопластикових балонів, підсилених композиційним матеріалом

© О.М. Мандрик, А.М. Савицький, В.І. Артим

Величина фактичного коефіцієнту запасу міцності балонів, визначалась під час випробувань з плавним підвищенням внутрішнього гідравлічного тиску до зруйнування на установці для гідравлічних випробувань (рис.5).

Для встановлення запасу міцності сталевго корпусу балона, були проведені їх випробування без підсилення композитом. Корпуси руйнувалися в'язко без утворення осколків, причому наявність зварних швів не вплинула на характер та місце руйнування (рис.6).

Руйнування відбувалось за тиску від 31,0 до 32,0 МПа. Це підтвердило правильність вибраних режимів термообробки металу, а також розрахунки величини товщини сталевго корпусу.

При підсиленні балонів композиційним матеріалом товщиною 3,5 мм, вони руйнувалися при тискові від 58,0 до 61,0 МПа, що задовольняє поставленим вимогам та підтверджує результати теоретичних розрахунків. Характер руйнування наведено на рисунку 7.



Рис. 5. Установка для гідравлічних випробувань

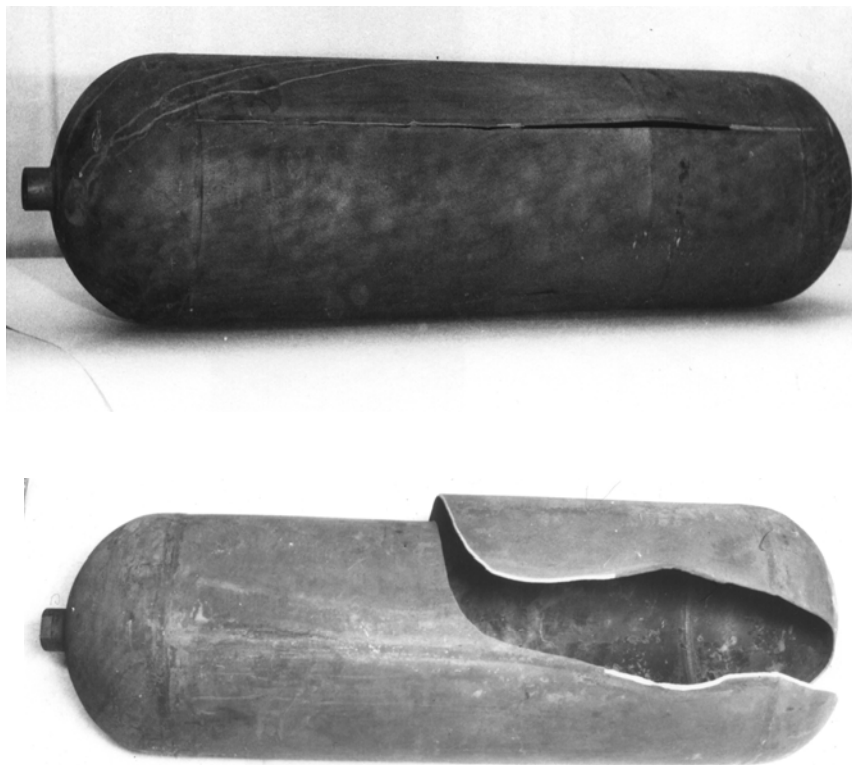


Рис. 6. Характер руйнування корпусів балонів

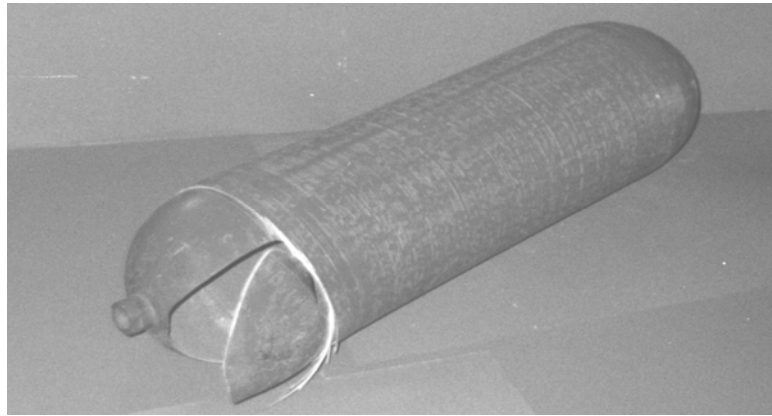


Рис. 7. Характер руйнування металопластикових балонів після гідравлічних випробувань для встановлення коефіцієнту запасу міцності

В умовах малоциклових навантажень вимоги до зварних з'єднань зростають, тому в ході відпрацювання технології зварювання та режимів термічної обробки для визначення довговічності зварних корпусів були проведені їх випробування в режимі циклічних навантажень внутрішнім гідравлічним тиском, що змінювався в декількох діапазонах (2,0-5,0; 2,0-8,0 та 2,0-15,0 МПа) з частотою не більш 10 циклів/хв. Випробування здійснювалися до розгерметизації корпусу. Після досягнення оптимальних параметрів зварювання та термообробки були отримані такі результати випробувань:

- при циклюванні в діапазоні 2,0-5,0 МПа корпусів зі сталі 30ХГСА – 30 863 циклів;
- при циклюванні в діапазоні 2,0-8,0 МПа корпусів зі сталі 30ХГСА (з механічною обробкою зварних швів за методом віброкарбування) – 5 266 циклів;
- при циклюванні в діапазоні 2,0-8,0 МПа корпусів зі сталі 30ХГСА – 50 049 циклів;
- при циклюванні в діапазоні 2,0-15,0 МПа корпусів зі сталі 25ХСНМФА – 25 846 циклів.

В ході випробувань розгерметизація зварних корпусів виникала в вигляді мікротріщин у біляшовній зоні термічного впливу на відстані 3-7 мм від межі сплавлення, що розкривались під дією тиску та спричиняли витікання робочої рідини.

Для визначення можливого ресурсу експлуатації балонів були проведені їх випробування в режимі циклічних навантажень внутрішнім гідравлічним тиском, що змінювався в діапазонах 2,0-20,0 та 2,0-22,0 МПа з частотою не більш 10 циклів/хв. Випробування здійснювалися до розгерметизації балону. Були отримані такі результати випробувань:

- при циклюванні в діапазоні 2,0-20,0 МПа балонів, що мали зварний корпус зі сталі 25ХСНМФА – 25 386 циклів;
- при циклюванні в діапазоні 2,0-22,0 МПа балонів, що мали зварний корпус зі сталі 30ХГСА – 23 403 циклів.

В режимі циклічних навантажень розгерметизація балонів зчинялася у вигляді крапельного протікання, яке припинялося при зниженні тиску до значення 5,0-15 МПа.

Залишковий коефіцієнт запасу міцності після проходження 15 000 циклів навантаження визначався статичним навантаженням балону до зруйнування та становив 2,75 (тиск зруйнування 55,5 МПа).

При цьому встановлено, що балони втрачають герметичність після досягнення не менше 15 000 циклів навантажень. А це дає право експлуатувати їх на протязі не менше 15 років. Таким чином доведено, що зварні балони, в разі підсилення композиційним матеріалом, достатньо довговічні.

Комбіновані балони також є досить безпечними при динамічному навантаженні. Простріл балонів, наповнених метаном до 19,6 МПа, бронебійними кулями калібру 7,62, або кумулятивними зарядами УКЗ-10 призводить до пошкодження тільки однієї стінки, утворюючи отвір з рівними краями, на відміну від суцільнометалевих балонів, що руйнуються повністю. При цьому газ виходить через отвір, не загоряючись і не вибухаючи.

У вогні балони з газом під тиском 5 МПа, розташовані горизонтально над поверхнею дизельного пального, за 30 хв. нагріваються до 600-650°C. При цьому тиск в них підвищується до

18 МПа, що не викликає руйнування балонів. В балонах з початковим тиском газу 19,6 МПа, які розташовувались вертикально над поверхнею дизельного пального, в таких умовах тиск зростає до 55 МПа. При цьому металопластиковий балон руйнується не раніше ніж через 12 хв., розділяючись на дві частини без осколків, в той час, як суцільнометалеві балони руйнуються через 20 хв., але з утворенням осколків.

Характер руйнування балонів з початковим тиском газу 19,6 МПа, які розташовувались вертикально над поверхнею дизельного пального, наведено на рисунку 8.

У відповідності до вимог техніки безпеки на транспорті для виключення таких екстремальних ситуацій, коли балони будь-якої конструкції можуть руйнуватись під час загоряння автомобіля, вони оснащуються запобіжниками, які спрацьовують при тиску 30 МПа. Для перевірки цього проводились вогневі випробування автомобіля з встановленими на ньому балонами, що були заправлені газом під тиском 19,6 МПа.

Проведені кліматичні випробування балонів в інтервалі граничних температур від мінус 40 до плюс 60°C не вплинули на їх міцність та довговічність. Кидання балону на бетонну підлогу з висоти 1,8 м не впливає на їх міцність.

Експлуатаційні випробування 24 аналогічних металопластикових балонів проводяться з жовтня 1996 року. За рік експлуатації автомобілі проходять на газі-метані до 140 тисяч кілометрів. Результати – позитивні. Балони проходять регулярні технічні огляди через 3 роки та експлуатуються до сьогоднішнього дня без зауважень.

Проведені випробування підтвердили надійність та безпечність розробленої конструкції балона.



Рис. 8. Характер руйнування балонів з початковим тиском газу 19,6 МПа, які розташовувались вертикально над поверхнею дизельного пального

Відповідність вимогам вітчизняних і світових стандартів до зварних конструкцій балонів високого тиску досягнуто на основі розробки прогресивної технології зварювання з використанням спеціальних активуючих флюсів, режимів термічної та механічної обробки, що забезпечили рівномірність зварних з'єднань і основного металу, а довговічність – завдяки підсиленню зварних корпусів композиційними матеріалами. За рахунок комплексу нових розробок досягнуто підвищення роботоздатності балонів більше ніж в 20 разів та зменшення їх ваги в 2-3 рази. Балон має стабільний показник маси $M/V=0,65$ кг/л.

Виконані дослідження дозволяють екстраполювати їх результати на широкий асортимент балонів різних геометричних розмірів за рахунок зміни їх діаметрів, довжин і товщини стінки без заміни основного технологічного обладнання. При цьому можна використовувати існуючі обладнання і матеріали, якими забезпечена промисловість України, а в подальшому розширити виробництво з випуском до кількох мільйонів балонів на рік, що дозволить створити сотні тисяч

робочих місць в металургійній, хімічній та машинобудівній галузях промисловості та забезпечити надійність і безпеку при транспортуванні та використанні стиснутого природного газу.

Висновок. Отже, проведено аналіз і створено модель та технологію виготовлення легких, надійних в експлуатації зварних балонів, в яких для зменшення маси використано високоміцні сталі та композиційні матеріали вітчизняного виробництва. Розроблено технологію виготовлення композиційної оболонки, яка дає змогу отримати комбіновану конструкцію із службовими параметрами, що задовольняють вимоги вітчизняних і світових стандартів.

1. Стан і перспективи розвитку нафтогазового комплексу України / І.М.Карп, Д.О.Єгер, Ю.О.Зарубін та ін. // – К.: Наук. думка, 2006. – 310 с.
2. Кириллов Н.Г. Проблемы экологии автомобильного транспорта России / Н.Г. Кириллов // АвтоГазоЗаправочный Комплекс + Альтернативное топливо. – 2004. – № 2(14). – С. 68-70.
3. Патон Б.Е. Конструкция и технология изготовления баллонов высокого давления / Б.Е.Патон, М.М.Савицкий, А.А.Савиченко // Автоматическая сварка. – № 9. – С. 5-8.
4. Вотинцев А.В. Транспортировка сжатого природного газа / А.В.Вотинцев // Газовая промышленность. – № 2. – С. 62-63.
5. Developing CNG transport technology – the CETech concept. The Naval Architect. March 2005, – p. 32-34.
6. Гильде В. Повышение выносливости сварных соединений конструкций с помощью пластмассовых покрытий / В.Гильде // Автоматическая сварка – № 1. – 1965. – С. 23-27.
7. ДСТУ ГОСТ 17139-2004 Скловолокно. Ровінги. Технічні умови. – Держспоживстандарт України. – 2004. – 7 с.
8. ТУ У 24.6-003030314547-002-2004. Зв'язуюче епоксидне марки КДА-ХІ. – Донецьк. – 2004. – 12 с.
9. ГОСТ 14249-89 Сосуды и аппараты. Нормы и методы расчета на прочность. – Изд-во стандартов, М. – 1989. – 79 с.
10. Образцов И.Ф. Оптимальное армирование оболочек вращения из композиционных материалов. / И.Ф.Образцов, В.В.Васильев, В.А.Бунаков // М.: "Машиностроение". – 1977. – 144 с.
11. Биргер И.А. Теория пластического течения и расчет дисков / И.А. Биргер // В кн. "Расчеты на прочность", вып. 12. – М.: Машиностроение. – 1966. – С. 183-199.
12. Амелянчик А.В. Расчет на прочность металлических и пластмассовых цилиндрических сосудов, армированных навивкой из высокопрочного материала / А.В. Амелянчик // Сб. статей Прочность и динамика авиационных двигателей. – М.: "Машиностроение". – 1964. – С. 3-22.
13. ГОСТ 25859 Сосуды и аппараты стальные. Нормы и методы расчета на прочность при малоцикловых нагрузках. – Изд-во стандартов, М. – 1985. – 33 с.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013.

УДК 621.315

А.В. Маткова Н.М. Поліщук
ОСОБЛИВОСТІ ОДЕРЖАННЯ ФОТОЕЛЕКТРИЧНИХ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ
КРЕМНІЮ

В статті проаналізовано фізико-технологічні основи одержання кремнієвих монокристалів, пластин, стрічок для фотоелектроніки та досліджено їх фізико-механічні властивості

Ключові слова: напівпровідник, монокристалічний кремній, фотоелектричні системи перетворення енергії, кристалізація

Табл. 1 Рис.6. Літ.10.

Н.Н. Полищук, А.В. Маткова
ОСОБЕННОСТИ ПОЛУЧЕНИЯ ФОТОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛЛОВ НА
ОСНОВЕ КРЕМНИЯ

В статье проанализированы физико-технологические основы получения кремниевых монокристаллов, пластин, лент для фотоэлектроники и исследовано их физико-механические характеристики

Ключевые слова: полупроводник, монокристаллический кремний, фотоэлектрические системы преобразования энергии, кристаллизация

N. Polishchuk, A. Matkova
THE FEATURES OF RECEIPT OF PHOTO-ELECTRIC MATERIALS ON THE BASIS OF
SILICON

In the article are analyzed physical-technological bases of receipt of silic single-crystals, plastins, ribbons for photoelectronic and investigational them physical-mechanical properties.

Key words: semiconductor, silic single-crystal, transformation photoelectrical system of energy, crystallization

Постановка проблеми: Напівпровідники давно використовуються у багатьох галузях науки та техніки, але сучасність вимагає розроблення та впровадження нових матеріалів у сонячній енергетиці. В даній роботі описані технології одержання кремнієвих фотоелектричних матеріалів, оскільки більшість фотоперетворювачів виготовляють на основі кремнію.

Якість фотоелементів в значній мірі залежить від сировини – високочистого кремнію. Методи його отримання в основному базуються на хімічній переробці кремнезему. Проводяться дослідження, що дозволили би спростити процес отримання Si та покращити якість кінцевого продукту. В останній час активно розробляються та впроваджуються нові проекти по отриманні кремнію з альтернативних джерел – відходів металургійних та навіть, харчових виробництв.

Аналіз останніх досліджень та публікацій: Провідні позиції у розробленні та впровадженні нових методів одержання кремнієвих сонячних елементів посідають такі країни як Франція, США, Німеччина, Японія. Останнім часом на ринку також з'явилась продукція, виготовлена в Китаї. Виробництво первинного кремнію також розпочали в Росії та Казахстані. Українські вчені В.Ф.Горбань, В.А.Макара, С.М. Науменко, Е.М. Руденко та інших своїх працях досліджують властивості кремнію під дією магнітних, радіаційних полів. Досить перспективним є розробки фотопетворювачів на основі кремнію рослинного походження І.Г. Крапивко.

Невирішені частини проблеми: Сонячна енергетика – перспективний вид енергії, проте сучасні технології виробництва фотоелектричних елементів не можуть задовольнити потреб ринку. Кожен з виробників сонячних батарей впроваджує та реалізує власні технології, не залежно один від одного. Як результат, при одержанні напівпровідникового Si використовують матеріало- та енергоємні технології.

Метою дослідження є вивчення різних способів отримання заготовок для виготовлення фотоелектричних перетворювачів сонячної енергії

Одночасно з виникненням та становленням масової електроніки напівпровідникові матеріали почали використовувати в якості сонячних елементів. Тепер сонячна енергетика відіграє помітну роль в багатьох країнах і є перспективи для її подальшого розвитку. Саме це визначає необхідність удосконалення технологій отримання твердотільних матеріалів та виробів з них [1].

Одним із основних енергетичних матеріалів є кремній. Цей хімічний елемент широко поширений у Земній корі. Проте він не зустрічається у чистому вигляді, а його відновлення з SiO₂ досить складне, при цьому спостерігається малий вихід чистого кремнію, а технологічний процес досить складний та довготривалий.

Кремній – найбільш вивчений напівпровідниковий матеріал і він широко використовується для виготовлення сонячних батарей, що характеризуються порівняно високою надійністю та високим ККД. [2]

Визначальним фактором при виборі напрямку по якому повинне здійснюватись удосконалення технологій отримання кремнієвих елементів є використання вже існуючих технологій. Для практичного використання сонячної енергетики перш за все необхідно знизити собівартість фотоперетворювачів при збереженні високого показника ККД сонячних батарей. Низька вартість елементів пов'язана з об'ємом виробництва, який повинен зрости на кілька порядків у порівнянні з теперішнім.

В електроніці зниження вартості виробів досягається за рахунок мініатюризації їх конструкцій, розміщення великої кількості елементів схеми на одній пластині. Галузь промисловості, що випускає наземні сонячні елементи повинна освоїти виробництво пристроїв великої площі при значному зниженні їх вартості. Підвищення ККД відносно зменшення вартості кремнієвих елементів поки є другорядним завданням, але тим не менш важливим.

Значне зменшення вартості продукції дозволить широко використовувати фотоелектричні системи перетворення сонячної енергії. Для цього необхідні нові методи їх виготовлення [3].

Покращення якості та ефективності сонячних перетворювачів на сучасному етапі здійснюється в першу чергу за рахунок вдосконалення існуючих технологій.

Одна з перших технологій отримання фотоелементів базується на розрізанні зливків монокристалічного кремнію. Оскільки при вирощуванні кристалів допускався порівняно великий розкид (до 30%) питомого опору це дозволяло використовувати практичну всю бездислокаційну частину зливка. У зв'язку з підвищенням вимог до фотоелементів (допускається розкид властивостей до 5%), корисна довжина зливка скоротилась на 1/3. Крім того дана технологія потребує використання багатьох додаткових операцій, таких як: шліфування заготовок, легування поверхневого шару [4].

Всі технологічні методи вирощування монокристалів Si можна поділити на отримання кристалів з рідкої та газоподібної фази. Методи вирощування з рідкої фази в свою чергу поділяють на методи вирощування із розплаву та розчину.

Вирощування кристалів із розплаву в наш час є самим поширеним промисловим способом, так як, порівняно з іншими способами має вищу продуктивність. До цієї групи відносять методи направленої кристалізації, метод витягування кристалів із розплаву та зонну плавку.

Одним з основних параметрів, що характеризує процес кристалізації є швидкість росту кристалів, що залежить від швидкості підведення компоненту живлення до поверхні росту, механізму росту кристалічної грані та інтенсивності відведення тепла від фронту кристалізації.

При отриманні кристалів направленою кристалізацією заготовка розплавляється повністю, а потім розплав кристалізується з одного кінця. Попередньо ретельно очищений вихідний матеріал поміщають в тигель і розплавляють. Процес проходить у вакуумі в нейтральній атмосфері або в герметичній камері. Потім починається охолодження розплаву, при чому найбільш інтенсивному охолодженню піддається нижня ділянка тигля – тут зароджуються центри кристалізації.

При використанні направленої кристалізації досягається високий ступінь контролю процесів, проте встановлюється залежність досконалості кристалу від матеріалу тигля. Застосування затравок при цих методах утруднене, особливо при вертикальному розміщенні тигля.

Принцип витягування кристалів із розплаву зводиться до того, що в тигель завантажують і нагрівають порошок або шматки полікристалів. Затравочний кристал занурюють у розплав і після часткового розплавлення та досягнення певного температурного режиму починають витягування таким чином, щоб кристалізація розплаву проходила від затравки.

Основними перевагами методів витягування кристалів з розплаву порівняно з методами направленої кристалізації є те, що кристал росте у вільному просторі без механічної дії тигля, при цьому є можливість візуального спостереження за процесом росту кристалу. Але будь-які зміни теплового балансу на границі поділу кристал – розплав приводять до змін діаметра вирощуваного зливка, виникненні структурних дефектів у кристалі. Обов'язковою умовою для вирощування бездефектних кристалів є також стабільна швидкість витягування.

Зонна плавка може проводитись в тиглі так і без тигля. У варіанті із застосуванням тигля очищений матеріал завантажують в тигель, в одному кінці якого розташована монокристалічна затравка. Тигель поміщається в кварцеву трубку, яка, як правило, заповнена інертним газом. Вузька рідка зона створюється за допомогою спеціального нагрівача, який переміщається вздовж кварцевої трубки і забезпечує ріст кристалу [5].

Швидкість росту кристалів з газоподібної фази, зазвичай не перевищує соті долі мм/год, що на порядок нижче, ніж при витягування кристалів з рідкої фази. Ріст з газоподібної фази в основному використовують для вирощування тонких епітаксialьних плівок, напівпровідникових кристалів, які неможливо отримати іншими способами. Кристали, вирощені з газової фази, характеризуються досить високою якістю, проте через високу вартість майже не використовуються в промисловості [6].

Для одержання кремнієвих фотоелектричних матеріалів, в сучасних умовах, широко використовуються методи литва та методи формоутворення, які дозволяють отримувати майже готові заготовки, придатні до монтування в сонячні модулі.

Способи литва порівняно зі способами отримання монокристалів є більш енергозберігаючими, оскільки скорочується час перебування металу в розплавленому стані. Виготовлені пластини характеризуються високим ККД та якістю поверхні, що дозволяє використовувати їх без проміжної обробки (відпал, травлення).

Способи литва можуть бути поділені на дві групи. До першої відносять ті, в яких формоутворюючим носієм кристалізованої речовини є підкладка, що видаляється (стрічка, тканина, сітка і т.д.) і використовується тільки один раз (ЛОП). При цьому досягаються високі швидкості отримання Si- стрічок. До цих методів відносять: вирощування кремнієвого листа на керамічній підкладці – SOS (Silicon On Ceramic), SCIM (Silicon Coating by Inverted Meniscus); вирощування кремнієвого листа на підкладці, що протягують через розплав – RAD (Ribbon Against Drop); вирощування кремнієвої стрічки на графітовій стрічці – S-Web (Supported Web); спосіб двох формоутворюючих елементів – TSE (Two Shaping Elements).

Друга група включає ливарні способи, де застосовуються підкладки багаторазового використання (ЛБП). Відділення закристалізованої речовини від матеріалу проходить автоматично за рахунок різниці в коефіцієнтах розширення. Сюди відносять вирощування кремнієвої фольги на тимчасовій підкладці-рампі – RAFT (Ramp Assisted Foil Casting Technique); горизонтальна реалізація RAFT-способу – спосіб ICC (Interface-Controller Crystallization Method); вирощування стрічки на підкладку – RGS (Ribbon Growth on Substrate); способи лиття кремнієвої стрічки з використанням обертового циліндра (барабана) – RCSR (Rapid Cast Silicon Ribbon) і RQ (Roller Quenching); лиття кремнієвих пластин з центрифугуванням в форма, що використовуються багаторазово – HSCT (Hoxan Spin Cast Technique).

Вирощування кремнієвого листа на керамічній підкладці був розроблений фірмою Honeywell (США). Існує як горизонтальний – SCIM так і вертикальний – SOC варіанти способу. В обох варіантах для підкладок використовувались керамічні матеріали з різними покриттями (в основному графітовими). Підкладка торкається розплаву в на ній формуються тонка плівка товщиною 50...100 мкм. В наш час цей спосіб майже не використовується. Основним його недоліком є дорога підкладка, матеріал якої підбирається таким чином, щоб його коефіцієнт лінійного термічного розширення був близьким до закристалізованого кремнію.

Принцип дії вирощування кремнієвої плівки на графітовій сітці (S-Web) показаний на рисунку 1.

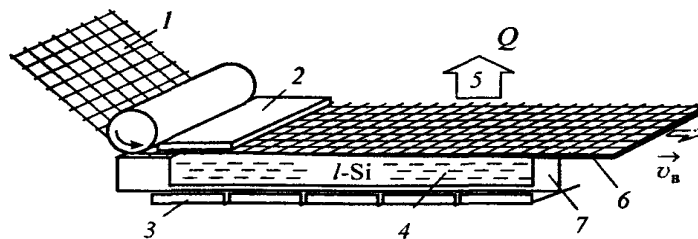


Рис. 1. Ілюстрація основних принципів роботи способу SWeb: 1 – сітка графітового волокна; 2 – кришка; 3 – нагрівач; 4 – розплав кремнію; 5 – тепловідвід; 6 – кремнієвий шар; 7 – кварцовий тигель

Сітка, зроблена з волокон високоякісного графіту протягується горизонтально по поверхні кремнієвого розплаву, який знаходиться в довгому кварцовому тиглі. Шар кремнію утворюється на нижній стороні сітки. Товщина шару відповідає часу проходження сітки в контакт з розплавом.

При методах литва на підкладці багаторазового використання пластини або стрічки Si утворюються при заморожуванні рідкого кремнію на рухомих підкладках-носіях. Тому їх вирізняє

висока продуктивність, і як наслідок зменшення вартості отриманих кремнієвих пластин. Однак при високих швидкостях руху підкладки складно управляти процесом теплообміну.

Найбільш поширеним серед способів литва на підкладці багаторазового використання є RAFT (вирощування кремнієвих пластин на підкладці-рампі) способі, в основі якого лежить використання попередньо підігрітих формуютьючих пластин, що називають рампами (рисунк 2). Рампи з невеликою швидкістю (600...1800 см/хв.) рухаються вгору, торкаючись меніска кремнієвої розплаву, що виступає з прорізу в тиглі (рисунк 2 а) або кромки тигля (рисунк 2 б). Під час контакту розплаву з рампою на ній кристалізується тонка плівка кремнію внаслідок відносно низької температури і високої теплоємності рампи. Після деякого охолодження пластини кремнію відскакують від рамп, а рампи йдуть далі в роботу.

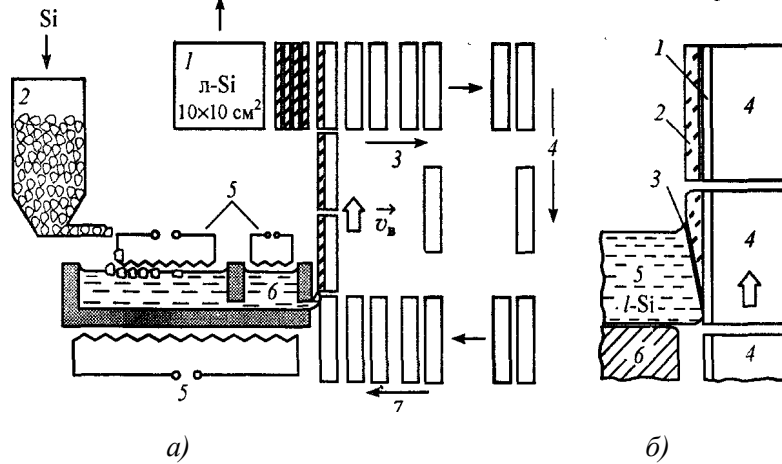


Рис. 2. Схема отримання кремнієвих пластин способом RAFT. а) загальний вигляд: 1 – готові кремнієві пластини, 2 – подача вихідної сировини, 3 – видалення та перевірка підкладок (рамп), 4 – регенерація рамп, 5 – нагрівачі, 6 – розплав кремнію, 7 – подача і підготовка рамп (підігрів); б) область кристалізації: 1 – витратний шар підкладки, 2 – кремнієва пластинка, 3 – фронт кристалізації, 4 – рампи, 5 – розплав кремнію, 6 – тигель

При литві кремнієвих пластин центрифугуванням в багаторазові форми (HSCT) носієм кремнію, що кристалізується є не підкладка, а ливарна форма з плоскою ємністю, що виготовляється з високоочищеного графіту [7].

Способи формоутворення, на відміну від ливарних способів дозволяють отримувати не тільки пластини та стрічки з кремнію, але й порожнисті профілі, в тому числі гладкі та многогранні труби.

Класичним формоутворюючим способом є спосіб Степанова. Розрізняють прямий (ST), та оборотний (IS) спосіб Степанова, що відносяться до вертикального варіанту реалізації.

Основна ідея способу Степанова – забезпечення контрольованого формоутворення при вирощуванні кристалу практично будь-якого січення. Отримання стрічкового кристалу ілюструє рисунок 3.

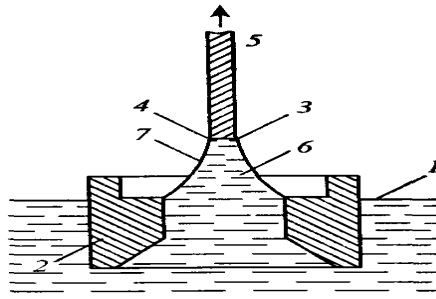


Рис. 3. Ілюстрація способу Степанова

Хороше формування досягається за рахунок створення обмеженого меніском 7 “рідкого стовпчика” в необхідній конфігурації між розплавом і кристалом, що росте. Для цього використовується спеціальний конструктивний елемент 2– формоутворювач (ФО). В його функції

входить обмеження області вільної поверхні розплаву і розміру її можливих збурень, забезпечення подачі розплаву до фронту кристалізації та стійкості процесу витяжки (росту) [8].

Нестійкість меніска на краях стрічки, вирощених за методом Степанова зумовила пошук нових технологічних рішень. Зокрема ця проблема може бути вирішена при спеціальному профілюванні верхньої кромки формоутворювача. Близький до цього ефект досягається також якщо через розплав протягують дві нитки, що обмежують ширину стрічки. Стабілізуючу роль при цьому відіграє поверхневий натяг, а точніше зчеплення на границі Si-сплав – тверда нитка із спеціального матеріалу. Спосіб D-Web відрізняється тим, що роль ниток виконують два голчастих дендрита, вирощених спеціально для отримання профільованого матеріалу.

Схема способу вирощування міждендритних стрічок (D-Web) представлена на рисунку 4. Його суть полягає у дотику з розплавом дендритної затравки 1, яка при створенні відповідних теплових умов розростається вбік по поверхні і утворює “кристал-бутон” 2. При витягуванні затравки дендрити 3 проростають в розплав. Стрічкова частина кристалу 4 формується при кристалізації рідкої плівки. Ріст дендритів вглиб розплаву зумовлюється локальним переохолодженням.

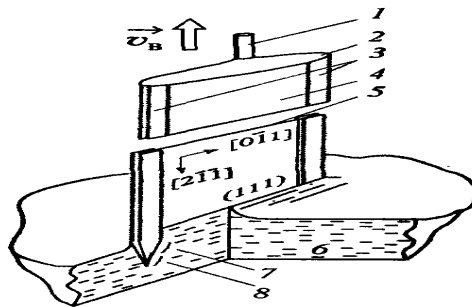


Рис. 4. Схема процесу вирощування міждендритної стрічки: 1 – фігурна затравка; 2 – “кристал-бутон”; 3 – граничні дендрити; 4 – між дендритна стрічка; 5 – площини двійникування; 6 – розплав кремнію; 7 – район твердого стовпа дендриту; 8 – дендритний кінчик і перехідний район

Електричні характеристики монокристалічних міждендритних стрічок практично не відрізняються від пластин, вирізаних з монокристалів [9].

Основні результати дослідження: В наш час випробувано більше 20 способів вирощування стрічкового та листового кремнію. Деякі з них не знайшли подальшого розвитку із-за технологічних труднощів, високої вартості одержаних виробів з Si та їх незадовільної якості. Найбільш широке розповсюдження отримали способи ST і D-Web.

Розглянемо основні способи отримання кремнієвих виробів для сонячної енергетики і та порівняємо їх характеристики, наведені в таблиці 1

Таблиця 1. Якісні характеристики кремнієвих стрічок для сонячної енергетики

Спосіб одержання Si-виробів	Домішки 10^{17} ат/см ³		Мікро- та макрокристалічна структура			ККД SE, %
	Вуглець	Кисень	Поверхнева густина дислокацій, см ²	Поверхневий розмір зерна, см ²	Характеристика	
ST	20	5	10^4	1...10	Великі витягнуті зерна; можна отримувати монокристал	≤ 15
D - Web	1	10	$0...10^3$	Вся поверхня	Монокристал	≤ 17
HSCT	5	5	–	0,1...10	Стовпчасті зерна	≤ 13
S-Web	5...10	5...10	$10^4...10^6$	0,01...0,1	Стовпчасті зерна	≤ 12
RAFT	1...10	7	10^7 (10^3 після ТО)	0,0001...0,01	Стовпчасті зерна	≤ 10

Таким чином, з представлених у таблиці способів, спосіб D - Web внаслідок низької продуктивності, навряд буде конкурентоздатними у майбутньому. Методи литва на одноразову підкладку економічно суттєво програють методам литва на багаторазову підкладку через велике використання підкладкового матеріалу, так і за продуктивністю.

Найбільш поширений із способів литва – RAFT є дуже продуктивним, але якість отриманого матеріалу при цьому низька, зокрема досягається дуже малий розмір зерна (таблиця 1)

Способи IS та HTST близькі за продуктивністю, проте, якість кремнієвої стрічки, отриманої першим способом все-таки краща. Останні способи розроблені порівняно недавно, а тому вони мають величезний потенціал вдосконалення та покращення якості кремнієвих елементів. Перевагами цих способів є також неперервність процесу, горизонтальна компоновка обладнання, легкість автоматизації обладнання [10].

Висновки: Вартість сонячної електроенергії при однаковій технології виробництва сонячних елементів визначається собівартістю і якістю матеріалу, при чому при останньому факторі в першу чергу враховують ККД елемента. Очевидно собівартість та якість на пряму пов'язані. На жаль в літературі, майже відсутні основні техніко-економічні показники фірм-виробників сонячних елементів, найчастіше виробники не готові ділитись know how Це значно ускладнює вибір оптимальної технології.

При розгортанні виробництва нових виробів на напівпровідниковій основі віддача від інвестицій носить акумулятивний характер. На кожному етапі впровадження нових технологій не можливе без створеної раніше виробничої бази. Тому є сенс максимально використовувати наявне устаткування, удосконалюючи його під змінні вимоги ринку.

1. Горелик С.С. Материаловедение полупроводников и диэлектриков: учебник для вузов/ С.С Горелик , М.Я. Дашевский. – М:МИСИС, 2003.– 480 с.
2. Мышлева Л.В. Аналитическая химия кремния / Л.В. Мышлева, В.В. Краснощекоев. – М: Наука, 1972.– 202 с.
3. Раскин А.А. Технология материалов микро-, опто- и наноэлектроники: учебное пособие. Ч.1/ А.А. Раскин, В.К. Прокофьева. – М: Бином, 2010.– 164 с.
4. Желібо Є.П. Основи технологій виробництва в галузях народного господарства: навч. посібник/ Є.П. Желібо, Д.В. Анопко, В.М. Буслик. – К: Кондор, 2005. –716 с.
5. Случинская И.А. Основы материаловедения и технологии полупроводников. – М, 2002
6. Фаренбрух А., Бьюб Р. Солнечные элементы: Теория и эксперимент /пер. с англ. Под ред. Колтуна М.М.– М: Энергоатомиздат, 1987.– 280 с.
7. Басин А.С., Получение кремниевых пластин для солнечной энергетики: Методы и технологии/ А.С. Басин, А.В. Шишкин. – Новосибирск: ИТ СО РАН, 2000.– 196 с.
8. Фалькевич Э.С. Технология полупроводникового кремния / Э.С. Фалькевич, Э.О. Пульмер, И.Ф. Червонный. – М: Металлургия, 1992.– 408 с.
9. Смирнов В.И. Физико-химические технологии электронных средств: учебное пособие/ В.И. Смирнов. – Ульяновск: УлГТУ, 2005. – 112 с.
10. Поліщук Н.М. Фізико-технологічні основи одержання твердотільних напівпровідникових матеріалів та деякі фізико-механічні властивості. Магістерська робота/ Н.М. Поліщук.– Луцьк, 2012.

Стаття надійшла до редакції 26.04.2013.

Р.Р. Обертюх, А.В. Слабкий, О.В. Поліщук
ОСОБЛИВОСТІ РОЗРАХУНКУ ТА ПРОЕКТУВАННЯ СИЛОВИХ ЛАНОК
ГІДРОІМПУЛЬСНИХ ПРИСТРОЇВ ДЛЯ ВІБРАЦІЙНОГО РІЗАННЯ ТА ПОВЕРХНЕВОГО
ЗМІЦНЕННЯ, ВИКОНАНИХ У ВИГЛЯДІ КОМБІНАЦІЇ ПОРШНЯ З ПРОРІЗНОЮ
ПРУЖИНОЮ ТА ЗОЛОТНИКА З ПРОРІЗНОЮ ПРУЖИНОЮ

В статті розглянуто особливості розрахунку прорізних пружин суміщених з силовими та розподільними елементами гідроімпульсних пристроїв для вібраційного різання та поверхневого зміцнення. результати розрахунку перевірені експериментально і використані для проектування названих пристроїв

Ключові слова: Прорізна пружина, поршень-прорізна пружина, золотник-прорізна пружина, роботоздатність, методика розрахунку

Рис. 8. Форм. 5. Літ. 8.

Р.Р. Обертюх, А.В. Слабкий, О.В. Поліщук
ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТА И ПРОЕКТИРОВАНИЯ СИЛОВЫХ ЗВЕНЬЕВ
ГИДРОИМПУЛЬСНЫХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ ВИБРАЦИОННОГО РЕЗАНИЯ И
ПОВЕРХНОСТНОГО УКРЕПЛЕНИЯ, ВЫПОЛНЕННЫХ В ВИДЕ КОМБИНАЦИИ
ПОРШНЯ С ПРОРЕЗНОЙ ПРУЖИНОЙ И ЗОЛОТНИКА С ПРОРЕЗНОЙ ПРУЖИНОЙ

В статье рассмотрены особенности расчета прорезных пружин совмещенных с силовыми и распределительными элементами гидроимпульсных устройств для вибрационного резания и поверхностного упрочнения. результаты расчета проверены экспериментально и используются для проектирования названных устройств

Ключевые слова: Прорезная пружина, поршень - прорезная пружина, золотник - прорезная пружина, работоспособность, методика расчета.

R. Obertuh, A. Slabkiy, A. Polishuk
FEATURES OF CALCULATION AND PLANNING OF POWER LINKS OF
HYDROIMPULSIVE DEVICES FOR VIBRATION CUTTING AND STRENGTHENING
SURFACE MADE IN COMBINATION OF PISTON WITH PROCARVED SPRING AND SLIDE-
VALVE WITH PROCARVED SPRING

The article describes the features of the calculation welt springs alignment with the power and distribution hydroimpulsive elements vibrating device for cutting and strengthening surface. proven results of calculation and experimental design use said device

Keywords: Procarved spring, piston with procarved spring, slide-valve with procarved spring, performance, method of calculation

У Вінницькому національному технічному університеті розроблено ряд пристроїв для вібраційного різання та поверхневого деформаційного зміцнення деталей, в яких використанні прорізні пружини [1 – 3], що виконанні у вигляді комбінацій золотника з прорізною пружиною (ЗПП) та поршня з прорізною пружиною (ППП). Оригінальні силові ланки цих пристроїв, також виконують функції розподільних елементів генераторів імпульсів тиску (ГІТ) параметричного типу, що суттєво зменшує габарити пристроїв та розширює їх технічні можливості.

Оскільки у відкритому друку не виявлено результатів досліджень пружних елементів високої жорсткості, типу прорізних пружин, поєднаних з силовими і розподільними елементами гідроімпульсних пристроїв, то доцільно розробити методика розрахунку та проектування таких елементів на основі відомих методик, а також експериментально перевірити достовірність розрахункових залежностей.

ППП — виконує функції силового (поршень гідроциліндра) пружного елемента гідроімпульсного пристрою, в який вбудовано ГІТ пристрою, і в процесі роботи циклічно навантажується з частотою до 200 Гц і амплітудою до 2 мм. В подібних умовах працює і ЗПП.

Аналіз літературних джерел виявив дві основні методики I та II розрахунку прорізних пружин, відповідно наведених в роботах [4, 5]. Методика I має більшу трудомісткість порівняно із методикою II. Щоб виявити переваги та недоліки цих методик доцільно точність результатів розрахунку прорізних пружин за цими методиками перевірити експериментально.

З метою порівняння точності результатів розрахунку, яку дають методики I та II, були експериментально визначені силові параметри прорізної пружини з такими параметрами:

матеріал деталі — сталь 65Г ГОСТ 14959-79;

термічна обробка — гартування за температури фазового перетворення 800°C, охолодження в масилі та відпуск за температури 340-380 °C, [6], що забезпечує наступні середні механічні властивості:

— межа міцності під час розтягу (σ_g), МПа.....1470;

— межа текучості ($\sigma_{0,2}$), МПа.....1220;

— твердість, HRCe.....44...49;

— ударна в'язкість (КСУ) при $t=20$ °C, Дж/см².....110;

$a = 7,5 \cdot 10^{-3}$ м — ширина кільця; $b = 9,5 \cdot 10^{-3}$ м — товщина кільця;

$D = 55 \cdot 10^{-3}$ м — зовнішній діаметр кільця;

$R = 0,5(D - a) = 23,8 \cdot 10^{-3}$ м — середній радіус;

$i = 4$ — кількість кілець; $z = 2$ — кількість прорізів по колу зовнішнього діаметра;

$\alpha = \pi$ — центральний кут;

$I_0 = ab^3 / 12 = 5,36 \cdot 10^{-10}$ (м⁴) — осевий момент інерції кільця;

$I_p = b^4 \left(\frac{a}{b} + 0,63 \right) / 3 = 4,33 \cdot 10^{-10}$ (м⁴) — полярний момент інерції кільця.

Силкові параметри прорізної пружини визначались в процесі її навантаження за допомогою випробувального преса ПММ-125. В процесі послідовної деформації пружини на пресі ПММ-125 з кроком 1 мм величина стискання пружини фіксувалась індикатором годинникового типу ИЧ-10 ГОСТ 577-68, встановленого в штативі ШМ-ІІІ-8 ГОСТ 10197-70. Зусилля, що розвивалось пружиною на кожному діапазоні її деформації, фіксувалось за допомогою динамометра преса ПММ-125.

Силкові параметри експериментального зразка цієї пружини за однаковими з експериментальними значеннями її деформації були розраховані за методиками I та II.

Порівнянням експериментальних результатів із знайденими за методиками I та II виявлено розбіжність між експериментальними даними і розрахованими за методиками I та II, відповідно 6,7 % і 7 % (див. рисунок 1). Експериментально також підтверджена відсутність пружного гістерезису в досліджуваному зразку прорізної пружини, що є певним позитивом для використання таких пружин в пристроях для віброрізання, в яких повинна забезпечуватись стабільність вібронавантаження інструмента впродовж циклу обробки деталі.

Аналіз методик розрахунку прорізних пружин виявив, що трудомісткість методики I суттєво вища ніж методики II, авторами якої є І. А. Біргер, Б. Ф. Шорр та Г. Б. Іосілевич [5]. Оскільки розбіжності в точності розрахунків прорізних пружин за методиками I та II і експериментальними даними практично співпадають (різниця в 0,3%), то для інженерних розрахунків прорізних пружин доцільно використовувати методику II як менш трудомістку.

У відкритих джерелах інформації дані про експлуатацію прорізних пружин відсутні, що створює певні труднощі для широкого використання таких пружин у різних пристроях, механізмах тощо, сучасного машинобудування. Під час розробки дослідного зразка гідроімпульсного віброударного пристрою для віброточіння з вбудованим однокаскадним генератором імпульсів тиску [1] було розраховано за методикою II та виготовлено ППП, за відомою технологією із врахуванням рекомендацій по виготовленню золотникових пар [7]. ППП виготовлено зі сталі 60С2А ГОСТ 8559-75, що має після термообробки гартування з низьким відпуском такі механічні характеристики (таблиця 1):

Таблиця 1. Механічні властивості матеріалу деталі ППП після термічної обробки:

Межа міцності під час розтягу (σ_g), МПа	Межа текучості ($\sigma_{0,2}$), МПа	Твердість, HRCe	Ударна в'язкість (КСУ), Дж/см ²
1570	1375	47-50	62

Перші запуски пристрою для віброточіння виявили нероботоздатність розробленої конструкції ППП, внаслідок повного руйнування пружинної частини ППП (див. рисунок 2). 3

метою в'ясування процесу деформації, під час роботи пристрою, ППП було виготовлено дослідний зразок пружини без термічної обробки (див. рисунок 3).

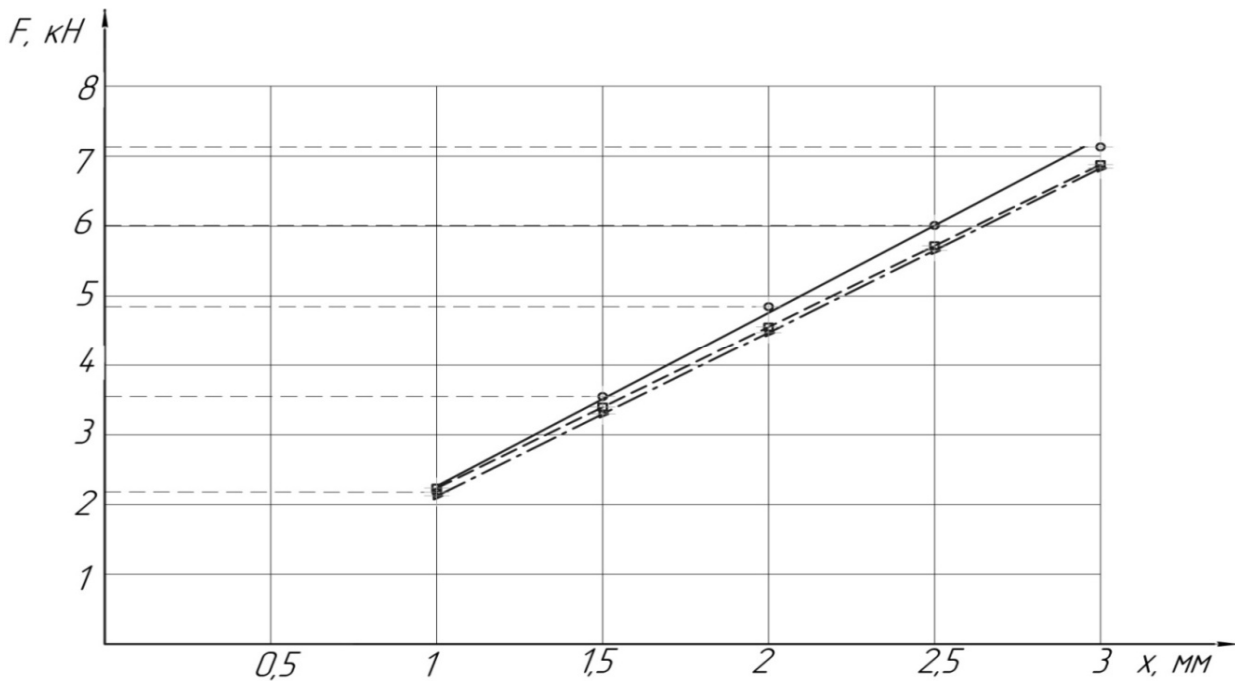
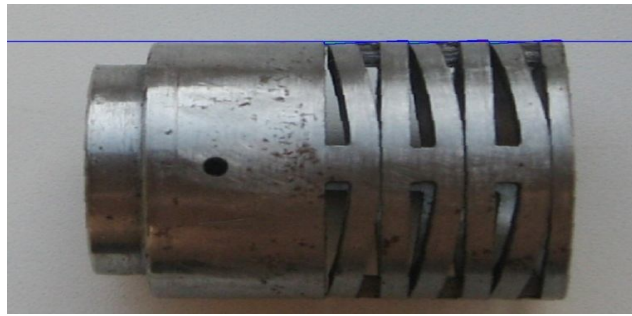


Рис. 1. Залежності сили прорізних пружин від деформації $F = k \cdot x$, розраховані за методиками I (крива 1, $\square - \square$) та II (крива 2, $\triangle - \triangle$) і визначені експериментально (крива III, $\circ - \circ$)

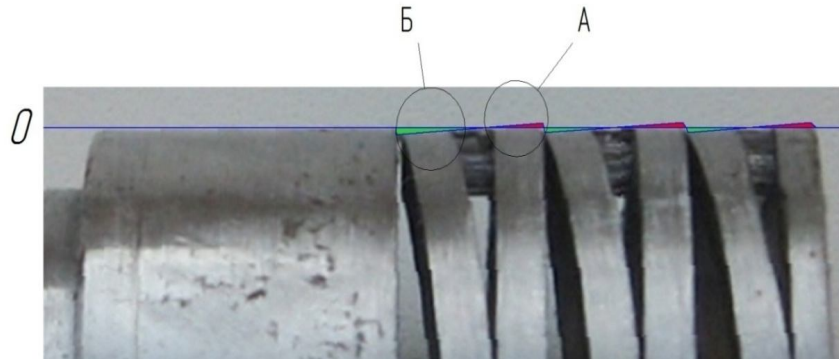
На фото (рисунок 3, а) показано ППП в деформованому стані. Для наглядності (рисунок 3, б) виділена частина деформованої ППП, де крайова зона деформації позначена умовною «нульовою лінією» по зовнішньому діаметру пружинної частини ППП, паралельною осьовій лінії пружини. Відносно «нульової лінії» чітко видно повертання кілець пружинної частини ППП, які умовно можна вважати зміщенням в «плюс» — область А і зміщенням в «мінус» — область Б. Зміщення в область А, за умови використання зовнішніх поверхонь робочих кілець пружинної частини як напрямних ППП — приводить до заклинювання ППП в корпусі пристрою, що спричиняє руйнування пружини. За результатами цього експерименту очевидно, що роботоздатність пружинної частини ППП, а також ППП може бути забезпечена боковим зазором S між поверхнями пружинної частини ППП і ЗПП (зовнішній діаметр робочих кілець пружини) і поверхнею розточки корпусу пристрою.



Рис. 2. Конструкція поршня-прорізної пружини побудованої, за загальновідомими принципами для прорізних пружин



a)



б)

Рис. 3. Дослідний зразок ППП, виготовлений без термічної обробки

Для визначення бокового зазору S необхідно розрахувати кут повороту кільця пружини φ прямокутного перерізу під дією осьової сили, що навантажує пружину. Розрахункова схема кільця пружини зображена на рисунку 4, а, б.

Розрахунок кута φ можна провести за формулою, наведеною в роботі [8]:

$$\varphi = \frac{6r_0 F}{\pi E b h^3}, \quad (1)$$

де r_0 — середній радіус кільця, F — осьова сила; E — модуль пружності матеріалу кільця

(для сталі $E = 2 \cdot 10^{11} \frac{H}{m^2}$); b , h — відповідно ширина і товщина кільця.

Для прорізних пружин загальна осьова сила розподіляється між перемичками, що з'єднують робочі кільця:

$$F = \frac{2\pi r_0 q}{k}, \quad (2)$$

де k — кількість перемичок; q — розподілене зусилля.

З схеми кута повороту кільця прямокутного перерізу під дією осьової сили (див. рисунок 4, б), припускаючи, що сам переріз не деформується, визначаємо боковий зазор, з прямокутного трикутника CED, оскільки прямокутні трикутники ABC та CED подібні:

$$S = \sin \varphi \cdot h; \quad (3)$$

Підставляючи рівняння (2) в рівняння (1), визначаємо кут повороту кільця під дією осьової сили, що навантажує кільце:

$$\varphi = \frac{6r_0 \cdot 2\pi \cdot r_0 \cdot q}{\pi \cdot E \cdot b \cdot h^3 \cdot k} = \frac{12r_0^2 \cdot q}{E \cdot b \cdot h^3 \cdot k}, \quad \text{— в радіанах} \quad (4)$$

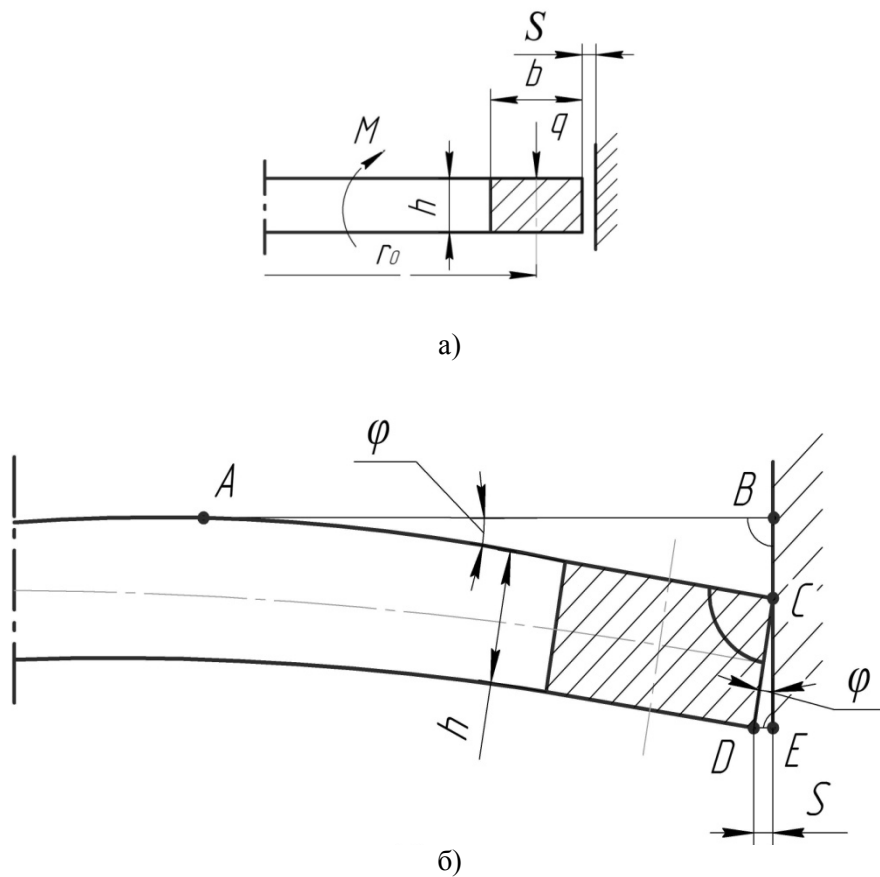


Рис. 4. Розрахункова схема кута повороту кільця прямокутного перерізу під дією осьової сили

Підставивши (4) в (3), отримаємо формулу для розрахунку бокового зазору S :

$$S = \sin\left(\left(\frac{12r_0^2 q}{Ebh^3 k}\right) \cdot k_{рад}\right) \cdot h \cdot k_з, \quad (5)$$

де $k_{рад}$ — коефіцієнт переведення величин з радіан в градуси ($k_{рад} = 58,3248$), $k_з$ - коефіцієнт запасу (для досліджуваних зразків ППП і ЗПП приймали $k_з = 2$). Ввід формулу (5) коефіцієнту запасу $k_з$ гарантує забезпечення необхідного бокового зазору S .

З метою перевірки адекватності реального бокового зазору S розрахованому за формулою (5), виготовлено дослідний зразок ППП, зображений на фото — рисунок 5 а, б. Випробування цього зразка ППП показало, що розрахунковий боковий зазор S достатній для того, щоб внаслідок повороту кільця пружинної частини ППП не відбувся їх контакт з поверхнею розточки корпуса пристрою, який приводив до поломки ППП. Регулювання попередньої деформації пружинної частини цього зразка ППП спричинило поломку упорного кільця ППП. За аналізом характеру цієї поломки зроблено припущення, що причиною цієї поломки є недостатня жорсткість упорного кільця, внаслідок чого під час першого пуску пристрою виникає неприпустима кутова деформація упорного кільця, схема якої зображена на рисунку 6, б.

На рисунку 6 а, зображено 3D-модель ППП після деформації, яка досліджена в програмному пакеті КОМПАС-3D V13 (підпрограмі АРМ FEM: прочностной анализ). Достовірність результатів досліджень 3D-моделі ППП підтверджують експериментальні дослідження деформації дослідного зразка ППП, що виготовлений без термічної обробки (див. рисунок 2).

На рисунку 6 б, зображено схема розподілення сил та моментів, що діють на кільця ППП під час роботи ППП

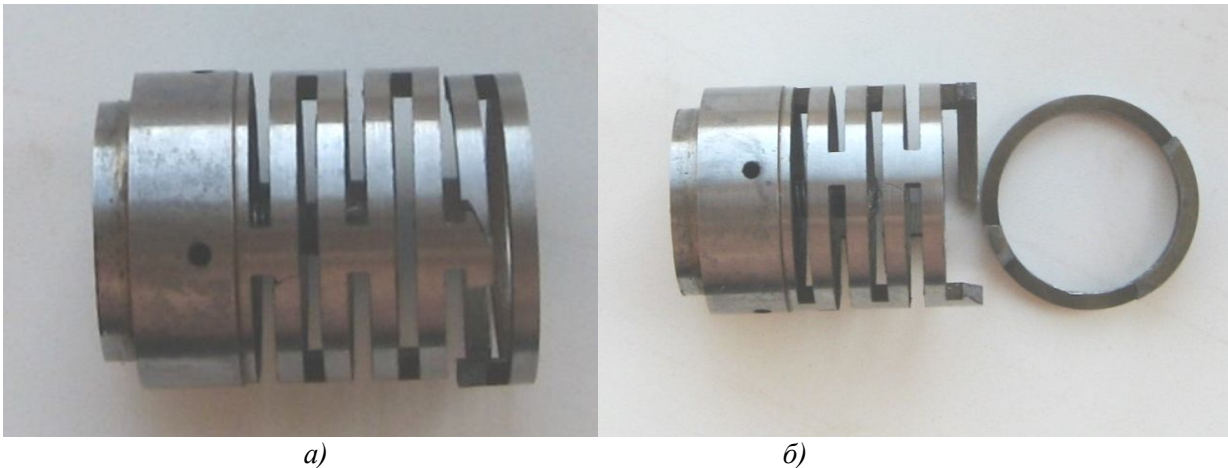


Рис. 5. Дослідний зразок ППП, виготовлений з розрахунком за формулою (5) боковим зазором S між робочими кільцями пружинної частини ППП і поверхнею розточки корпуса пристрою

З метою дослідження деформації упорного кільця ППП, це кільце було виділено із 3D-моделі ППП (див. рисунок 6, а) і у відповідності до орієнтовної схеми деформації упорного кільця (див. на рисунку 6, б) показано розподілення сили, орієнтація кільця в просторі, можливі переміщення та обрана схема закріплення. Положення до деформації упорного кільця (див. рисунок 6, в) позначено штриховою лінією та згенерованою програмою 3D-моделі сіткою скінчених елементів. Імітація деформації упорного кільця ЗПП повторила результати попередніх теоретичних та експериментальних досліджень, зокрема на рисунку 6 в, видно зміщення в «плюс» (виділена область А), яке і приводить до неприпустимої деформації упорного кільця і руйнування ППП.

Для забезпечення роботоздатності ППП і ЗПП необхідно під час їх проектування забезпечувати кут повороту упорного кільця φ меншим за максимально можливий φ_{\max} обмежуючи таким чином його деформацію згину (просторову) в межах допустимої. Це можна досягти за допомогою збільшення ширини упорного кільця h_{yn} (див. формулу 4) порівняно з шириною h_p робочого кільця. З метою дослідження залежності відносної ширини упорного кільця $\bar{h} = \frac{h_{yn}}{h_p}$ від кута його повороту φ_{yn} виконано дослідження (розрахунок) 3D-моделей ППП, з різними значеннями відносної ширини кільця \bar{h} , яка послідовно збільшувалась на крок 0,5 мм, методом скінчених елементів в програмному пакеті КОМПАС-3D V13 (підпрограмі АРМ FEM: прочностной анализ).

За результатами цього розрахунку побудована залежність (див. рисунок 7) $\varphi_{yn} = f(\bar{h})$. Аналіз залежності $\varphi_{yn} = f(\bar{h})$ показує, що кутова деформація упорного кільця в інтервалі $0,05^\circ \dots 0,3^\circ$ не виходить за межі його пружної деформації і не може привести до руйнування цього кільця. Цій кутовій деформації відповідає відносна деформація $\bar{h} = 2,0 \dots 2,4$. Таким чином за ширини упорного кільця $h_{yn} \geq (2,0 \dots 2,4)h_p$ забезпечується гарантована роботоздатність ППП.

Випробування нових зразків ППП, конструкція і фото яких наведені, відповідно на рисунку 8, а і б, розрахованих за уточненою методикою з врахуванням результатів проведених експериментальних досліджень, викладених вище, показало гарну їх роботоздатність в умовах циклічного вібронавантаження з частотою (1..200) Гц та амплітудою до 4 мм.

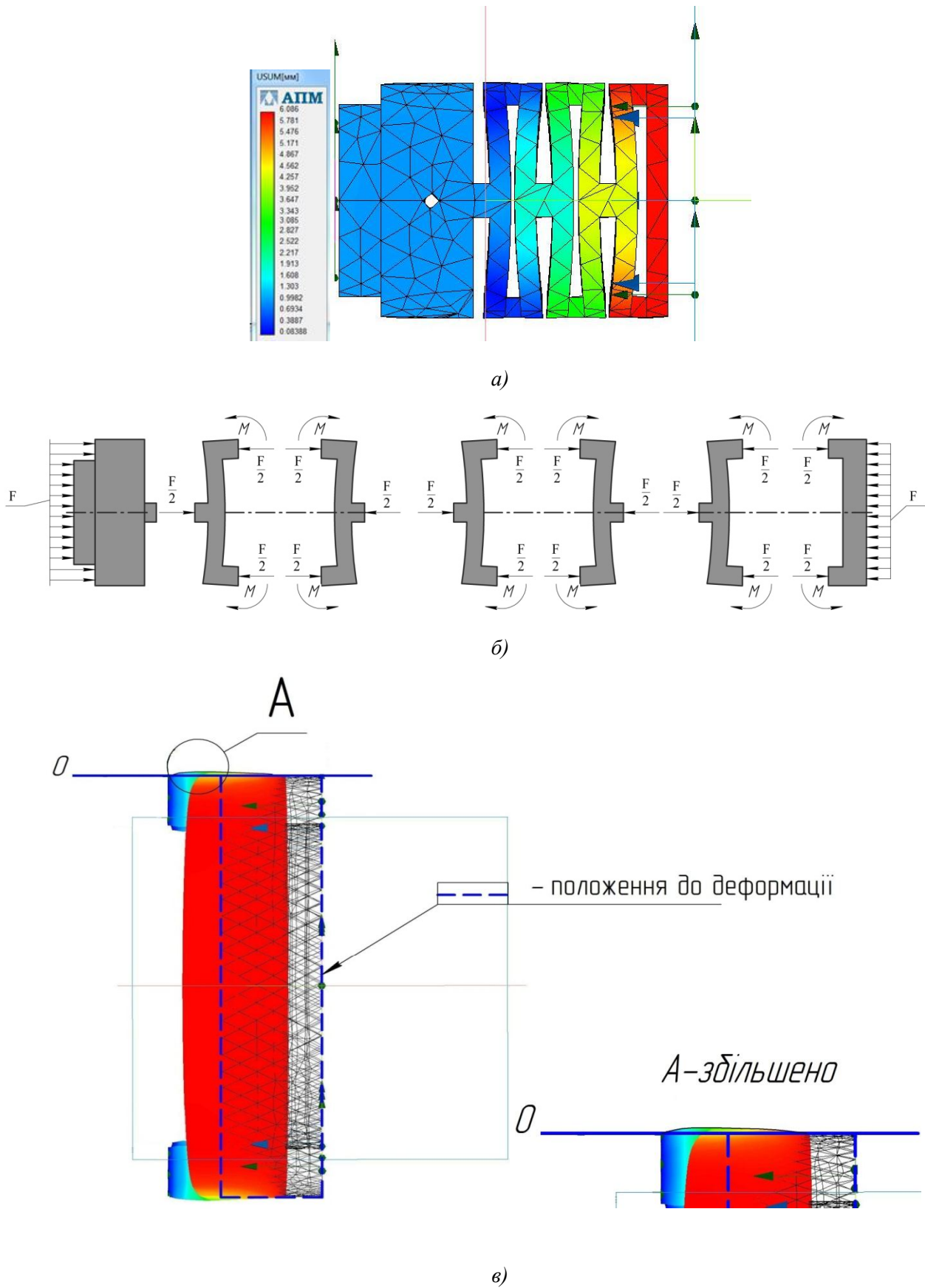


Рис. 6. Схема орієнтовної кутової деформація упорного кільця ППП під час попередньої деформації пружинної частини ППП

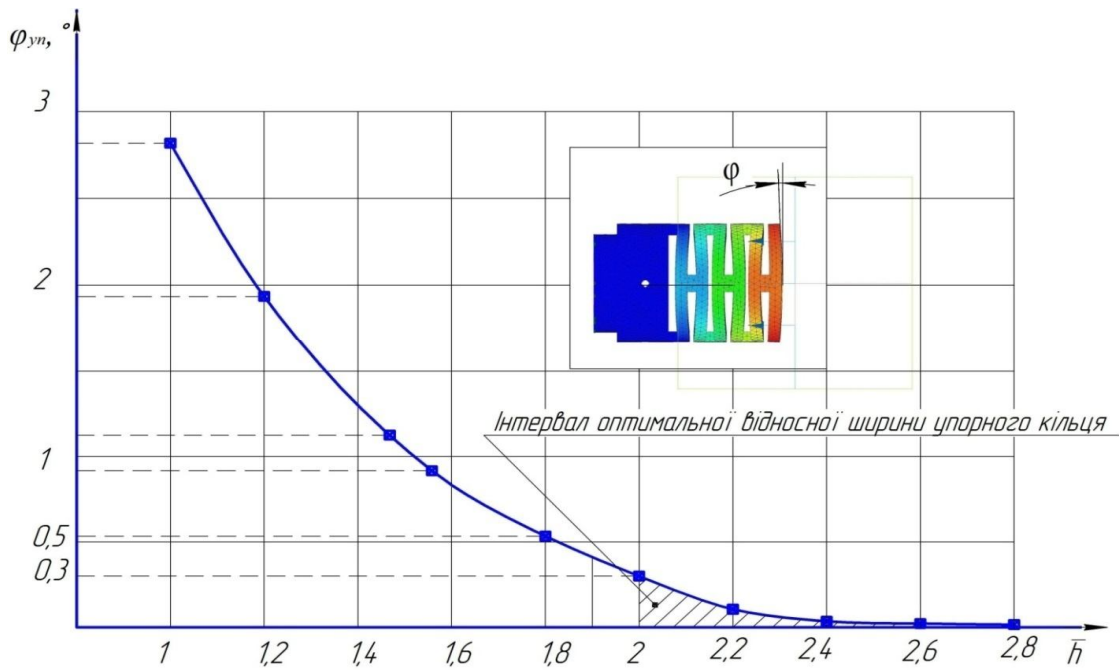


Рис. 7 Залежність відносної ширини упорного кільця \bar{h} від кута його повороту φ_{yt}

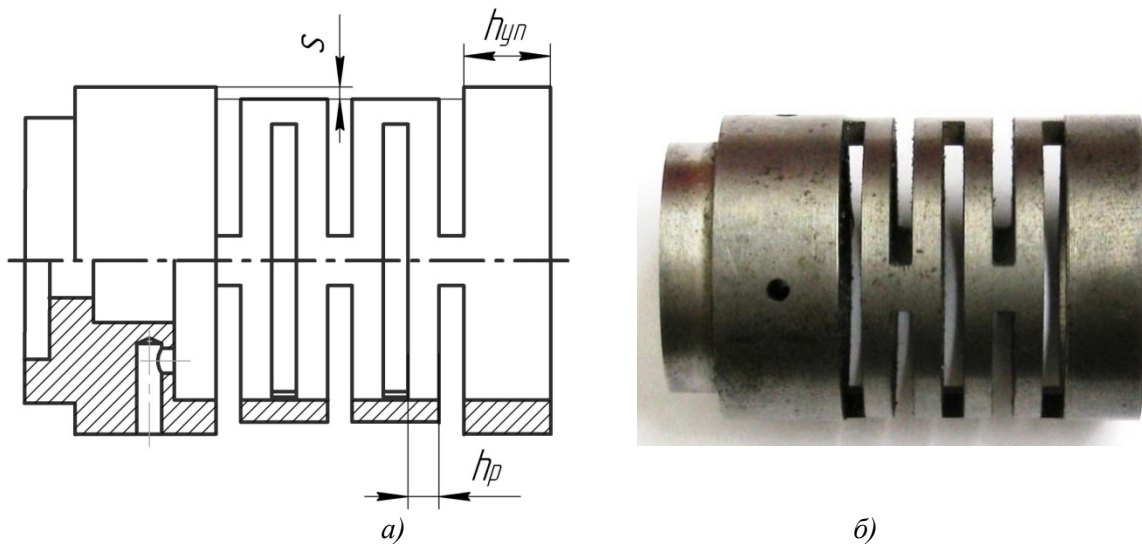


Рис. 8. Конструкція а) і фото б) ППП з оптимальними боковим зазором S та з врахуванням залежності відносної ширини упорного кільця \bar{h} від кута його повороту φ_{yt}

Висновки.

1. В результаті аналізу відомих методик розрахунку прорізних пружин виявлено, що методика, розроблена І.А. Біргером, Б.Ф. Шорром та Г.Б. Іосілевичом, є менш трудомістка і достатньо точна (різниця між експериментальними і теоретичними даними становить 0,3%), що дозволяє рекомендувати її як базу для інженерних розрахунків прорізних пружин.

2. Експериментально встановлено, що для забезпечення робоздатності пружних елементів типу ППП і ЗПП необхідно утворити збільшений боковий зазор S між поверхнями пружинної частини та поверхнею направляючої розточки корпуса, який виключає контакт кільця ППП (чи ЗПП) з направляючою поверхнею внаслідок пружного повороту кільця на кут φ під час роботи пристрою.

3. З урахуванням експериментальних даних отримана аналітична залежність для розрахунку мінімально необхідного бокового зазору S .

4. Імітаційними дослідженнями деформації пружинної частини 3D-моделей ППП за допомогою методу скінченних елементів встановлено, що для забезпечення міцності упорного кільця ППП його відносна ширина $\bar{h} = \frac{h_{yn}}{h_p}$ (тут h_p – ширина повного кільця ППП) повинна знаходитись в межах $\bar{h} = 2,0 \dots 2,4$, за яких кут повороту упорного кільця $\varphi_{yn} = 0,05^\circ \dots 0,3^\circ$ не приводить до його пластичної деформації та руйнування. Цей результат підтверджено експериментальними дослідженнями дослідних зразків ППП.

5. За результатами експериментальних і теоретичних досліджень роботи ППП та ЗПП, на основі відомих методик розрахунку прорізних пружин, розроблена уточнена методика їх розрахунку для умов циклічного навантаження з частотою вібронавантаження (1...200 Гц) та амплітудою до 4 мм.

1. Пат. 72257 U, Україна, B23B1/00, Гідроімпульсний віброударний пристрій для радіального та осового віброгочіння зі вбудованим генератором імпульсів тиску клапанного типу/ Обертюх Р.Р., Слабкий А.В., Архипчук М.Р. (Україна). — № u2012 01534; Заявл. 13.02.2012; — Опубл. 10.08.2012, Бюл. №15, 2012 р.
2. Пат. 63958 U, Україна, B23B1/00, Гідроімпульсний віброударний пристрій для радіального та осового віброгочіння зі вбудованим генератором імпульсів тиску/ Обертюх Р.Р., Слабкий А.В. (Україна). № u201103794; Заявл. 29.03.2011; Опубл. 25.10.2011, Бюл. №20, 2011 р.
3. Пат. 74369 U, Україна, B24B39/04, Гідроімпульсний віброударний пристрій для деформаційного зміцнення деталей/ Обертюх Р.Р., Слабкий А.В., Архипчук М.Р., Чернійко В.В. (Україна). — № u2012 04409; Заявл. 09.04.2012; — Опубл. 25.10.2012, Бюл. №20, 2012 р.
4. Пономарев С.Д. Расчет упругих элементов машин и приборов. С.Д. Пономарев, Л.Е. Андреева — М.: Машиностроение, 1980. — 326с.: ил.
5. Биргер И.А. Расчет на прочность деталей машин. Справочник / И.А. Биргер, Б.Ф. Шорр, Г.Б. Иосилевич. — 4-е изд., перераб. и доп. — М.: Машиностроение, 1993. — 640с.: ил. — ISBN 5-217-01304-0.
6. Марочник сталей и сплавов / В. Г. Сорокин и др. — М.: Машиностроение, 1989. — 640 с; ISBN 5-217-01112-2.
7. Абрамов Е.И. Элементы гидропривода / Е. И. Абрамов, К. А. Колесниченко, В. Т. Маслов. : Справочник. — 2-е изд., перераб. и доп. — К: Техніка, 1977. — 320 с.
8. Биргер И.А. Расчет на прочность деталей машин. Справочное пособие / И.А. Биргер, Б.Ф. Шорр, Р.М. Шнейдерович. — М.: Машиностроение, 1966. — 616 с.

Стаття надійшла до редакції 27.05 2013.

УДК 536.2

Б. Окрепкий, І. Новосад
ОСЕСИМЕТРИЧНА ТЕМПЕРАТУРНА ЗАДАЧА ДЛЯ СИСТЕМИ ДВОХ
ЦИЛІНДРИЧНИХ ТІЛ ПРИ НЕІДЕАЛЬНОМУ ТЕПЛОВОМУ КОНТАКТІ
З УРАХУВАННЯМ ТОНКОГО ПРОМІЖКОВОГО ШАРУ

Побудовано розв'язок осесиметричної температурної задачі для системи двох кругових циліндрів при неідеальному тепловому контакті, з урахуванням тонкого проміжкового шару у випадку ізотропних матеріалів. Одержано формули для визначення температури при різних варіантах температурних умов на бічних поверхнях і основах циліндрів. Досліджено вплив контактної провідності і коефіцієнтів теплопровідності проміжкового шару на розподіл температурних полів в зоні контакту двох тіл.

Ключові слова: осесиметричні температурні задачі, проміжковий шар, ізотропні матеріали, коефіцієнт теплопровідності, контактна провідність.

Рис. 2. Форм. 23. Літ. 7.

Б. Окрепкий, И. Новосад
ОСЕСИМЕТРИЧЕСКАЯ ТЕМПЕРАТУРНАЯ ЗАДАЧА ДЛЯ СИСТЕМЫ ДВУХ
ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ТЕЛ В НЕИДЕАЛЬНОМ ТЕПЛОМ КОНТАКТЕ С УЧЕТОМ
ТОНКОГО ПРОМЕЖУТОЧНОГО СЛОЯ.

Основано решения осесимметрической температурной задачи для системы двух круговых цилиндров в неидеальном тепловом контакте, с учетом тонкого промежуточного слоя в случае изотропных материалов. Получены формулы для определения температуры в случае разных температурных условиях на боковых поверхностях и основах цилиндров. Исследовано влияние контактной проводности и коэффициентов теплопроводности промежуточного слоя на распределения температурных полей в зоне контакту двух тел.

Ключевые слова: осесимметричных температурные задачи, промежуточный слой, изотропные материалы, коэффициент теплопроводности, контактное проводимость

B. Okrepkiy, I. Novosad
AXES-SYMMETRIC TEMPERATURE TASK FOR THE BODY SYSTEM TWO
CYLINDERS UNDER NON-IDEAL HEAT CONTACT IN THE OCCASION OF THIN
INTERMEDIATE LAYER

The solution of the axes-symmetric temperature task for the body system two circular cylinders under non-ideal heat contact between bodies in the occasion of thin intermediate layer in the case of isotropic materials have been built. Formulas for determination temperature for different temperature conditions on the border surface and basis of the cylinders have been obtained. Investigation was made on the influence of the contact conductivity and coefficients of the heat conductivity of the intermediate layer on the distributing of the temperature fields in the area of contact of two bodies.

Keywords: axisymmetric thermal problems, intermediate layer, isotropic materials, the thermal conductivity and contact conductance.

Постановка проблеми. Проблема визначення контактних деформацій і напружень, з урахуванням температурних полів є важливою задачею для дослідження міцності деталей машин і елементів конструкцій у місцях їхньої взаємодії, при розрахунку конструкцій на пружній основі з метою раціонального використання матеріалу конструкції і несучої здатності основи.

Аналіз остатніх досліджень і публікацій. В працях [1-4] досліджено вплив температурних факторів на характер контактної взаємодії тіл. Зокрема в роботі [4] розв'язана задача теплопровідності для системи двох контактуючих кругових циліндрів при неідеальному тепловому контакті у випадку ізотропних тіл. Проте недостатньо вивченим є задачі теплопровідності з урахуванням умов неідеального контакту двох тіл через тонкий проміжковий шар.

Мета роботи. Побудувати розв'язок осесиметричної температурної задачі для системи двох контактуючих ізотропних циліндричних тіл з урахуванням умов неідеального теплового контакту через тонкий проміжковий шар. Знайти формули для визначення температурних полів в тілах, а також дослідити вплив коефіцієнтів теплопровідності і контактної провідності тонкого проміжкового шару на розподіл температури в зоні контакту.

Постановка задачі. Нехай круговий циліндр з плоскою основою радіуса R і довжиною L знаходиться в тепловому контакті з круговим циліндром радіуса R і довжини L_1 . Матеріали тіл допускаються ізотропними. На верхньому вільному торці циліндра задана постійна температура T_0 . На нижньому торці відбувається теплообмін із зовнішнім середовищем по закону Ньютона. Бічні поверхні циліндра теплоізоляовані. Тепловий контакт між тілами здійснюється через тонкий

проміжковий шар[5,6]. При зроблених допущеннях необхідно визначити температурні поля в тілах.

Введемо циліндричну систему координат r, θ, z центр якої лежить на поверхні контактуючих тіл, а вісь OZ спрямована вздовж осі верхнього циліндра. Всі величини, які позначені індексом " 1 ", відносяться до нижнього циліндра, без індексів-до верхнього.

Граничні умови для температури мають вигляд:

$$T = T_0 \quad (z = L; 0 \leq r \leq R) \quad (1)$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad (0 < z < L; z = R) \quad (2)$$

$$\frac{\partial T^1}{\partial r} = 0 \quad (-L_1 < z < 0; r = R) \quad (3)$$

$$\frac{\partial T^1}{\partial z} - H_1^1 T^1 = 0 \quad (z = -L_1; 0 \leq r \leq R) \quad (4)$$

$$\lambda_0^* \Delta(T^1 + T) + 2 \left(\lambda_z^1 \frac{\partial T^1}{\partial z} - \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = 0 \quad (z = 0; 0 \leq r < R) \quad (5)$$

$$\lambda_0^* \Delta(T^1 - T) - 6 \left(\lambda_z^1 \frac{\partial T^1}{\partial z} + \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) - 12h_0(T^1 - T) = 0 \quad (z = 0; 0 \leq r < R) \quad (6)$$

$$\frac{1}{2} \frac{\partial(T^1 + T)}{\partial r} + \frac{\alpha_0^*}{\lambda_0^*} \frac{T^1 + T}{2} = 0 \quad (z = 0; r = R) \quad (7)$$

$$\frac{1}{2} \frac{\partial(T^1 - T)}{\partial r} + \frac{\alpha_0^*}{\lambda_0^*} \frac{T^1 - T}{2} = 0$$

Тут λ_z, λ_z^1 - коефіцієнти теплопровідності, H_1^1 - коефіцієнт теплообміну, h_0 - контактна провідність; $\Delta = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}$ - оператор Лапласа; α_0^*, λ_0^* - коефіцієнт теплообміну і теплопровідності проміжкового шару.

Розв'язування крайової задачі для рівняння теплопровідності. Відомо [7], що в осесиметричному випадку температурне поле T для ізотропного тіла визначається із рівняння:

$$\nabla^2 T = 0 \quad (8)$$

За допомогою методу Фур'є загальний розв'язок рівняння (8) для циліндричної області матиме вигляд:

$$T(r, z) = A_0 z + B_0 + D_0 (r^2 - 2z^2) + \sum_{k=1}^{\infty} J_0(\beta_k r) (A_k \operatorname{sh} \beta_k z + B_k \operatorname{ch} \beta_k z) + \sum_{k=1}^{\infty} I_0(\gamma_k r) (C_k \sin \gamma_k z + D_k \cos \gamma_k z) \quad (9)$$

де $A_k, B_k, C_k, D_k, (k = \overline{0, \infty})$ - довільні постійні; $J_0(\beta_k r)$ функція Бесселя першого роду дійсного аргументу; $I_0(\gamma_k r)$ функція Бесселя першого роду уявного аргументу; β_k, γ_k - власні значення, які визначаються із граничних умов.

Для задоволення граничної умови (2) у формулі (9) необхідно покласти $D_0 = 0; D_k = 0, C_k = 0 (k = \overline{1, \infty})$; $\beta_k = \mu_k / R$, де μ_k - корені рівняння $J_1(\mu_k) = 0$.

Гранична умова (1), з врахуванням ортогональності функції Бесселя, приводить до наступних співвідношень між постійними A_n і $B_n (n = \overline{0, \infty})$:

$$B_0 = T_0 - A_0 l R, \quad B_n = -A_n \operatorname{th} \mu_n l, \quad l = \frac{L}{R} \quad (10)$$

Тоді температура у верхньому циліндрі прийме вигляд:

$$T(\rho, \zeta) = T_0 + A_0 R(\zeta - l) + \sum_{k=1}^{\infty} J_0(\mu_k \rho) \frac{sh \mu_k (\zeta - l)}{ch \mu_k l} A_k \quad \rho = \frac{r}{R}, \zeta = \frac{z}{R} \quad (11)$$

Проробивши аналогічні викладки для нижнього циліндра формула для визначення температури матиме вигляд:

$$T^1(\rho, \zeta) = A_0^1 R \left(\zeta + l_1 + \frac{1}{k_1^1} \right) + \sum_{k=1}^{\infty} J_0(\mu_k \rho) G(\mu_k, \zeta) A_k^1 \quad \rho = \frac{r}{R}, \zeta = \frac{z}{R} \quad (12)$$

$$\text{де } l_1 = \frac{L_1}{R}, k_1^1 = H_1^1 R, \quad G(\mu_k, \zeta) = \frac{\mu_k ch \mu_k (l_1 + \zeta) + k_1^1 sh \mu_k (l_1 + \zeta)}{\mu_k sh \mu_k l_1 + k_1^1 ch \mu_k l_1}.$$

Віднявши рівності (5) і (6), одержимо:

$$\lambda_0^* \Delta T + 4\lambda_z^1 \frac{\partial T^1}{\partial z} + 2\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} - 6h_0 T + 6h_0 T^1 = 0 \quad (13)$$

Застосувавши трансформанту Ганкеля до рівнянь (6) і (13), матимемо наступні співвідношення:

$$\bar{T}(\xi) - 4 \frac{\lambda_z^1}{\lambda_0^*} \frac{1}{\xi^2 + 0.5a^2} \frac{\partial \bar{T}^1(\xi)}{\partial z} - \frac{2\lambda_z}{\lambda_0^*} \frac{1}{\xi^2 + 0.5a^2} \frac{\partial \bar{T}(\xi)}{\partial z} - \frac{6h_0}{\lambda_0^*} \frac{\bar{T}^1(\xi)}{\xi^2 + 0.5a^2} = 0 \quad (14)$$

$$\bar{T}^1(\xi) - T(\xi) + \frac{6\lambda_z^1}{\lambda_0^*(\xi^2 + a^2)} \frac{\partial T^1(\xi)}{\partial z} + \frac{6\lambda_z}{\lambda_0^*(\xi^2 + a^2)} \frac{\partial \bar{T}(\xi)}{\partial z} = 0$$

$$\text{де } a^2 = \frac{12h_0}{\lambda_0^*}, \quad \bar{T}(\xi) = \bar{T}(\xi, 0), \quad \bar{T}^1(\xi) = \bar{T}^1(\xi, 0),$$

$$\bar{T}(\xi) = \int_0^{\infty} r J_0(\xi r) T(r) dr, \quad \bar{T}^1(\xi) = \int_0^{\infty} r J_0(\xi r) T^1(r) dr$$

$$\frac{\partial \bar{T}^1(\xi)}{\partial z} = \int_0^{\infty} r J_0(\xi r) \frac{\partial T^1(r)}{\partial r} dr, \quad \frac{\partial T^1}{\partial z} = \int_0^{\infty} \xi J_0(\xi r) \frac{\partial \bar{T}^1(\xi)}{\partial z} d\xi,$$

$$\frac{\partial \bar{T}(\xi)}{\partial z} = \int_0^{\infty} r \frac{\partial T}{\partial r} J_0(\xi r) dr, \quad \frac{\partial T}{\partial z} = \int_0^{\infty} \xi J_0(\xi r) \frac{\partial \bar{T}(\xi)}{\partial z} d\xi$$

$$\int_0^{\infty} r J_0(\xi r) \Delta T^1(r) dr = -\xi^2 \bar{T}^1(\xi),$$

(15)

$$\int_0^{\infty} r J_0(\xi r) \Delta T(r) dr = -\xi^2 \bar{T}(\xi).$$

Використовуючи формулу для дельта-функції Дірака $\delta(\alpha - \beta) = \alpha \int_0^{\infty} \xi J_m(\alpha \xi) J_m(\beta \xi) d\xi$,

$$\text{одержимо:} \quad \frac{\partial T}{\partial z} = A_0 + \frac{1}{R} \sum_{k=1}^{\infty} A_k \mu_k J_0 \left(\mu_k \frac{r}{R} \right) \quad (16)$$

$$\frac{\partial \bar{T}(\xi)}{\partial z} = A_0 \frac{1}{\xi} \lim_{\Delta \rightarrow 0} \delta(\xi - \Delta) + \sum_{k=1}^{\infty} A_k \delta \left(\xi - \frac{\mu_k}{R} \right)$$

Застосувавши формули обернення інтегрального перетворення Ганкеля до рівнянь (14), з врахуванням (11), (12), (15), (16), матимемо співвідношення, які зв'язують коефіцієнти a_0 , a_1 , A_k , і $A_k^{(1)} (k = 0, \infty)$:

$$A_0 R \left(l + \frac{1}{3h_0^1} \right) + A_0^1 R \left(l_1 + \frac{1}{k_1^1} + \frac{1}{3} \frac{e_z^1}{e_z h_0^1} \right) + \sum_{k=1}^{\infty} J_0(\mu_k \rho) \left[th \mu_k l + 2e_z \frac{\mu_k}{\mu_k^2 + 0.5a^2 R^2} \right] A_k +$$

$$+ \sum_{k=1}^{\infty} J_0(\mu_k \rho) \left[4e_z^1 \mu_k + 6h_0^1 e_z \right] \frac{A_k^1}{\mu_k^2 + 0.5a^2 R^2} + a_0 I_0 \left(\frac{aR}{\sqrt{2}} \rho \right) = T_0 \quad (\rho < 1) \quad (17)$$

$$A_0 R \left(l + \frac{1}{2h_0^1} \right) + A_0^1 R \left(l_1 + \frac{1}{k_1^1} + \frac{1}{2} \frac{e_z^1}{e_z h_0^1} \right) + \sum_{k=1}^{\infty} J_0(\mu_k \rho) \left[th \mu_k l + \frac{6e_z \mu_k}{\mu_k^2 + a^2 R^2} \right] A_k +$$

$$+ \sum_{k=1}^{\infty} J_0(\mu_k \rho) \left[G(\mu_k, 0) + \frac{6e_z^1 \mu_k}{\mu_k^2 + a^2 R^2} \right] A_k^1 - a_1 I_0(a R \rho) = T_0 \quad (\rho < 1) \quad (18)$$

де, a_0, a_1 , - невідомі постійні; $I_0\left(\frac{aR}{\sqrt{2}} \rho\right), I_0(a R \rho)$ - частинні розв'язки рівнянь (6), (13);

$$h_0^1 = \frac{\lambda_z R}{\lambda_0^*}, \quad e_z = \frac{\lambda_z R}{\lambda_0^*}, \quad e_z^1 = \frac{\lambda_z^1 R}{\lambda_0^*}, \quad G(\mu_k, 0) = \frac{\mu_k + k_1^1 th \mu_k l_1}{\mu_k th \mu_k l_1 + k_1^1}.$$

У випадку, коли коефіцієнт теплообміну проміжкового шару $\alpha_0^* = \infty$, а бічна поверхня шару підтримується нульовою температурою то граничні умови (7), з врахуванням (11) і (12), матимуть вигляд:

$$A_0 R l + \sum_{k=1}^{\infty} J_0(\mu_k) th \mu_k l A_k = T_0, \quad (19)$$

$$A_0^1 R \left(l_1 + \frac{1}{k_1^1} \right) + \sum_{k=1}^{\infty} J_0(\mu_k) G(\mu_k, 0) A_k^1 = 0.$$

Помноживши обидві частини рівностей (17), (18) на $\rho, \rho J_0(\mu_n \rho)$, і про інтегрувавши їх по ρ в межах від 0 до 1, з врахуванням умов ортогональності функції Бесселя і рівностей (19) і позначень: $A_0 R = C_0 T_0, \quad A_n = C_n T_0, \quad A_0^1 R = C_0^1, \quad A_n^1 = C_n^1 T_0$, одержимо дві взаємнозв'язані системи лінійних алгебраїчних рівнянь відносно невідомих $C_k, C_k^1 (k = \overline{0, \infty})$:

$$\sum_{k=1}^{\infty} \alpha_{n,k} C_k + \sum_{k=1}^{\infty} \alpha_{n,k}^{(1)} C_k^{(1)} = \gamma_n \quad (20)$$

$$\sum_{k=1}^{\infty} \beta_{n,k} C_k + \sum_{k=1}^{\infty} \beta_{n,k}^{(1)} C_k^{(1)} = \gamma_n^{(1)} \quad (n = \overline{1, \infty}).$$

де $\alpha_{n,k} = \begin{cases} r_{n,k}, & k \neq n \\ r_{n,k} + g_n, & k = n \end{cases}, \quad \alpha_{n,k}^{(1)} = \begin{cases} r_{n,k}^{(1)}, & n \neq k \\ r_{n,k}^{(1)} + g_n^1, & n = k \end{cases}$

$$r_{n,k} = \frac{J_0(\mu_k) th \mu_k l}{\mu_n J_0(\mu_n)}, \quad g_n = \frac{l}{2e_z} (2e_z - \mu_n th \mu_n l), \quad r_{n,k}^{(1)} = -\frac{e_z^1 l}{e_z} \frac{k_1^1}{1 + k_1^1 l_1} G(\mu_k, 0) \frac{J_0(\mu_k)}{\mu_n J_0(\mu_n)}, \quad (21)$$

$$g_n^{(1)} = \frac{l}{e_z} [G(\mu_n, 0) \mu_n - e_z^1], \quad \gamma_n = \frac{1}{\mu_n J_0(\mu_n)},$$

$$\beta_{n,k} = \begin{cases} a_{n,k}, & k \neq n \\ a_{n,k} + b_n, & k = n \end{cases}, \quad \beta_{n,k}^{(1)} = \begin{cases} a_{n,k}^{(1)}, & k \neq n \\ a_{n,k}^{(1)} + b_n^1, & k = n \end{cases}$$

$$a_{n,k} = \left(1 + \frac{1}{2h_0^1 l} \right) \frac{J_0(\mu_k) th \mu_k l}{\mu_n^2 J_0(\mu_n)}, \quad b_n = \left(\frac{1}{12h_0^1 e_z} + \frac{1}{\mu_n^2} \right) th \mu_n l + \frac{1}{2h_0^1 \mu_n},$$

$$\alpha_{n,k}^{(1)} = \left(1 + \frac{1}{2} \frac{e_z^1}{e_z h_0^1} \frac{k_1^1}{1 + k_1^1 l_1} \right) \frac{J_0(\mu_k) G(\mu_k, 0)}{\mu_n^2 J_0(\mu_n)}, \quad b_n^{(1)} = \frac{6e_z^1}{\mu_n} + G(\mu_n, 0) \left(\frac{1}{\mu_n^2} + \frac{1}{12h_0^1 e_z} \right),$$

$$\gamma_n^{(1)} = \frac{1}{2h_0^1 \mu_n^2 J_0(\mu_n)}.$$

Температурне поле в циліндрах знаходиться по формулах:

$$T(\rho, \zeta) = T_0 \left\{ \frac{\zeta}{l} + \sum_{k=1}^{\infty} C_k \left[\left(1 - \frac{\zeta}{l} \right) J_0(\mu_k \rho) \operatorname{th} \mu_k l + \frac{J_0(\mu_k \rho)}{ch \mu_k l} sh \mu_k (\zeta - l) \right] \right\} \quad (\rho < 1) \quad (22)$$

$$T^1(\rho, \zeta) = T_0 \sum_{k=1}^{\infty} \left[G(\mu_k, \zeta) J_0(\mu_k \rho) - \frac{k_1^1}{1 + k_1^1 l_1} \left(\xi + l_1 + \frac{1}{k_1^1} \right) J_0(\mu_k) G(\mu_k, 0) \right] C_k^{(1)} \quad (\rho < 1) \quad (23)$$

Якщо коефіцієнт проміжкового шару $\lambda_0^* = 0$, то одержимо розв'язок задачі [4].

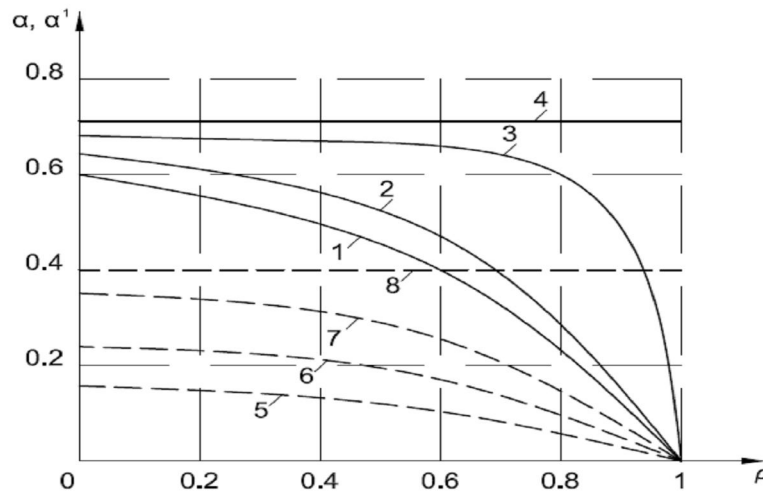


Рис. 1. Розподіл температури для різних значень параметрів $e_z = e_z^1$ при фіксованому $h_0^1 = 1$: крива 1 – $e_z = 0,5$; 2 – $e_z = 1$; 3 – $e_z = 5$; 4 – $e_z = \infty$, 5 – $e_z^1 = 0,5$; 6 – $e_z^1 = 1$; 7 – $e_z^1 = 5$; 8 – $e_z^1 = \infty$.

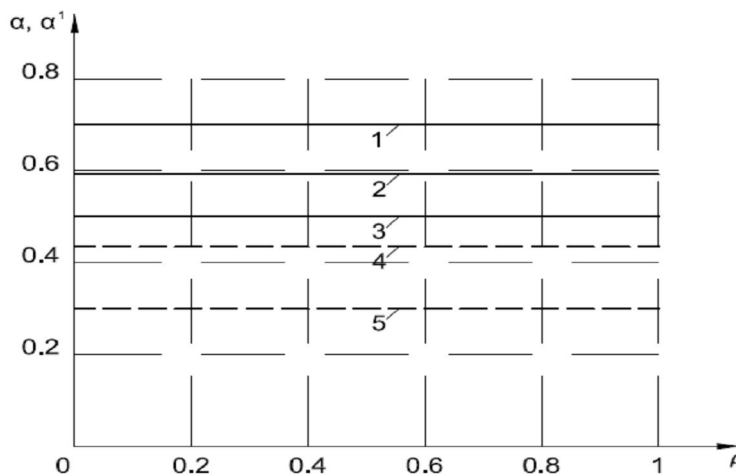


Рис. 2. Розподіл температури для різних значень контактної провідності h_0^1 при $e_z = e_z^1 = \infty$: крива 1 – $h_0^1 = 1$; 2 – $h_0^1 = 5$; 3 – $h_0^1 = \infty$; 4 – $h_0^1 = 5$; 5 – $h_0^1 = 1$.

Розглянуто числовий приклад для задачі з граничними умовами (1)-(7). Так як безмежні системи лінійних алгебраїчних рівнянь є квазірегулярними при будь-яких співвідношеннях теплофізичних характеристик тіл, то розв'язуємо їх методом редукції з усічених систем.

Розв'язавши систему із 30-ма невідомими, на основі їх значень побудуємо графіки розподілу температури $\alpha = \frac{T}{T_0}$, $\alpha^{(1)} = \frac{T^1}{T_0}$ вздовж безрозмірної координати ρ при $l = l_1 = 1$, $k_1^1 = \infty$ та

різних значеннях контактної провідності $h_0^1 = \frac{h_0 R}{\lambda_z}$ і параметрів $e_z = \frac{\lambda_z R}{\lambda_0^*}$, $e_z^1 = \frac{\lambda_z^1 R}{\lambda_0^*}$.

Пунктирною лінією зображено графіки для температури $\alpha^1 = \frac{T^1(\rho)}{T_0}$.

Висновок. Застосовуючи інтегральне перетворення Ганкеля та метод Фур'є, розв'язок температурної задачі зведено до визначення деяких постійних із двох взаємно-зв'язаних квазі-регулярних нескінчених системи лінійних алгебраїчних рівнянь, через які знаходимо температурні поля в будь-якій точці системи двох контактуючих тіл.

Результати розрахунків показують, що значення температури в тілах, з врахуванням тонкого проміжкового шару зменшуються тому, що частина тепла виходить через бічну поверхню проміжкового шару. Контактна провідність h_0^1 значно впливає на розподіл температурних полів в зоні контакту тіл.

1. Грилицкий Д.В. Осесимметричные контактные задачи теории упругости и термоупругости /Д.В.Грилицкий, Я.М.Кизыма.– Львов:Изд.-во при Львов. ун.те, 1981, – 135 с.
2. Окрепкий Б.С. Осесимметрична температурна задача для системи тіл циліндр-півпростір при неідеальному тепловому контакті (Богдан Окрепкий, Марія Шелестовська) Вісник Тернопільського державного технічного університету, 2005, №3, – С. 23-27
3. Окрепкий Б.С. Тиск циліндричного кругового штампа на пружний півпростір з врахуванням неідеального теплового контакту / Богдан Окрепкий, Марія Шелестовська / Вісник Тернопільського державного технічного університету – 2006, – №3, – С. 26-33.
4. 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.
5. Подстригач Я.С. Условия теплового контакта твердых тел. – ДАН УССР, Серия А, 1963,№7. – С. 129-136.
6. Подстригач Я.С. Температурное поле в системе твердых тел, соприкасаемых з помощью тонкого промежуточного слоя. – ИФЖ., 1963, т.6, №10. – С. 129-136.
7. Коваленко А.Д. Основы термоупругости / – К: Наук.думка, 1970, – 304 с.

Стаття надійшла до редакції 26.04.2013.

УДК 593.5.19

В.М. Посувайло, Н.Ю. Імбірович, М.Д. Клапків, С.І. Остап'юк, Ю.М. Коваль
СТАН ЕЛЕКТРОЛІТНОЇ ПЛАЗМИ В ПРОЦЕСІ СИНТЕЗУ ОКСИДОКЕРАМІЧНИХ
ПОКРИТТІВ НА МАГНІЄВІЙ ОСНОВІ

На основі аналізу спектральних характеристик плазми іскрових розрядів в електрохімічній системі магній – електроліт встановлено, що під час синтезу оксидокерамічних покриттів на магнієвій основі в розрядних каналах за густини електронів $(3,2...3,4) \cdot 10^{22} \text{ м}^{-3}$ та їх температури $(1...1,1) \cdot 10^4 \text{ К}$ формується рівноважна, не вироджена, квазіідеальна плазма з ступенем іонізації $(0,02...0,10)$.

Ключові слова: плазмoeлектролітна обробка, оксидокерамічні покриття, магнієві сплави, густина електронів, температура електронів.

Рис. 2. Форм. 20. Літ. 19.

В.Н. Посувайло, Н.Ю. Имбирович, М.Д. Клапков, С.И. Остапьюк, Ю.Н. Коваль
СТАН ЭЛЕКТРОЛИТНОЙ ПЛАЗМЫ В ПРОЦЕССЕ СИНТЕЗА
ОКСИДОКЕРАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ НА МАГНИЕВОЙ ОСНОВЕ

На основе анализа спектральных характеристик плазмы искровых разрядов в электрохимической системе магний-электролит установлено, что при синтезе оксидокерамических покрытий на магниевой основе в разрядных каналах при плотности электронов $(3,2...3,4) \cdot 10^{22} \text{ м}^{-3}$ и их температуры $(1...1,1) \cdot 10^4 \text{ К}$ формируется равновесная, не вырожденная, квазиидеальная плазма со степенью ионизации $(0,02...0,10)$.

Ключові слова: плазмoeлектролітната обробка, оксидокерамічні покриття, магнієві сплави, густина електронів, температура електронів.

V. Posuvajlo, N. Imbirovych, M. Klapkiv, S. Ostapjiuk, Yu. Koval
THE STATE OF ELECTROLYTIC PLASMA IN THE PROCESS OF SYNTHESSES OF
OXIDE-CERAMIC COATINGS ON THE BASIS OF MAGNESIUM

On the basis of the analysis spectral characteristics of plasma spark discharges in the electrochemical system magnesium - electrolyte it is established, that during the synthesis of the oxide-ceramic coatings on magnesium the basis in discharge channels when the electron density $(3,2...3,4) \cdot 10^{22} \text{ м}^{-3}$ and their temperature $(1...1,1) \cdot 10^4 \text{ К}$ is formed quasiideal plasma with the degree of ionization $(0,02...0,10)$.

Keywords: plasmoelectrolytic processing, oxide-ceramic coatings, magnesium alloys, the density of the electron, the electron temperature.

Вступ. Існуючі на даний час теорії не дозволяють визначити фізичні властивості плазми, вони існують тільки для часткових випадків, а саме для певних діапазонів температур. В умовах конкретної температури фундаментальні властивості плазми як кулонівської системи залежать від кількості заряджених частинок, розмірів плазмового каналу та часу його існування. В попередній роботі [1] визначали температуру електронів плазми під час синтезу оксидокерамічних покриттів на магнієвій основі припускаючи, що розподіл частинок за енергією описується рівнянням Максвелла – Больцмана. Для підтвердження або спростування цих припущень, та проведення подальших коректних термодинамічних розрахунків виходу продуктів синтезу необхідно дослідити стан електролітної плазми.

Метою даної роботи є визначення стану електролітної плазми в системі магній – електроліт, а саме встановлення чи є вона виродженою (невиродженою), ідеальною (неідеальною), дебаївською (недебаївською), рівноважною (нерівноважно), класичною чи квантовою.

Метод досліджень. В роботах [1 - 6] встановлено, що випромінювання електролітної плазми в системі вентильний метал – електроліт складається з неперервного спектру випромінювання електронів, лінійчатого – атомів та іонів, смугастого – молекул та радикалів. Неперервний спектр виникає внаслідок вільно-вільних переходів та вільно-зв'язаних переходів. Вільно-вільні переходи відбуваються під час гальмування вільного електрона в полі іона. Фотон, який поглинається чи випромінюється при цьому, має енергію, що відповідає різниці енергій двох квантових станів іона та електрона. Випромінювання, що виникає при гальмуванні іона на іоні або електрона на електроні має набагато меншу інтенсивність, ніж під час гальмування електрона в полі іона. Електролітну плазму системи магнієвий сплав – електроліт досліджували за методикою викладеною в [1], характерний спектр випромінювання приведений на рис.1 а.

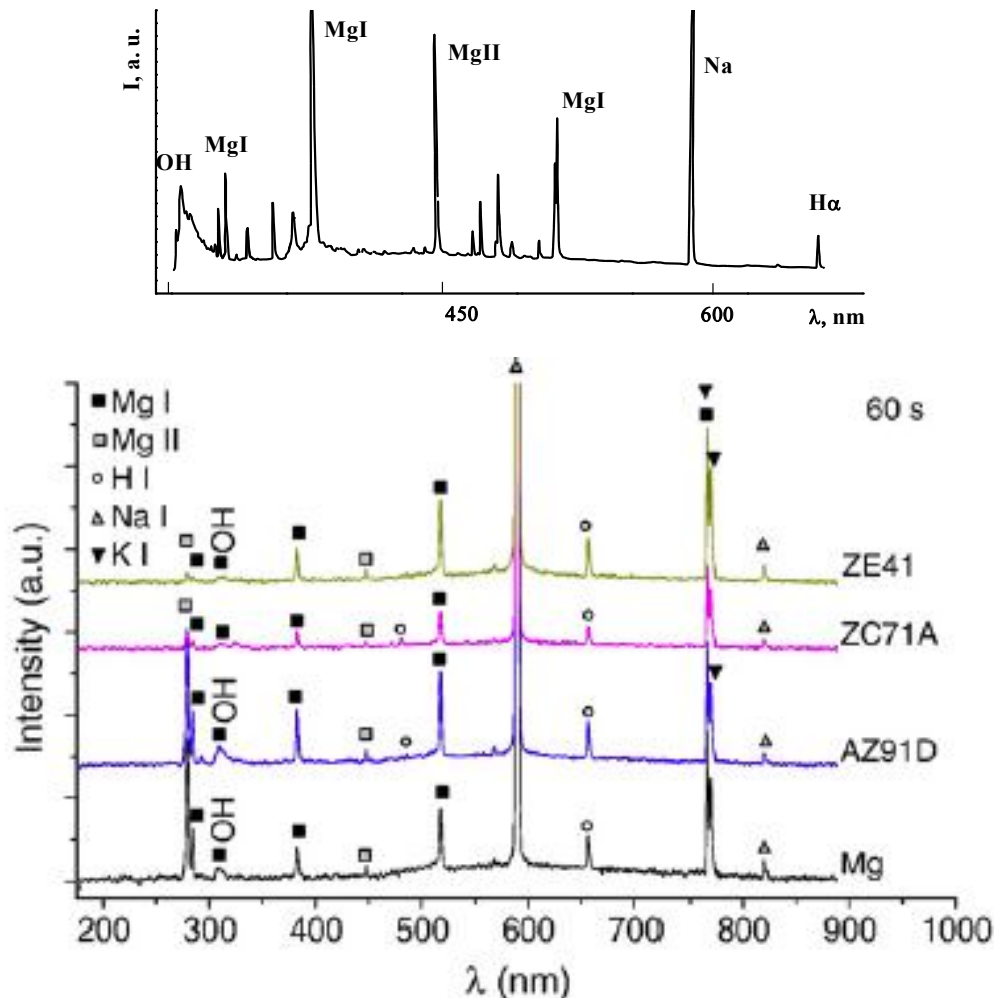


Рис. 1. Спектри випромінювання електролітної плазми під час синтезу оксидокерамічних покриттів на магнієвих сплавах приведені в роботах [Ошибка! Закладка не определена.] а) [5] б)

Електролітом слугував водний розчин $1 \text{ g l}^{-1} \text{ KOH} + 1 \text{ g l}^{-1} \text{ Na}_2\text{SiO}_3$ (з густиною $1,38 \text{ g/cm}^3$). Синтез оксидокерамічного покриття проводили на сплаві ВМД 10 складу (Zn–0,8; Y–7,1-7,9; Cd–0,63; Zr–0,5; Mg – основа). Джерелом живлення використовували установку ІМПЕЛІОМ, виготовлену в Фізико-механічному інституті НАН України. Густина струму 3 kA/m^2 , співвідношення густин катодного до анодного струмів $J_c/J_a=1$, частота імпульсів 50 Hz. Спектр випромінювання порівнювали з спектрами отриманими в роботі [5], де плазмоелектролітна обробка (ПЕО) проводилась за густини струму $6,5 \text{ kA/m}^2$ імпульсами прямокутної форми зі співвідношення густин катодного до анодного струмів $J_c/J_a=1,2$ з частотою 50 Hz в водному електроліті складу: $25 \text{ ml l}^{-1} \text{ Na}_2\text{SiO}_3$ та $15 \text{ g l}^{-1} \text{ Na}_4\text{P}_2\text{O}_7 \cdot 10\text{H}_2\text{O}$. Спектр випромінювання поступав в спектрофотометр за допомогою оптоволоконного кабеля, що дало можливість спостерігати випромінювання магнію в області до 300nm (рис.1 б).

Ідентифіковано лінії атомів: водню – H_α , H_β (656,28; 486,13) nm; MgI (333,21; 333,67; 382,93; 383,23; 383,83; 517,27; 518,36) nm; однократно іонізованого магнію MgII–448,10; та електроліту: NaI (589,00; 589,59) nm; радикалів OH (306,4; 306,7) nm. Дослідження фазового складу оксидокерамічних покриттів приведені в роботах [1, 4] показують, що внаслідок використання слабо концентрованого електроліту та порівняно низької густини струму на поверхні магнієвого сплаву формуються покриття, які в основному складаються з MgO та незначної кількості Mg_2SiO_4 . В роботі [5] для синтезу оксидокераміки використовували висококонцентрований електроліт і, відповідно, покриття складаються з MgO, великої кількості Mg_2SiO_4 та в зовнішньому шарі знаходиться 5% фосфору, який не входить в кристалічні сполуки.

Оксид магнію є діелектриком з великою шириною забороненої зони [7]. Пробій плівки, сформованої в слабо концентрованому електроліті, відбувається за вищої напруженості

електричного поля, що корелює з випромінюванням більшої кількості ліній, які спостерігаються в спектрі (рис.1 а), порівняно з спектрами приведеними в [5] (рис.1 б), де використовуються висококонцентровані електроліти і, відповідно, діелектричні властивості покриття та напруженість пробою нижчі.

За розширенням лінії водню H_{α} на основі ефекту Штарка та відносними інтенсивностями ліній випромінювання іонів і атомів магнію та методиками викладеними в [8] встановлено, що в розрядних каналах під час синтезу оксидокераміки на магнієвій основі реалізується плазма з густиною електронів $n_e = (3,2 \dots 3,4) \cdot 10^{22} \text{ м}^{-3}$ та температурою електронів $T_e = (1 \dots 1,1) \cdot 10^4 \text{ К}$ [3, 4].

Результати та їх обговорення. Якщо густина електронів в плазмі та їх температура плавно змінюються в часі, то можливе виконання рівняння стану ідеального газу. Тобто перерозподіл енергії між частинками в плазмі відбувається за рахунок теплового руху, а кулонівська взаємодія мала. Це можна описати виразом $(\bar{Z}_e)^2 / V_0 \ll kT$, де \bar{Z}_e – середній заряд частинок; $V_0 \approx n^{1/3}$ – середня віддаль між ними; n – кількість частинок в 1 см^3 газу. Цю нерівність можна записати у вигляді [9]:

$$n \ll 2,2 \cdot 10^{14} (T_0 / \bar{Z}_e^2)^3. \quad (1)$$

За $T_e \approx 10^4 \text{ К}$ та $n_e \approx n_i \approx 3,4 \cdot 10^{22} \text{ м}^{-3}$ максимальне значення $\bar{Z}_e = 2$ і умова (1) виконується. Кулонівська взаємодія між частинками проявляється в тому, що кожен іон намагається притягнути частинки протилежного знаку і, відповідно, володіє деякою енергією зв'язку в іонізованому газі. Внаслідок цього для іонізації атома необхідно прикласти дещо меншу енергію. Ця умова враховується в модифікованому рівнянні Саха (2) при визначенні температури електронів [8].

$$\frac{I_1}{I_2} = 2 \frac{f_1 g_1 \lambda_2^3}{f_2 g_2 \lambda_1^3} \cdot \frac{(2\pi m_0 k)^{3/2}}{h^3} \cdot \frac{1}{n_e} T_e^3 \cdot \exp \left[- \left(\frac{E_1 - E_2 + \kappa - \Delta\kappa}{kT_e} \right) \right] \quad (2)$$

де: h – постійна Планка; m_0 – маса електрона; f – сила осциляторів; g – статистична вага верхніх рівнів; k – постійна Больцмана; λ – довжина хвилі; n – густина електронів; E – енергія рівнів; κ – енергія іонізації; $\Delta\kappa$ – зменшення енергії іонізації; 1, 2 – індекси пар спектральних ліній іона та атома магнію, за якими розраховували T_e в плазмі.

Для того, щоб визначити температуру плазми за допомогою спектрів випромінювання, необхідне виконання певних термодинамічних умов:

- 1) плазма повинна бути оптично тонкою, це проявляється в тому, що випромінювання, яке виникає у внутрішніх областях плазми, виходить з неї;
- 2) плазма перебуває в стані повної, локальної або частково локальної термодинамічної рівноваги. Повна термодинамічна рівновага в лабораторних умовах ніколи не досягається. Умова досягнення локальної термодинамічної рівноваги (ЛТР) описується співвідношенням [8]:

$$n_e = 9 \cdot 10^{23} \left(\frac{E_2}{\kappa_H} \right)^3 \left(\frac{kT}{\kappa_H} \right)^{1/2} \text{ м}^{-3}, \quad (3)$$

де: E_2 – енергія першого збудженого рівня; κ_H – енергія іонізації водню. В випадку іскрового розряду на магнієвій основі у водному електроліті концентрація електронів у плазмі визначена за розширенням лінії водню H_{α} [4] складає $n_e \approx (3,2 \dots 3,4) \cdot 10^{22} \text{ м}^{-3}$, температура електронів $T_e \approx (1 \dots 1,1) \cdot 10^4 \text{ К}$, $E_2 = 10,15 \text{ eV}$ ($1,63 \cdot 10^{-11} \text{ erg}$) (для водню), $\kappa_H = 13,595 \text{ eV}$ ($2,18 \cdot 10^{-11} \text{ erg}$). Умова ЛТР (3) не виконується. Отже, заселеність рівнів в оптично тонкій плазмі не описується розподілом Больцмана, тобто кінетичні енергії електронів та атомів не однакові.

На відміну від попереднього випадку, локальна термодинамічна рівновага (ЛТР) може мати місце для всіх процесів зіткнень, якщо з розгляду виключити атоми в основних станах [8]. У цьому випадку говорять про часткову ЛТР. Умова досягнення часткової ЛТР описується співвідношенням:

$$n_e > 7 \cdot 10^{24} \frac{Z^b}{n^{17/2}} \left(\frac{kT}{\kappa_H} \right) \text{ м}^{-3}, \quad (4)$$

де: n – головне квантове число нижнього рівня, що включений в умову часткової ЛТР. Для параметрів плазми, що приведені вище, $n = 2$, $Z^b = 1$ і отримуємо $3,2 \cdot 10^{22} \text{ м}^{-3} > 4,8 \cdot 10^{21} \text{ м}^{-3}$, тобто умова часткової ЛТР виконується та стан плазми можна описати параметрами n_e , T_e і зменшенням енергії іонізації – $\Delta\kappa$, яке входить в модифіковані формули Больцмана і Саха.

Ступінь виродження плазми (ступінь заповнення можливих квантових станів частинками системи), можна знайти як відношення кількості можливих енергетичних станів до кількості частинок, порівнюючи середню довжину хвилі де-Бройля – λ із середнім радіусом між частинками – r_0 . Для заданої температури T число допустимих станів рівне відношенню фазового простору, яке відповідає середньому імпульсу частинок $p = (2mkT)^{1/2}$, до об'єму одного стану \hbar . Тоді критерій виродження описується виразом:

$$A_b = \frac{n\hbar^3}{(2\pi mkT)^{3/2}} = \exp(\mu/kT), \quad (5)$$

де: \hbar – постійна Планка; m – маса частинки; k – постійна Больцмана; n – кількість частинок в одиниці об'єму плазми; μ – хімічний потенціал частинки.

Стан плазми аналізували за діаграмою $n_e - T_e$ (рис. 1), використовуючи методологію, викладену в роботі [10], та розрахували параметри для температури електронів $T_e \approx (1 \dots 1,1) \cdot 10^4$ К та густини електронів $n_e \approx (3,2 \dots 3,4) \cdot 10^{22} \text{ м}^{-3}$.

Оскільки при $A_b \ll 1$ газ не вироджений, то застосовується статистика Максвела – Больцмана [8, 11]. Розрахунки показали, що в інтервалі $T_e (1 \dots 1,1) \cdot 10^4$ К ступінь виродження електронного газу плазми $A_{be} = (4,92 \dots 5,34) \cdot 10^{-8}$, звідси $\mu = -(2,31 \cdot 10^{-11} \dots 2,56 \cdot 10^{-11}) \text{ ерг}$. З літературних даних [10] відомо, що виродження атомів плазми спостерігається при абсолютних температурах, близьких до нуля і густинах $n \approx 10^{28} \text{ м}^{-3}$. В діапазоні температур $10^3 \text{ К} \leq T \leq 10^7 \text{ К}$ виродження атомів і іонів відбувається за густин $n > (10^{32} \dots 10^{40}) \text{ м}^{-3}$, що узгоджується з отриманими вище результатами (рис.2).

Умова застосування класичної теорії розсіювання записується у вигляді $R/\lambda > 1$, де $R = e^2/kT$ – середній радіус взаємодії, або інакше, амплітуда кулонівського розсіювання, e – заряд електрона, λ – середня теплова довжина хвилі де Бройля частинки, яка характеризує ширину хвильового пакета. Для $10^4 \text{ К} - R = 1,67 \text{ нм}$, для $1,1 \cdot 10^4 \text{ К} - R = 1,62 \text{ нм}$.

Отже в низькотемпературній плазмі системи магній – електроліт взаємодію між важкими частинками (іон–іон, іон–нейтрал, нейтрал–нейтрал) можна описувати з допомогою теорії класичних траєкторій, оскільки $R/\lambda \gg 1$. Більш детально слід розглянути взаємодію з участю електронів, довжина хвилі де Бройля яких в $(m/m_e)^{1/2}$ разів більша від довжини цієї хвилі іонів або нейтралів для заданої середньої кінетичної енергії частинок. Взаємодію електрон – нейтрал у низькотемпературній плазмі не вдається описати без врахування ефектів дифракції, зумовлених хвильовою природою електронів, які при взаємодії з атомами чи молекулами поведуться як хвилі (ефект Рамзауера). Взаємодія електрон–електрон та електрон–іон є кулонівськими, тому існує область параметрів плазми, де, незважаючи на велику довжину хвилі де Бройля електронів, використовується класична теорія розсіювання. Критерій цієї умови записується у вигляді:

$$A_k = \frac{e^2}{\hbar} \left(\frac{m_e}{kT} \right)^{1/2} \geq 1 \quad (6)$$

Для розглянутого діапазону температур у нашому випадку $A_k = (5,36 \dots 5,62)$.

Ідеальність плазми характеризується співвідношенням r_0/R або $nr_D \gg 1$, де r_D – радіус Дебая, r_0 – середня відстань між частинками ($r_0 = n^{-1/3}$). Ідеальним вважається середовище, частинки якого взаємодіють між собою тільки в момент зіткнень. Умова ідеальності плазми за електронною компонентою така:

$$\gamma = \frac{2\bar{u}}{m_e v_e} \ll 1, \quad (7)$$

де: \bar{v}_e – середня теплова швидкість електрона, \bar{u} – середня потенціальна енергія взаємодії частинок. Так як істинний вигляд середнього потенціалу взаємодії заряджених частинок в густій плазмі невідомий, то ступінь ідеальності оцінювали за кулонівським потенціалом $\bar{u} \cong en_e^{1/2}/2$ і отримали $\gamma \cong 0,016 \dots 0,018$, що вказує на те, що плазму у дослідженій системі можна рахувати квазіідеальною.

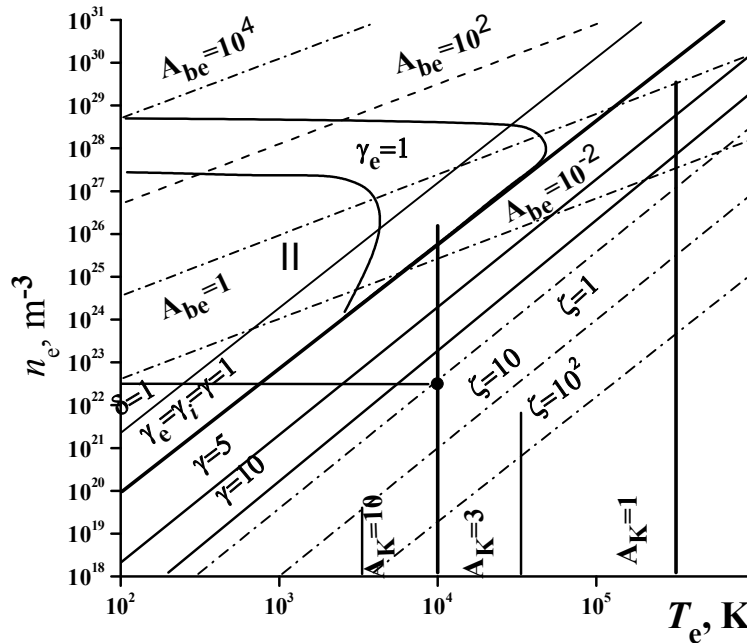


Рис. 2. Діаграма $n_e - T_e$: $\gamma, \gamma_e, \gamma_i$ – параметри неідеальності для електронів і іонів; A_{be} – параметр виродження електронів; A_k – критерій застосування теорії розсіювання; ζ – кількість заряджених частинок в сфері Дебая; параметри плазми для системи Mg – електроліт позначені

Також критерієм ідеальності плазми часто вважають величину ξ , яка рівна кількості заряджених частинок у сфері Дебая:

$$\xi = \frac{4}{3} \pi r_D^3 n_e. \tag{8}$$

Відмінність ξ від γ полягає в тому, що за середню енергію кулонівської взаємодії приймається значення кулонівського потенціалу саме на радіусі Дебая, а не на середній віддалі між частинками. У випадку поляризованого середовища:

$$r_D = \left(\frac{\epsilon k T}{4\pi(e^2 n_e + \sum_q n_q q^2)} \right)^{1/2}, \tag{9}$$

де: ϵ – діелектрична проникність плазми, $q = z-1$ – заряд іона; z – число електронних зарядів, які “бачить” випромінюючий електрон (це відповідає позначенням [11]).

Діелектрична проникність плазми:

$$\epsilon = 1 - \frac{\varpi_0^2}{\varpi^2}, \tag{10}$$

де: $\varpi_0 = 2(\pi n_e e^2 / m_e)^{1/2}$ – плазмова частота ленгмюрівських коливань, $\varpi \cong T/\hbar$, T в eV. Для плазми в досліджуваному діапазоні температур $\epsilon \cong 1$, $r_D = (2,73...2,78) \cdot 10^{-8}$ м, $\xi = 2,72...3,05$, що підтверджує попередній висновок про ідеальність плазми.

У випадку ідеальної рівноважної плазми з однократною іонізацією атомів густину атомів n_a можна знайти за формулою Саха:

$$\frac{n_e n_i}{n_a} = 2 \frac{\sum_i \left(\frac{2\pi m_e k T_e}{h^2} \right)^{3/2} \exp\left(-\frac{\kappa - \Delta\kappa}{k T_e} \right)}{\sum_a}, \tag{11}$$

де: n_i – густина іонів; \sum_i, \sum_a – статистичні суми іонів та атомів; κ – потенціал іонізації; $\Delta\kappa$ – зниження потенціалу іонізації.

В розглядуваному діапазоні температур $n_i \cong n_e$, Σ_i/Σ_a близьке до одиниці [12, 13] і відповідно густина атомів $n_a \cong (1,39 \dots 0,33) \cdot 10^{24} \text{ м}^{-3}$ та ступінь іонізації плазми $n_e/n_a \cong (0,02 \dots 0,10)$.

За виконання попередніх умов досить просто розрахувати склад рівноважної плазми. Спочатку потрібно визначити, чи встигає встановитися рівноважний розподіл енергії за ступенями свободи. Для цього необхідно встановити час максвелівського розподілу в електронному газі, газі атомів та іонів і час релаксації, іонізації та дисоціації та порівняти їх з часом існування плазмового розрядного каналу.

Час встановлення максвелівського розподілу в електронному газі τ_{ee} визначається за формулою [9]:

$$\tau_{ee} = T_e^{3/2} / 3,8n_e \ln \Lambda \text{ s}, \quad (12)$$

де: $\ln \Lambda = \ln \frac{3(kT_e)^{3/2}}{4(\pi m_e)^{1/2} e^3}$ кулонівський логарифм. Час досягнення рівноважного розподілу в газі атомів та іонів можна оцінити із співвідношення:

$$\tau \cong (n \bar{v} \sigma_{aa})^{-1}, \quad (13)$$

де: газокінетичний ефективний переріз $\sigma_{aa} \cong 10^{-19} \text{ м}^2$; n – число частинок в одиниці об'єму. Середня теплова швидкість руху частинок визначається за формулою $\bar{v} = \left(\frac{8kT}{\pi m} \right)^{1/2} = 1,45 \sqrt{T/A} \text{ мс}^{-1}$; де A – атомна вага. Тоді для електронного газу плазми $\bar{v}_e = (6,2 \dots 6,5) \cdot 10^9 \text{ мс}^{-1}$, $\tau_{ee} = (2,32 \dots 2,44) \cdot 10^{-12} \text{ с}$; для протонів $\bar{v} = (1,45 \dots 1,52) \cdot 10^8 \text{ мс}^{-1}$, $\tau = (0,49 \dots 2,00) \cdot 10^{-9} \text{ с}$; для атомів кисню $\bar{v} = (3,63 \dots 3,80) \cdot 10^7 \text{ мс}^{-1}$, $\tau = (0,64 \dots 2,22) \cdot 10^{-8} \text{ с}$.

Повільніше вирівнюються електронна та іонна (або газокінетична) температури. Внаслідок великої різниці мас електронів і атомів (іонів) під час пружної взаємодії вони обмінюються енергією, яка складає пропорційну до відношення їх мас долю кінетичної енергії. Час встановлення рівноваги між електронним газом і газом важких частинок визначається співвідношенням:

$$\tau_n^{-1} = \tau_{ei}^{-1} + \tau_{ea}^{-1}, \quad (14)$$

де :

$$\tau_{ei} = 2,5 \cdot 10^8 A T_e^{3/2} / n_i Z^2 \ln \Lambda, \quad (15)$$

$$\tau_{ea} = \left(2n_a \bar{v}_e \sigma_{ea} m_e / m_a \right)^{-1} = 10^4 A / 6,8n_a \sigma_{ea} \sqrt{T_e}, \quad (16)$$

За температури $T_e = 10^4 \text{ К}$, $n_e = 3,2 \cdot 10^{22} \text{ м}^{-3}$ для водню $\tau_{ei} = 5,23 \cdot 10^{-10} \text{ с}$, $\tau_{ea} = 4,70 \cdot 10^{-9} \text{ с}$; для кисню $\tau_{ei} = 8,37 \cdot 10^{-9} \text{ с}$, $\tau_{ea} = 7,52 \cdot 10^{-8} \text{ с}$. При цьому переріз взаємодії електрон – однократно заряджений іон $\sigma_{ei} = 1,2 \cdot 10^9 Z^2 \ln \Lambda / T_e = 7,3 \cdot 10^{-17} \text{ м}^2$, а переріз взаємодії електрон - атом для водню $\sigma_{ea} = 2,2 \cdot 10^{-19} \text{ м}^2$ і для кисню $\sigma_{ea} = 3,5 \cdot 10^{-20} \text{ м}^2$ [14]. У цих умовах час встановлення рівноваги лімітується часом взаємодії електронним газом і атомів.

Розглянемо процеси встановлення рівноважної дисоціації та іонізації. За густин електронів $n_e \cong 10^{22} \text{ м}^{-3}$ і більше іонізація атомів з основного стану проходить здебільшого внаслідок непружних зіткнень з електронами. Швидкість процесу характеризується часом релаксації:

$$\tau_e = (\alpha_e n_a)^{-1}, \quad (17)$$

де α_e – константа швидкості іонізації, яка визначається за формулою:

$$\alpha_e = \sigma_e \bar{v}_e \left(\frac{\kappa - \Delta\kappa}{kT_e} + 2 \right) \exp \left(- \frac{\kappa - \Delta\kappa}{kT_e} \right), \quad (18)$$

де $\sigma_e = CkT_e$ – певне середнє значення ефективного перерізу; константа $C = 10^{-23} \text{ м}^2/\text{eV}$. Для системи магній – електроліт з параметрами $n_a = 1,56 \cdot 10^{24} \text{ м}^{-3}$, $T_e = (1 \dots 1,1) \cdot 10^4 \text{ К}$, отримуємо $\sigma_{ea} = (8,62 \dots 9,48) \cdot 10^{-22} \text{ м}^2$, $\alpha_e = (1,57 \dots 5,99) \cdot 10^{-21} \text{ м}^3/\text{с}$, $\tau_e = (4,59 \dots 5,11) \cdot 10^{-4} \text{ с}$. Виходячи з отриманих значень τ_e швидкість процесу іонізації при концентраціях електронів більших 10^{23} м^{-3} зумовлена також непружними зіткненнями електронів і атомів. Для атомарного кисню значення τ_e має те

саме значення, оскільки потенціал однократної іонізації кисню рівний 13,613 eV ($2,18 \cdot 10^{-11}$ erg), приблизно як і водню.

Максимальний ступінь дисоціації води α за температури 10^4 К не менший за 0,8 [12]. Час встановлення рівноважної дисоціації для випадку $1-\alpha \ll 1$ за порядком величини можна оцінити із співвідношення:

$$\tau \cong \frac{1-\alpha}{8n^2 k_r}, \quad (19)$$

де: $\alpha = n_a / (n_a + n_m)$, $n = n_a + n_m$ – повне число частинок в одиниці об'єму, n_m – число молекулярних компонент; $k_r = \bar{v}_a \sigma 4\pi r^3 / 3$, тут \bar{v}_a – середня теплова швидкість атома; σ – газокінетичний параметр розсіювання; r – віддаль порядку молекулярних розмірів. Приймаючи [12] $\sigma \cong 10^{-19}$ m², $r = 2,5 \cdot 10^{-10}$ m для водню та $\sigma \cong 10^{-19}$ m², $r = 3,0 \cdot 10^{-10}$ m для кисню, отримуємо для розглядуваного діапазону температур значення $\tau_d \cong (0,91 \dots 6,06) \cdot 10^{-7}$ s для водню та $(2,30 \dots 6,78) \cdot 10^{-7}$ s для кисню.

Одним з важливих параметрів плазми є термічна рівновага. Час релаксації температури електронів при розігріві під дією зовнішнього електричного поля визначається співвідношенням [15, 16]:

$$\tau_T = 4\pi n_a \sigma_{ea} m_e^{1/2} (kT_e)^{3/2} / (e^2 E^2), \quad (20)$$

де E – напруженість електричного поля. За різними оцінками напруженість електричного поля в умовах реалізації електричного розряду в системі метал – електроліт досягає 10^6 – 10^7 V/m [17]. Для максимального значення T_e час релаксації температури електронів за порядком величини рівний 10^{-7} s.

Для плазми з густиною електронів $n_e = 10^{22}$ – 10^{23} m⁻³ значення електронної температури і температури газу є близькі [11]. Аналогічно в [16] зазначено, що при атмосферному і вищих тисках для електричних дуг переважає термічна рівновага.

Як видно з проведених рахунків, у релаксаційних процесах в електролітній плазмі лімітуючою є однократна іонізація атомів (див. співвідношення 17). Це означає, що для встановлення рівноваги тривалість розрядного процесу повинна бути більшою або рівною характерному часу іонізації. Мінімальний час розряду в початкових умовах синтезу оксидів становить $1 \cdot 10^{-4} \dots 2 \cdot 10^{-4}$ s [18]. В роботі [19] за допомогою високошвидкісної фотографії визначили середню тривалість мікророзрядів в електролітах різного складу на алюмінієвому сплаві АМг-6 в діапазоні напруг 440... 540 V. Середній час життя становить $2,3 \cdot 10^{-4}$ s. В іншій роботі [5] за допомогою високошвидкісної відеозйомки синтезу, встановлено, що початковий час життя розрядних каналів для магнієвих сплавів AZ31, AZ61 та AZ91D становить $(0,5 \dots 1,9) \cdot 10^{-4}$ s і зростає з часом синтезу до $(10,0 \dots 40,0) \cdot 10^{-4}$ s. Таким чином на початкових стадіях синтезу час існування плазмового каналу дещо менший часу встановлення рівноважної іонізації води $(4,59 \dots 5,11) \cdot 10^{-4}$ s < $(1 \dots 2) \cdot 10^{-4}$ s, але з продовженням часу синтезу, час існування плазмового каналу зростає на порядок $(10,0 \dots 40,0) \cdot 10^{-4}$ s. Отже на стадії стабілізації процесу синтезу оксидокерамічних сполук в системі магній – електроліт плазму в іскрових розрядах можна вважати рівноважною.

Висновки. Під час синтезу оксидокерамічних покриттів в електролітній плазмі за температури $(1 \dots 1,1) \cdot 10^4$ К з густиною електронів $(3,2 \dots 3,4) \cdot 10^{22}$ m⁻³ та ступенем іонізації $(0,02 \dots 0,10)$ на магнієвій основі в розрядному каналі реалізується рівноважна, невироджена, квазіідеальна плазма. Ці параметри вказують, що розподіл частинок за енергіями описується статистикою Максвела-Больцмана та відповідно існує можливість проведення коректних термодинамічних розрахунків концентрацій продуктів реакцій синтезу оксидокерамічних покриттів в електролітній плазмі системи магнієвий сплав – електроліт.

1. Simultaneous reduction of wear and corrosion of titanium, magnesium and zirconium alloys by surface plasma electrolytic oxidation treatment. Nykyforchyn H.M., Agarwala V.S., Klapkiv M.D., Posuvailo V.M. Advanced Materials Research Vol. 38 (2008) – pp. 27-35.
2. Клапків М. Д., Посувайло В. М. Ідентифікація смугастих спектрів випромінювання в умовах синтезу оксиду алюмінію в електролітній плазмі// Фізико-хімічна механіка матеріалів.-1997.-№3.-С.119-120.
3. H.M. Nykyforchyn, W. Ditzel, M. D. Klapkiv. Synthesis of oxide-ceramic coatings on magnesium alloys and their corrosion properties//High Temp. Material Processes. V-7. N-2. – 2003. – P 241 – 246

4. *Посувайло В.М.* Розроблення плазмоелектролітних зносо- і корозивнотривких покриттів на магнієвих сплавах. – автореф. дис. канд. техн. наук. – Львів, – 2007. – 22 с.
5. *R. Arrabal, E. Matykina, T. Hashimoto, P. Skeldon, G.E. Thompson.* Characterization of AC PEO coatings on magnesium alloys // *Surface & Coatings Technology.* – 203 . – 2009 . – P. 2207–2220
6. *Клапків М. Д., Никифорчин Г. М., Посувайло В. М.* Спектральний аналіз електролітної плазми в умовах синтезу оксиду алюмінію // *Фізико–хімічна механіка матеріалів.* – 1994. – № 3. – С. 70–81.
7. *Г. В. Самсонов, Т. Г. Буланкова, А.Л. Бурикіна, Т.Н. Знатокова.* Фізико-хімічні властивості окислів. Справочник. М.: Металлургія, – 1969, – 459 с.
8. *Грим Г.* Спектроскопія плазми. М.: Атомиздат. – 1969. – 452 с.
9. *Зельдович Я.Б., Райзер Ю.П.* Фізика ударних хвиль і високо-температурних гідродинамічних явищ. М.: Наука. – 1966. – 686 с.
10. *Очерки фізики і хімії низькотемпературної плазми/* под ред. Л.С. Полака. – М.: Наука, – 1971. – 433 с.
11. *Методи дослідження плазми.* Под ред. В. Лохте-Хольтгревена/М.: Мир. – 1971. – 552 с.
12. *Филькенбург В.* Електричні дуги і термічна плазма. – М.: Изд-во иностр. лит., – 1961. – 370 с.
13. *Наугольных К.А., Рой Н.А.* Електричні розряди в воді. М.: Наука, – 1971. – 154 с.
14. *Ecker, Krol W.* Erniedrigung der ionisierungs-energie in einem plasma//*Forschungber Nordrhein-Westalen.* – 1966. – N1. – 221-295 p.
15. *Мак-Даниель И.* Процеси зіткнень в іонізованих газах. М. Мир, – 1967. – 832 с.
16. *Биберман Л.М., Воробьев В.С., Якубов В.С.* Низькотемпературна плазма з нерівноважною іонізацією//*Успехи фізических наук.* 1970. – 128. №2. С. 223 – 273.
17. *Van T.V., Brown S.D., Wirtz G.P.* Mechanism of anodic spark deposition//*Ceramics Bull.* – 1977. – 5. – N6. P. 563 – 566.
18. *Сніжко Л.А.* Перенос заряду в системі метал/оксид/електроліт і утворення покриттів методом анодно іскрового електролізу. – автореф. дис. док. хім. наук. – Дніпропетровськ, 1993. 36 с.
19. *Е.Г. Вольф, А.М. Сизиков, Л.Т. Бугаєнко.* Определение среднего жизни пароплазменных пузырьков при микрозаряде на алюминированном вентильном аноде в водном растворе электролита//*Химия высоких энергий,* 1998, т. 32, №6. – С. 450–453.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013.

УДК 621.654

В.П. Пурдик, О.Л. Брицький
ОСОБЛИВОСТІ МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ РЕГУЛЯТОРА ВИТРАТИ З
ПОЛІМЕРНИМ РОБОЧИМ ОРГАНОМ

Виконано імітаційне дослідження регулятора витрати з робочим органом з полімерного матеріалу, досліджено динамічні процеси регулювання витрати рідини.

Ключові слова: регулятор витрат, математична модель, дросель, статична характеристика, Перехідний процес, Рис. 4. Форм. 7. Літ. 5.

В.П. Пурдик, А.Л. Брицко
ОСОБЕННОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ РЕГУЛЯТОРА РАСХОДА
С ПОЛИМЕРНЫМ РАБОЧИМ ОРГАНОМ

Выполнено имитационное исследование регулятора расхода с рабочим органом из полимерного материала, исследованы динамические процессы регулирования расхода жидкости.

Ключевые слова: регулятор витрат, математична модель, дросель, статична характеристика, перехідний процес,

V. Purdyk, O. Brytskyy
MATHEMATICAL MODELING FEATURES Flow regulator with polymer working bodies

The simulation study the flow controller with a working body of polymeric material studied dynamical processes control the flow of liquid.

Keywords: cost control, mathematical model, throttle, static characteristics, transient

Вступ. В переважній більшості приводів технологічних машин та автоматизованих ліній різних галузей промисловості є необхідність регулювання швидкості виконавчих органів або середовища, що є предметом виробництва чи постачання. Для реалізації такої задачі використовуються регулятори витрати, які забезпечують постійне значення величини потоку незалежно від зміни робочих режимів. Конструктивно існуючі регулятори [1, 2], як правило, містять в якості робочих органів точні спряжені елементи (золотникові пари, клапанні елементи та інші.), що призводить до ускладнення конструкції та технології їх виготовлення і ремонту, а також знижує надійність роботи по причині чутливості до чистоти робочої рідини або середовища, що є предметом регулювання.

В значній мірі ліквідувати негативні фактори на роботу регулятора витрати дозволяє використання нетрадиційних конструкцій робочих органів, виготовлених із полімерних матеріалів [3,4]. Так як цей напрямок техніки недостатньо вивчений, тому має місце актуальність розробки методів розрахунку характеристик полімерних робочих органів, а також статичних та динамічних характеристик самого регулятора на основі всебічного дослідження особливостей його функціонування в реальних конструкціях технологічних машин.

Основні результати дослідження. Розроблена конструктивна схема регулятора витрати з полімерним робочим органом зображена на рисунку 1, складається з корпусів 1 та 2 на корпусі 1 жорстко закріплений робочий орган 3, у вигляді тонкостінної циліндричної оболонки, також в корпусі є постійний дросель 6. На внутрішній поверхні корпуса 2 розміщені кільцеві виступи 4 які формують змінний дросель з зовнішньою поверхнею полімерного робочого органу, який являє собою кільцевий зазор зв'язаний із вихідним каналом 5.

У сталому режимі регулятор витрати підтримує необхідну задану постійну витрату на виході. При подачі на вихід регулятора витрати збурюючої дії виникає перепад тиску на дроселі 6, що призводить до порушення рівноваги сил на робочому органі 3 в результаті чого він деформується і змінює площу робочого вікна змінного дроселя, як наслідок витрата з порожнини А через дросель 6 в порожнину Б, на виході залишається постійною.

Розрахункова схема регулятора витрати з полімерним робочим органом, що представляє собою два послідовно з'єднані дроселі постійний та змінний. Змінний дросель забезпечує постійний перепад тиску за рахунок зміни площі прохідного перетину робочого вікна внаслідок деформації робочого органу (рисунку 1).

При розробці математичної моделі прийняті наступні припущення [5]:

- коефіцієнт витрати величина постійна;
- об'єм робочого органу незмінний;
- робочий орган - лінійно-пружне тіло;
- площа торцевої поверхні керуючого органа не враховується;

© В.П. Пурдик, О.Л. Брицький

– площа робочого вікна змінного дроселя зв'язана з переміщенням керуючого елемента лінійною залежністю.

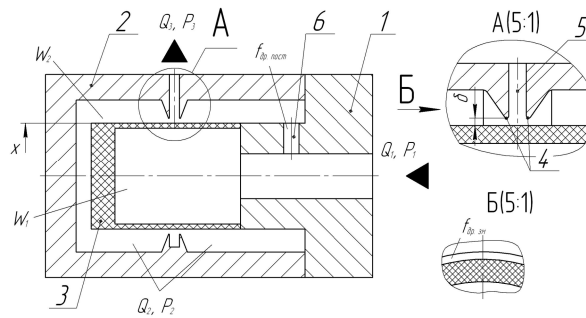


Рис. 1. Конструктивна схема регулятора

Розглянемо рівняння нерозривності потоку, через постійний дросель описується рівнями (1), (2) та через змінний дросель рівняннями (3), (4):

$$Q_1 = Q_2 + kW_1 \frac{dp_1}{dt} + f \frac{dx}{dt} \quad (1)$$

$$Q_2 = \mu \cdot f_{\text{др.пост.}} \sqrt{\frac{2}{\rho}(p_1 - p_2)} \quad (2)$$

$$Q_2 = Q_3 - kW_2 \frac{dp_2}{dt} - f \frac{dx}{dt} \quad (3)$$

$$Q_3 = \mu \cdot f_{\text{др.зм.}} \sqrt{\frac{2}{\rho}(p_2 - p_3)} \quad (4)$$

де Q_1, Q_2, Q_3 – витрати через дроселі РВ;

W_1, W_2 – об'єми порожнин РВ;

k – коефіцієнт стиснення рідини;

μ – коефіцієнт витрати;

$f_{\text{др.пост.}}$ – площа постійного дроселя;

$f_{\text{др.зм.}}$ – площа змінного дроселя.

ρ – густина рідини.

Розглянемо рівняння рівноваги (5) та (6) робочого органу:

$$m \frac{d^2x}{dt^2} + \beta \frac{dx}{dt} + cx = f \cdot p_1 + f \cdot p_2 \quad (5)$$

$$c = \frac{\Delta p}{x} \quad (6)$$

де p_1, p_2 – тиски у вхідній та проміжній порожнинах РВ;

m – маса керуючого елемента;

f – зведена площа керуючого органу в радіальному напрямі;

β – коефіцієнт демпфування робочого органу в рідинному середовищі;

x – радіальне переміщення поверхні оболонки в перетині, що формує робоче вікно змінного дроселя;

Δp – перепад тиску на постійному дроселі ($\Delta p = p_1 - p_2$)

c – жорсткість робочого органу в радіальному напрямі.

Динаміка регулятора витрати описується такою системою диференціальних рівнянь:

$$\begin{cases} m \frac{d^2x}{dt^2} + \beta \frac{dx}{dt} + cx = f_{\text{вх}} \cdot p_1 + f_{\text{др.пост.}} \cdot p_2, \\ Q_1 = \mu \cdot f_{\text{др.пост.}} \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} (p_1 - p_2)} + kW_1 \frac{dp}{dt} + f \frac{dx}{dt}, \\ Q_2 = \mu \cdot f_{\text{др.зм.}} \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} (p_2 - p_3)} - kW_2 \frac{dp}{dt} - f \frac{dx}{dt}. \end{cases} \quad (7)$$

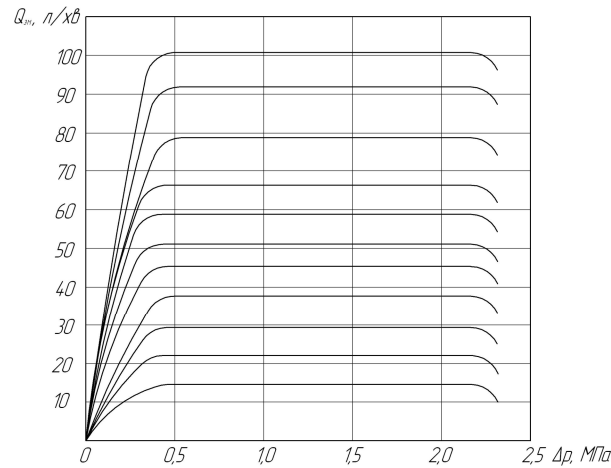


Рис. 2. Статична характеристика регулятора витрати

Дана система диференціальних рівнянь (7) розв'язана за допомогою MATLAB-Simulink. В результаті імітаційного дослідження отримано статичну характеристику (рисунок 2) регулятора витрати із полімерним робочим органом з якої можна визначити діапазон перепаду тиску при якому змінний дросель буде адекватно відпрацьовувати реакцію на збурюючу дію ($\Delta p = 0,3 \dots 2$ МПа для $Q = 2 \dots 100$ л/хв.)

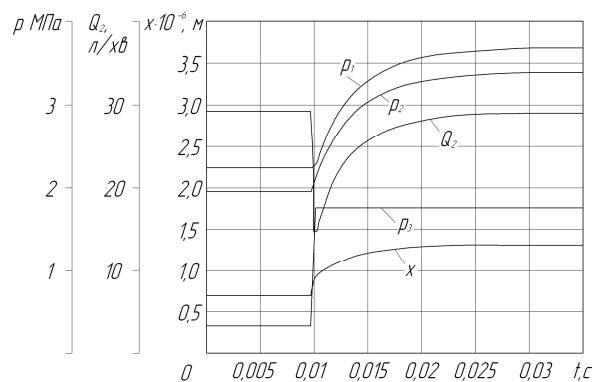


Рис. 3. Перехідний процес в РВ

В процесі імітаційного дослідження динамічних процесів регулятора витрати з полімерним робочим органом отримані осцилограми перехідного процесу одна з яких представлена на рисунку 3. Представлена осцилограма відтворює процес регулювання витрати при ступінчастому збурюючому сигналі на вході.

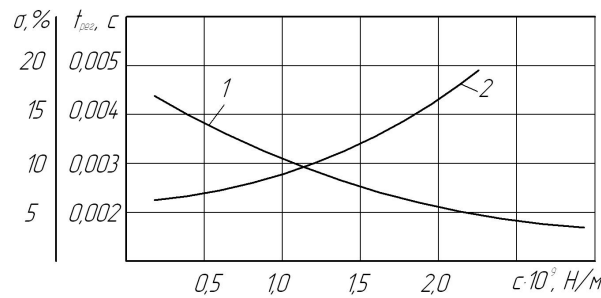


Рис. 4. Залежність часу регулювання (крива 1) та відносного перерегулювання (крива 2) витрати від жорсткості робочого органу

Висновки. Математичне моделювання динамічних процесів регулятора витрати з полімерним робочим органом показало, що з підвищенням жорсткості робочого органу час регулювання витрати (крива 1) зменшується, а величина перерегулювання (крива 2) збільшується по залежностях зображених на рисунку 4, підтверджено прийняті припущення та визначено вплив маси робочого органу, визначені оптимальні конструктивні параметри та їх співвідношення ($W_1=0,5W_2$, $c=2,5 \cdot 10^9$ Н/м, $f_{др.пост.}=19,6 \cdot 10^{-6}$ м,).

1. Коробочкин Б.Л. Динамика гидравлических систем станков. – М., Машиностроение, 1976, – 240 с.
2. Попов Д.Н. Динамика регулирование гидро- и пневмосистем. – М., Машиностроение, 1976, – 424 с.
3. Р.П. Кириков / Исследования и разработка гидрораспределителей с упругими оболочками для гидроприводов дорожных и строительных машин: Диссертационная работа, Омск, 1977. – 187с.
4. А.Н. Гаврилов / Адаптивные регуляторы расхода с высокоэластичными оболочками: Диссертационная работа/ , 1993. – 145 с.
5. В.Б. Петров / Эластические элементы в устройствах управления гидромеханизмов технологических машин: Диссертационная работа, Винница, 1986. – 272 с.

Стаття надійшла до редакції 26.04.2013.

УДК 514.18

С.І. Пустюльга, В.П. Самчук, Ю.В. Клак, І.В. Прушко
ДИСКРЕТНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ФРАКТАЛЬНИХ
ГЕОМЕТРИЧНИХ ОБ'ЄКТІВ У МАШИНОБУДУВАННІ

У роботі проаналізовані відомі методи формування фрактальних структур стосовно проблем моделювання мікрогеометрії поверхонь оброблюваних деталей. Визначені переваги та недоліки кожного методу при розв'язанні конкретних практичних задач. Сформовані напрями удосконалення дискретних методів моделювання геометричних образів з фрактальною структурою.

Ключові слова: фрактал, дискретне моделювання, мікрогеометрія поверхні.

Рис. 2. Форм. 4. Літ. 5.

С.И. Пустюльга, В.П. Самчук, Ю.В. Клак, И.В. Прушко
ДИСКРЕТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ФРАКТАЛЬНЫХ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ
ОБЪЕКТОВ В МАШИНОСТРОЕНИИ

В работе проанализированы известные методы формирования фрактальных структур относительно проблем моделирования микрогеометрии поверхностей обрабатываемых деталей. Определены преимущества и недостатки каждого метода при решении конкретных практических задач. Сформированы направления совершенствования дискретных методов моделирования геометрических образов с фрактальной структурой.

Ключевые слова: фрактал, дискретное моделирование, микрогеометрия поверхности.

S. Pustyluga, V. Samchuk, U. Klak, I. Prushko
DISCRETE MODELING OF FRACTAL GEOMETRY OBJECTS IN ENGINEERING

This paper analyzes the known methods of fractal structures on the problems of modeling micro-geometry of surfaces in workpieces. Identify the advantages and disadvantages of each method in the solution of specific practical problems. Formed discrete areas of improvement of methods of modeling of geometric forms with fractal structure.

Keywords: fractal, discrete modeling, surface microgeometry.

Постановка проблеми. Традиційно до останнього часу геометричні моделі різних технічних об'єктів, явищ та процесів будувалися на основі комбінацій простих геометричних фігур: прямих, багатокутників, відомих кривих ліній, багатогранників, елементарних криволінійних поверхонь. Проте очевидно, що цей класичний набір складно пристосувати для моделювання та аналізу таких геометрично складних об'єктів як контури берегових ліній материків, форми хмар або сніжинок, розрядів блискавки в повітрі, а особливо складних технічних поверхонь, зокрема мікрогеометрії оброблюваних деталей.

В останні 20-25 років для моделювання цих і подібних до них утворень учені все частіше використовують таке геометричне поняття як фрактали. Фрактал походить від латинського прикметника "fractus" і в перекладі означає той, що складається з фрагментів. Мандельброт [1] запропонував попередньо формулювати визначення фрактала у наступній формі: фракталом називається множина, розмірність Хаусдорфа якого строго більша його топологічної розмірності (топологічна розмірність завжди дорівнює цілому числу). Пізніше Мандельброт звужив його, запропонувавши замінити наступним: фракталом називається структура, що складається з частин, які в якомусь сенсі подібні до цілого.

Основна властивість фракталів – самоподібність, що припускає незмінність основних геометричних особливостей при зміні масштабу. Властивість самоподібності характерна лише для регулярних фракталів. Якщо замість детермінованого способу побудови включити в алгоритм створення деякий елемент випадковості, то виникнуть, так звані, стохастичні фрактали.

Проте, загальною характеристикою всіх фрактальних утворень є їх дискретна природа, тобто усі вони є дискретними множинами з дробовою (відмінною від топологічної) розмірністю.

Тому актуальними є дослідження геометричних характеристик таких дискретних множин та аналіз можливостей їх ефективного застосування при моделюванні достатньо широкого спектру складних геометричних задач, у тому числі у галузі машинобудування.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. У публікаціях, присвячених методам побудови фрактальних об'єктів, прийнято розділяти їх на три основні класи: геометричні, алгебраїчні та стохастичні [2].

Геометричні (регулярні) фрактали самі наочні. Побудова ведеться рекурсивно. У двовимірному випадку їх отримують за допомогою певної ламаної чи поверхні, яка називається генератором. За один крок алгоритму кожен з відрізків, що складає ламану, замінюється на ламану-генератор у відповідному масштабі. В результаті нескінченного повторення цієї

процедури, отримується геометричний фрактал. Прикладами геометричних фракталів є сніжинка Коха, килим Серпінського, тощо.

Алгебраїчні фрактали будуються на основі ітерації нелінійних відображень, що задаються простими алгебраїчними формулами:

$$z_{n+1} = F(z_n), \quad z_{n+2} = F(F(z_n)). \quad (1)$$

Прикладом алгебраїчного фракталу є множина Мандельброта.

Стохастичні фрактали формуються у випадку, коли в ітераційному процесі випадковим чином змінюються певні параметри. При цьому утворюються об'єкти дуже схожі на природні – несиметричні дерева, берегові лінії, тощо. Найпростішим випадковим фракталом є траєкторія частинки, яка здійснює броунівський рух.

Найбільш близькою до проблем моделювання мікрогеометрії поверхонь оброблюваних деталей є робота [3], у якій було запропоновано методику та алгоритми побудови фрактальних об'єктів на основі методів дискретного векторного формоутворення. Проте в ній не проводився аналіз відомих методів моделювання фрактальних структур стосовно можливості їх застосування в галузі машинобудування.

Формування цілей роботи. Проаналізувати відомі методи моделювання фрактальних структур стосовно можливості їх застосування в галузі машинобудування. Визначити переваги та недоліки кожного при розв'язанні конкретних практичних задач, в моделях яких використовуються фрактальні геометричні об'єкти. Визначити напрями удосконалення дискретних методів моделювання геометричних образів з фрактальною структурою.

Основна частина. Існує два основних способи побудови фракталів [4], які можна порівняно ефективно застосовувати при моделюванні мікрогеометрії поверхонь оброблюваних деталей. Перший спосіб – використання L-систем, другий спосіб – використання систем ітерованих функцій (детермінованих та рандомізованих).

L-системи являють собою формалізовану мову, що застосовується для побудови різноманітних геометричних фракталів. Фактично, для використання цієї мови необхідно побудувати інтерпретатор, який буде розуміти команди мови L-системи і виконувати їх із застосуванням машинної графіки для візуального представлення результату.

Для побудови фракталів за допомогою L-системи, необхідно спочатку здійснити ініціалізацію, задати аксіому або ініціатор – набір правил, що вказують як слід виконувати перетворення при переході від рівня до рівня (від ітерації до ітерації). Таким чином, найбільш важливою частиною будь-якої L-системи є правила, які задають перетворення. Саме вони забезпечують багаторазове ускладнення фігури в процесі роботи L-системи і, разом з тим, забезпечують самоподібність цієї фігури.

Системи ітерованих функцій (СІФ) представляють собою системи функцій з певного фіксованого класу, які відображають одну багатовимірну множину на іншу. Найбільш проста СІФ полягає в афінному перетворенні площини. Якщо обмежитись лише двовимірним випадком, тоді будь-яке афінне перетворення T , яке переводить точку з координатами (x, y) в точку (x', y') , можна представити у вигляді [2]:

$$\begin{bmatrix} x' \\ y' \end{bmatrix} = T \left(\begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} \right) = \begin{bmatrix} a & b \\ c & d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} e \\ f \end{bmatrix} \quad (2)$$

Тут матриця з коефіцієнтами a, b, c, d відповідає за масштабування і повороти, а матриця-стовпець з коефіцієнтами e та f – за паралельний перенос. Проілюструємо роботу СІФ на прикладі побудови серветки Серпінського (рис. 1). Зауважимо, що перехід від вихідної фігури (рівносторонній зафарбований трикутник) до результату першої ітерації (множини з трьох менших трикутників) можна здійснити за допомогою використання трьох наступних афінних перетворень (по одному на кожен новий трикутник):

$$\begin{aligned}
 T_1 \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix} &= \begin{bmatrix} 1/2 & 0 \\ 0 & 1/2 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \\
 T_2 \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix} &= \begin{bmatrix} 1/2 & 0 \\ 0 & 1/2 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 1/2 \\ 0 \end{pmatrix} \\
 T_3 \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix} &= \begin{bmatrix} 1/2 & 0 \\ 0 & 1/2 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 1/4 \\ \sqrt{3}/4 \end{pmatrix}
 \end{aligned} \tag{3}$$

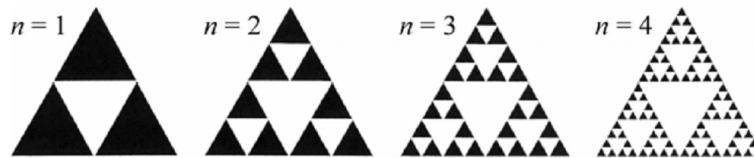


Рис. 1. Побудова серветки Серпінського за допомогою систем ітерованих функцій

Для побудови СІФ застосовують й інші класи простих геометричних перетворень, які задаються невеликою кількістю параметрів, наприклад, проєктивні або квадратичні перетворення площини.

Підхід на основі СІФ представляє хорошу теоретичну базу для математичного дослідження процесів формування різноманітних фрактальних структур, у тому числі, як моделі геометрії поверхонь оброблюваних деталей (рис. 2), а також їх узагальнення.

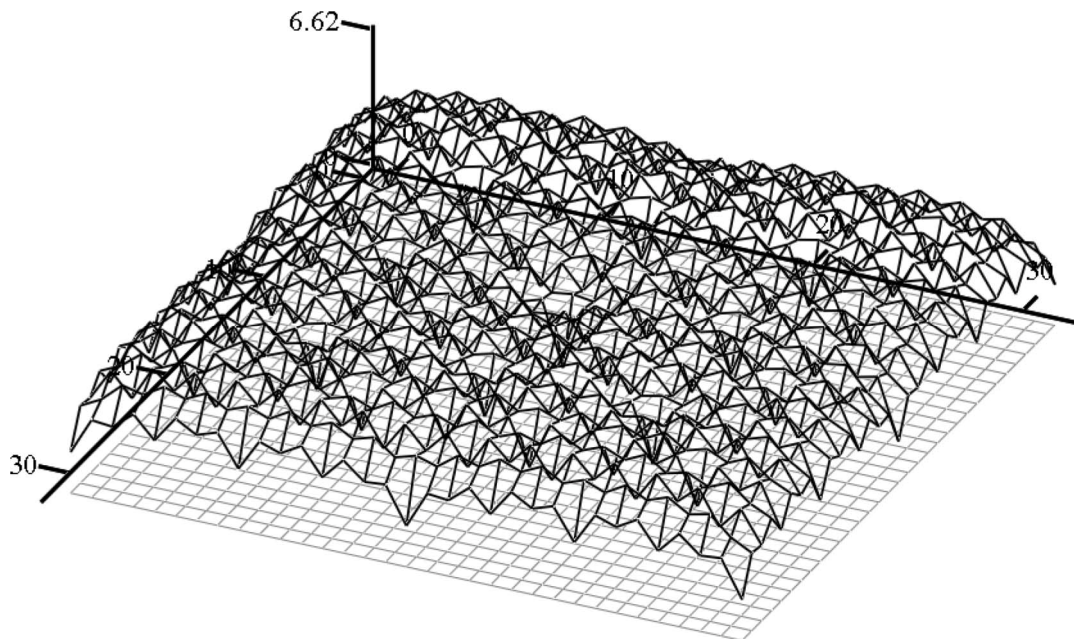


Рис. 2. Модель поверхні обробленої деталі

Кожна реалізація алгоритму побудови фрактального об'єкту на основі СІФ орієнтується на розв'язання певного класу практичних задач, і не завжди має зрозумілу для користувача структуру та наочну інтерпретацію. Крім того, як правило, фрактальний об'єкт спочатку моделюється, а потім, для кількісного опису, за допомогою різноманітних методів визначається його розмірність. Такий підхід має очевидний недолік, який полягає у тому, що розмірність фрактальної структури можна визначати саме різними методами [4], кожен з яких має певні обмеження на область застосування. Це, в свою чергу, зумовлює необхідність додаткового аналізу з метою вибору методу найбільш адаптованого до характерних особливостей фрактала.

Оскільки методи побудови фракталів, що є моделями такої складної геометрії оброблювальних поверхонь (рис. 2), як з використанням L-структур так і систем ітерованих

функцій оперують дискретною інформацією про створюваний об'єкт, то доцільно узагальнити можливість їх використання при формоутворенні таких структур із наперед заданою фрактальною розмірністю.

Фрактальну розмірність, як основну характеристику фрактальних структур можна тісно пов'язати із поняттям подібності. Відповідно до [5] можна визначити, що якщо кожен фрактальний об'єкт, який складається із a^D частин, подібних самому об'єкту з коефіцієнтом подібності $1/a$, то показник D повністю характеризує фрактальну розмірність, або розмірність подібності. Така розмірність не є цілим числом. Якщо фрактальна структура складається із b подібних їй фігур з розміром $1/a$, то фрактальна розмірність визначається із виразу:

$$D = \frac{\log b}{\log a}. \quad (4)$$

Розмірність подібності достатньо важлива характеристика будь-якого фрактального об'єкту, у тому числі, частини обробленої поверхні (рис. 2). Але на практиці такі складні геометричні образи не завжди можна розділити на самоподібні об'єкти. Часто геометричні форми складаються із частин, у яких усереднений розподіл геометричних характеристик є таким же як і в цілому фрактальному об'єкті. Такі структури прийнято називати статистично самоподібними. В загальному випадку, поряд із поняттям самоподібних фрактальних об'єктів вводять поняття самоафінних фракталів, тобто таких, які при побудові окремих частин, що подібні цілому об'єкту використовують різні масштабні коефіцієнти по окремих осях. Класичним прикладом таких фрактальних структур і є мікрогеометрія поверхонь оброблюваних деталей.

Ще однією проблемою моделювання фрактальних структур є визначення їх фрактальної розмірності, яку, як правило, визначити досить не просто, але яка, як зазначено вище, є визначальною геометричною характеристикою фрактального об'єкту.

Відомо [4], що фрактальна розмірність D при моделюванні фрактальних кривих та фрактальних поверхонь тісно пов'язана з показником Херста, відповідно:

для фрактальних кривих – $D = 2 - H$,

для фрактальних поверхонь – $D = 3 - H$,

де H – показник Херста.

Оскільки розмірність таких модельованої фрактальних структур знаходиться в діапазоні:

для фрактальних кривих – $1 < D < 2$,

для фрактальних поверхонь – $2 < D < 3$,

то в задачах побудови вищеназваних самоафінних фрактальних об'єктів показник Херста повинен задовольняти умові:

$$0 < H < 1.$$

Поведінка таких фрактальних утворень цілком прогнозована. Чим більший параметр D , (менший H), тим об'єкт (мікрогеометрія обробленої поверхні) має складніший, значно "осцилюючий" характер, і навпаки, чим менше D , тим фрактальний образ має більш гладку структуру.

Висновки. У роботі проаналізовані відомі методи моделювання фрактальних структур стосовно можливості їх застосування в галузі машинобудування. Визначені переваги та недоліки кожного при розв'язанні конкретних практичних задач, моделями яких є фрактальні геометричні об'єкти. Визначені напрями удосконалення дискретних методів моделювання геометричних образів з фрактальною структурою стосовно галузі машинобудування.

1. *Мандельброт Б.Б.* Фрактальная геометрия природы /Б.Б.Мандельброт.–М.: Институт компьютерных исследований, 2002.– 656 с.
2. *Перерва Л.М., Юдин В.В.* Фрактальное моделирование: учебное пособие / под общ. ред. В.Н. Гряника. – Владивосток: Изд-во ВГУЭС, 2007. – 186 с.
3. *Пустюльга С.І.* Дискретне векторне формування фрактальних структур. // С.І. Пустюльга, В.М. Придюк, І.В. Прушко / 36. наук. пр. Наукові нотатки – Луцьк, 2012. – Вип. 37. – С. 275-279.
4. *Кроновер Р.М.* Фракталы и хаос в динамических системах. Основы теории. / Р.М. Кроновер. Москва: Постмаркет, 2000. – 352 с.
5. *Шишкин Е.И.* Моделирование и анализ пространственных и временных фрактальных объектов. / Е.И. Шишкин. – Екатеринбург, 2004. – 88 с.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013

УДК 664.68:628.1.033:661.94: 621.745.9

В.Д. Рудь, С.В. Храпатий, Н.М. Гулієва

ПОРОШКОВІ ФІЛЬТРУЮЧІ МАТЕРІАЛИ НА ОСНОВІ ПРИРОДНИХ МІНЕРАЛІВ

У статті розглянуто застосування природних мінералів в якості порошкових фільтруючих матеріалів. Розроблено технологію отримання ПФМ на основі сапоніт-титану з використанням удосконаленого методу квазіізостатичного пресування.

Ключові слова: сапоніт, титан, порошкові фільтруючі матеріали, квазіізостатичне пресування, самопоширююче високотемпературне пресування.

Рис. 4. Літ. 6.

В.Д. Рудь, С.В. Храпатий, Н.М. Гулієва

ПОРОШКОВЫЕ ФИЛЬТРУЮЩИЕ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ ПРИРОДНЫХ МИНЕРАЛОВ

В статье рассмотрено применение природных минералов в качестве порошковых фильтрующих материалов. Разработана технология получения ПФМ на основе сапонит-титана с использованием усовершенствованного метода квазиизостатического прессования.

Ключевые слова: сапонит, титан, порошковые фильтрующие материалы, квазиизостатическое прессование, самопоширяющее высокотемпературное прессование.

V. Rud', S. Khrapaty, N. Gulieva

POWDER FILTER MATERIALS BASED ON NATURAL MINERALS

The article deals with the application of natural mineral powder as filter material. A technology was developed based on PFM saponite-titanium using improved method kvaziizostatychnoho pressing.

Keywords: saponite, titanium, powder filter media, kvaziizostatychno pressing samoposhiyuyuche high temperature pressing.

Постановка проблеми. На сьогоднішній день вивчення показників якості питної води залишається одним із пріоритетних напрямів наукових досліджень, як фундаментальних так і прикладних наук. Останнім часом особлива увага приділяється вивченню впливу води на організм людини та на жаль недостатня увага приділяється для розробок технологій водопідготовки питної води. Потреба у якісній воді не задовольняється у 20 % міського і 75 % сільського населення. Для питного водопостачання в великих містах центральної і європейської частини нашої країни служать в основному поверхневі джерела, а у ряді регіонів — також артезіанські води. У невеликих містах і населених пунктах проводиться забір води в основному із підземних джерел. У селах і малих селищах широко поширені колодязі невеликої глибини 10... 15 м або свердловини, пробурені на глибину до 15...50 м. Нерідко для індивідуального водопостачання використовується джерельна вода при виході її до поверхні. Постачальники питної води орієнтовані на застосування класичних технологій водопідготовки, які недостатньо очищують або значно змінюють хімічний склад та фізичні властивості. В зв'язку з цим, споживання такої води може призвести до погіршення стану здоров'я людей. Окрім цього, важливою проблемою є забезпечення населення системами індивідуального очищення та доочищення питної води [1, 3].

Таким чином, актуальним є удосконалення технологій систем індивідуального очищення та доочищення питної води на основі сучасних досліджень, шляхом використання природних мінералів.

Метою даної роботи. Вдосконалення технологій очистки та доочистки питної води шляхом отримання ПФМ на основі природного мінералу – сапоніту з використанням удосконаленого методу квазіізостатичного пресування заготовки із послідовним спіканням в режимі СВС-процесу.

Основні результати дослідження. В якості порошкового фільтруючого матеріалу використовували сапоніт – мінерал Ташківського родовища Хмельницької області (див. рис. 1).

Сапоніт – мінерал з підкласу шаруватих силікатів, групи монтморилоніту, хімічний склад – $\text{NaMg}_3[\text{AlSi}_3\text{O}_{10}](\text{OH})_2 \cdot 4\text{H}_2\text{O}$. У вигляді ізоморфної домішки містить Fe, іноді Cr, а також Ni, Zn, Cu, Li та ін. Кристалізується в моноклітинній системі. Сапоніт є унікальним різновидом великого поняття «бентоніт», з високим вмістом магнію (до 12%) і являє собою новий вид мінеральної сировини багатогалузевого використання. Промислові запаси якого вперше в світовій практиці відкриті в Україні [5].

В Луцькому національному технічному університеті проведено ряд лабораторних та експериментальних досліджень стосовно підвищення якості питної води. Проведено аналізи якості води на прикладі сільських населених пунктів із децентралізованим водопостачанням та міст

централізованого водопостачання Волинської області, а також розроблено технології водопідготовки та очистки питної води [2].



Рис. 1. Кар'єр Ташківського родовища Хмельницької області

Дослідження проводились із порошками сапоніту (60%) та титану (40%). Для виготовлення заготовки-фільтру здійснювали такі операції:

- сушіння у сушильній шафі при $t +250^{\circ}\text{C} - +300^{\circ}\text{C}$;
- калібрування у каліброчних ситах на вібробарабані та відбір фракції $0,1 \dots +0,063$ мм;
- квазіізостатичне пресування при $p = 80-100$ МПа;
- самопоширююче високотемпературне спікання (див. рис. 3.) з наступним охолодженням.

Засипання порошку сапоніт-титану здійснювалось в прес-форму діаметром $D = 40$ висотою, $h = 220$, товщина зразка 3 мм на вібростенді з метою забезпечення рівномірної насипної густини по довжині (об'єму) виробу. Після засипки суміші порошку проводився процес квазіізостатичного пресування зображеного на рисунку 2.

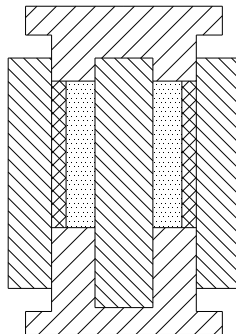


Рис. 2. Схема прес-форми квазіізостатичного пресування

Для зміни розмірів пор шару-основи фільтруючого матеріалу можливий варіант вводили в шихту наповнювач (уротропін). Після пресування при температурі 100°C наповнювач вигоряв з утворенням необхідної структури пор [6].

Перед проведенням СВС-спікання зразки піддавали сушці при $250-300^{\circ}\text{C}$ в сушильній шафі для видалення абсорбованих порошком парів. Процес СВС здійснювався в лабораторній установці СВС-спікання (див. рис. 3.), яка являє собою товстостінну металеву ємкість циліндричної форми із сталі X18H9T об'ємом 15л та здатна витримувати високі тиски (до 20 МПа). Вона забезпечена вікнами із кварцового скла, що дозволяє візуально спостерігати за процесом горіння, а також фіксувати за допомогою підключених до комп'ютера через високошвидкісний аналого-цифровий перетворювач (АЦП) RL-16AIF та через бічні вікна цифрової фото відеокамери Canon PowerShot A480, оснащена системою газопостачання аргонем, манометром з точністю 0,001 МПа [7].

Зразок встановлювали на спеціальну підставку, де до низу та верху пресовки підводили мікротермопару. Спираль для підпалу встановлювали внизу. Підставку із зразком поміщали в установку, після чого герметизували. Робочий простір лабораторної установки заповнювали

інертним газом (аргоном) до тиску 0,1-10 МПа. Ініціювали процес СВ-синтезу шляхом розігріву молібденової спіралі, через яку пропускали струм 10 А дивіться рис. 3.



Рис. 3. СВ-спікання зразка

Швидкість поширення хвилі горіння визначали виходячи з показань мікротермопар, закріплених знизу та зверху зразка. Після завершення реакції горіння знижували тиск і охолоджували зразок протягом 0,5 годин, після цього установку розгерметизували. Зразок досліджували на пористість та проникність. Розміри пор визначали згідно ГОСТ 26849-85, коефіцієнт проникності ГОСТ 25283-82. Мікроструктуру продуктів горіння досліджували за допомогою електронного мікроскопа Philips CM30 (рис. 4.).

Отримані результати порівнювали з результатами, наведеними в [4], де представлені властивості ПФМ виготовлених квазіізостатичним пресуванням методом СВ-спікання.



Рис. 4. Структура спеченого ПФМ методом СВ-спікання

ПФМ залежності коефіцієнта проникності від середнього розміру пор ПФМ, отриманих квазіізостатичним і пресуванням в сталій прес-формі. Результати свідчать, що квазіізостатичне пресування дозволяє підвищити проникність при заданому розмірі пор на 40...55 % порівняно з ФМ, що виготовлені пресуванням в сталій прес-формі. На основі отриманих результатів було виготовлено дослідні партії ПФМ простої і складної форми, які випробовувались для очищення питних та технічних вод. Враховуючи підвищену забрудненість дослідні партії ПФМ виготовлялись за розробленою технологією. Дана технологія дозволяє отримувати ПФМ, що гарантують високу якість фільтрування. При цьому проникність фільтруючого елемента зменшується приблизно на 20 % у порівнянні з проникністю ПФМ з такою ж товщиною стінки, але виготовленого з порошку великої фракції. Результати проведених випробувань показують, що застосування ПФМ на основі сапоніт-титану для очищення води дало змогу за рахунок їх

покращених властивостей (висока хімічна стійкість, необхідна механічна міцність, рівномірний розподіл пор по всій поверхні фільтрації, підвищена проникність та брудомісткість, можливість регенерації) збільшити тривалість експлуатації ФМ в 2,0-2,5 рази. Це підтверджує доцільність використання даної технології у виробництві порошкових фільтруючих матеріалів.

Висновок. Проведені дослідження показали, що застосування порошкових фільтруючих матеріалів на основі сапоніт-титану забезпечать необхідну очистку та доочистку питної води, збережуть їх основні природні характеристики: збалансованість хімічного складу, органолептичні показники, безпечність, фізіологічну повноцінність і біологічну стабільність, адже сапоніт володіє високими адсорбційними іонообмінними, каталітичними та фільтраційними властивостями. Для впровадження фільтрів на основі сапонітів необхідно провести великий комплекс досліджень та узгоджень запропонованих технологій із санітарними службами країни.

1. Наказ МОЗ України «Про затвердження Державних санітарних норм та правил "Гігієнічні вимоги до води питної, призначеної для споживання людиною" від 12 травня 2010 року N 400. Зареєстровано в Міністерстві юстиції України 1 липня 2010 р. за N 452/17747.
2. *Божидарнік В.В., Григор'єва Н.С., Шабайкович В.А., Рудь В.Д., Гулієва Н.М.* Патент на корисну модель № 62950 «Спосіб підготовки питної води» від 26.09.2011 р.
3. *Гулієва Н.М., Рудь В.Д., Устименко В.Д.* Стан якості питної води Волинського регіону. // Наукові нотатки.: Міжвузівський збірник. Випуск 25, частина – Луцьк, 2009. – С. 126-129.
4. *Повстяной О.Ю., Рудь В.Д., Заболотний О.В., Сичук В.А.* Технологія отримання багатшарових порошкових фільтруючих матеріалів з відходів промислового виробництва. // Технологічні комплекси, № 2 (4), – 2011 – С. 385-392.
5. *Рудь В.Д., Гулієва Н.М.* Використання порошкових композиційних матеріалів на основі природних мінералів для водопідготовки питної води. // Вода в харчовій промисловості. – Збірник тез доповідей IV Всеукраїнської науково-практичної конференції молодих учених, аспірантів та студентів. – Одеса, 2013 – С. 53-54.
6. *Рудь В.Д., Самчук Л.М., Гулієва Н.М.* Использование СВС-процесса для получения композиционных материалов. // Порошковая металлургия: Инженерия поверхности, новое порошковое композиционные материалы. Сварка. – Сборник докладов 8-го Международного симпозиума. – Минск, 2013 – С. 496-500.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013.

УДК 621.457

В.Д. Рудь, Л.М. Самчук, Д.О. Сомов

ТЕХНОЛОГІЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ФІЛЬТРУВАЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ АЛЮМІНІЮ З ВИКОРИСТАННЯМ ВІДХОДІВ МАШИНОБУДІВНОГО ВИРОБНИЦТВА

На підставі експериментальних досліджень показана можливість виготовлення пористого проникливого фільтрувального матеріалу на основі алюмінію та відходів промислового виробництва для регенерації технічних рідин та мастил. Проведені промислові випробування, які показали, що запропонований фільтрувальний матеріал можна використовувати для регенерації технічних рідин та мастил.

Ключові слова: фільтрація, СВС – процес, технічне мастило, СВС – реакція.

Форм. 11. Табл. 1. Рис. 2. Літ. 9.

В.Д. Рудь, Л.М. Самчук, Д.А. Сомов

ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ФИЛЬТРОВАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ АЛЮМИНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ОТХОДОВ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

На основании экспериментальных исследований показана возможность изготовления пористого проницаемого фильтрующего материала на основе алюминия и отходов промышленного производства для регенерации технических жидкостей и масел. Проведены промышленные испытания, которые показали, что предложенный фильтрующий материал можно использовать для регенерации технических жидкостей и масел.

Ключевые слова: фильтрация, СВС - процесс, техническое масло, СВС – реакция.

V. Rud', L. Samchuk, D. Somov

THE TECHNOLOGY OF MANUFACTURING OF FILTERING MATERIALS BASED ON ALUMINUM USING A WASTE OF MACHINE-BUILDING PRODUCTION

On the basis of experimental studies demonstrate the possibility of manufacturing a porous filter material penetrating the aluminum and industrial waste for recovery fluids and oils. Scale tests conducted, which showed that the proposed filter material can be used for regeneration of fluids and oils.

Keywords: filtration, SVS - process, oils, SVS - reaction.

Мета роботи. Дослідження технології виготовлення пористого проникливого матеріалу на основі алюмінію та відходів промислового виробництва для регенерації технічних рідин та мастил.

Вступ. Остані часом вирішення проблеми конкурентноспроможності полягає у застосуванні та енерго-та ресурсозберігаючих технологій. Якість вихідного продукту пов'язана з якістю вихідної сировини. Значна частка сучасних технологій пов'язана з використанням у виробничому процесі в якості вихідних або витратних матеріалів різного роду рідин та повітряних сумішей. Від їх чистоти хімічного складу залежить надійність та експлуатаційні характеристики виробів. Тому контроль та забезпечення якості основної чи допоміжної сировини при виготовленні відповідної продукції є не тільки актуальною але і вирішальною задачею. При використанні рідин та повітряних сумішей якість вхідних та допоміжних продуктів забезпечується фільтрацією. Враховуючи відносно велику вартість фільтрувальних засобів розробкою технологій отримання проникливих фільтруючих матеріалів з використанням відходів машинобудівного виробництва є актуальним завданням.

Постановка проблеми. Порошкові та композиційні матеріали на основі заліза і його сплавів знаходять широке застосування в багатьох областях техніки і народного господарства, використовуються в різних вузлах машин і механізмів відповідно до умов навантаження, діючими зусиллями і конструктивними вимогами. В даний час на виробництві йде боротьба за зниження мас вузлів, деталей машин і, отже агрегатів в цілому, але не за рахунок зменшення їх експлуатаційної надійності і працездатності, а за рахунок підвищення питомої міцності. Застосування зазначеного порошкового або композиційного матеріалу допоможе вирішити ряд проблем у цій галузі.

Важливим напрямком є отримання і використання порошкового конструкційного матеріалу на основі залізо - алюмінію, що забезпечує зниження маси вузлів і деталей машин. Однак його виробництво сильно ускладнене і мало вивчено внаслідок схильності алюмінію до окислення [1].

Аналіз основних досліджень. Одним з напрямків в галузі вивчення систем Fe-Al є отримання шихт з виливків компактного литого матеріалу Fe-Al з подальшою його обробкою [2]. Для поліпшення характеристик міцності металів і сплавів зазвичай застосовують термічну і механічну обробку, що приводить до подрібнення елементів структури (в першу чергу зерен),

© В.Д. Рудь, Л.М. Самчук, Д.О. Сомов

сприяючи дисперсійному зміцненню стабілізації структури, особливо при випаданні фаз на границях зерен [3, 4]. Тому високоміцні полікомпонентні матеріали методами порошкової металургії часто виготовляють з швидко закристалізованих виливків готового хімічного складу, що дозволяє отримувати дрібні зерна та забезпечує високий ступінь легування, зменшивши ступінь сегрегації матеріалів в шихті [4]. Однак для якісного компактування необхідно, щоб виливки володіли високою пластичністю і здатністю до однорідної деформації.

В роботі [5] запропонований спосіб виготовлення деталей з порошкових конструкційних магнітних матеріалів систем залізо-алюміній-нікель, залізо-алюміній-нікель-кобальт. До основних недоліків такого способу виготовлення можна віднести високу вартість нікелю і кобальту в порівнянні з залізом і алюмінієм.

З метою підвищення механічних властивостей напівфабрикатів запропонований спосіб [6] їх виготовлення з гранульованих алюмінієвих сплавів, який може бути використаний при виробництві системи залізо-алюміній. Недоліком методу є відсутність універсальності, пов'язаного з вимушеним виготовленням напівфабрикатів, а не готових виробів, що знижує коефіцієнт використання матеріалу.

В роботі [7] досліджено структуру та механічні властивості порошкових матеріалів, отриманих прокаткою механічно легованої суміші порошоків алюмінію та заліза. Частинок заліза розміром 200 нм були розподілені в алюмінієвій матриці. Підвищення вмісту заліза до 8мас.% призводило до підвищення міцності до 550 МПа і зниження пластичності до $\delta = 1,6\%$.

Проведений аналіз способів та областей застосування сплавів на основі Fe–Al свідчить про те, що незважаючи на їх широке використання в компактному стані в різних областях промисловості, порошкові композиційні сплави на основі Fe – Al вивчені і застосовуються мало. Такі сплави мають унікальні властивості, але їх дослідження ускладнені у зв'язку із здатністю алюмінію до окислення. Тим не менш, в роботі [8] розглянуто отримання конструкційних порошкових композиційних матеріалів із застосуванням методів СВС які в даний час розглядаються як найбільш перспективні [9]

Викладення основного матеріалу дослідження Існуючі в даний час методи одержання пористих проникливих матеріалів (ПММ) є далекими від досконалості. Вони характеризуються значними енергетичними і матеріальними витратами, а також малою продуктивністю. Великими можливостями в цьому плані володіє розроблений метод високотемпературного синтезу (СВС), основоположниками якого є академік Мержанов А.Г. і Боровінская І.П. [9].

СВС визначає структуру одержуваних продуктів та забезпечує можливість отримання цілого ряду продуктів з унікальними комплексами експлуатаційних властивостей. При цьому СВС як метод отримання пористих матеріалів поєднує в собі малу енергоємність, безвідходність і можливість динамічного варіювання структурних та інших властивостей продуктів. Ці передумови дозволяють використовувати економічну і просту технологію отримання пористих виробів.

Велике значення для одержання якісних виробів має підбір шихтових матеріалів. У роботі основу композиційних складових шихти для одержання пористих матеріалів складають промислові відходи машинобудівних підприємств.

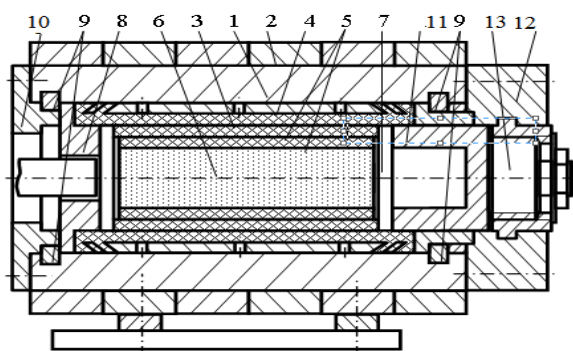
В якості матеріалу було вибрано порошок алюмінію (ПАП-1 ГОСТ 5494-95), вуглець С (сажа – ТУ 14-7-24-80) та порошок сталі ШХ 15. Розрахунок компонентів вихідної суміші (шихти) для синтезу систем (Al-C-ШХ15) проводився із врахуванням кількості і стехіометричних коефіцієнтів вихідних компонентів, чистоти і насипної густини вихідної шихти. Дані, необхідні для розрахунку шихти системи (Al-C-ШХ15), наведені в таблиці 1.

Таблиця 1. Компоненти вихідної суміші і їх властивості

Компонент	Кількість компонентів, моль, Z_1	Атомна (молекулярна) маса, M_1	Густина речовини, ρ , кг/м ³ (г/см ³)	Чистота реактиву, мас. %
Al	4	26.98 а. о. м. (г/моль)	2.699 г/см ³	99, 50
C	3	12.011 а. о. м. (г/моль)	2.36(г/см ³)	98, 70
ШХ15	1	55, 847 а. о. м. (г/моль)	7,64-7,81 г/см ³	99,50

Змішування порошків вихідних реагентів проводиться в кульовому млині, який представляє собою горизонтально розміщений обертаючий циліндр з набором сталевих кульок діаметром 20 мм в середині. Змішування триває протягом восьми годин до утворення однорідної маси.

Фільтрувальний елемент виготовлений за допомогою методу радіально-ізостатичного пресування (Рис. 1) та спечений за рахунок СВС - реакції.



а)



б)

Рис. 1. Схема конструкції (а) та загальний вид (б) прес-блоку напівпромислової установки для СР-Ш в замкнутому об'ємі:

1 – корпус, 2 – кільця (бандаж), 3 – вкладиш еластичний, 4 – армуючий елемент, 5 – набір оболонок еластичних, 6 – порошок, 7 – пробка, 8 – упорний диск, 9 – кулачки розрізні, 10, 12 – кришки, 11 – стакан, 13 – повзун

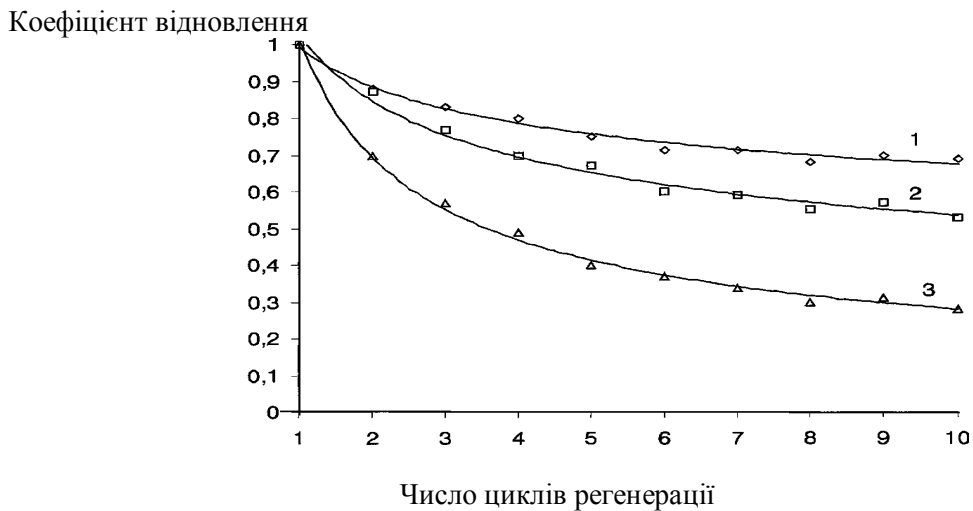
Синтез здійснювався в лабораторному реакторі, який був виготовлений в Луцькому національному технічному університеті. Металографічні дослідження проводились на мікроскопі ММР-4. Зразки для металографічних досліджень готувалися за стандартною методикою з метою отримання чіткого зображення границь зерен протравлювали 4% сірчаною кислотою. За допомогою програми РНОТОМ визначена площинна пористість, для системи Al-C-ШХ15 вона рівна 30%. Це дає можливість стверджувати про те, що виготовлений фільтрувальний елемент може використовуватись для регенерації мастил.

З метою усунення утвореного оксиду алюмінію виготовлений фільтрувальний елемент продували в електропечі аргонном. На ПАТ „СКФ – Україна“ проводились дослідно-промислові випробування із регенерації технічного масла. В якості експериментальних рідин були обрані водяна МОР (ЛЗ-СОЖ-1МІО), масляна МОР (МР-8). На підприємстві є укомплектована установка для регенерації технічних рідин та мастил. Метою дослідження була заміна фільтрувального елемента на основі металеві сітки на фільтрувальний елемент виготовлений з відходів виробництва. Експериментально доведено, що робочий тиск $P=0,6$ МПа, тонкість очищення 20 мкм, розхід 250 л/хв, розміри дослідного фільтра становили: висота – 220 мм, діаметр – 40 мм, товщина стінки – 3 мм. Фільтри з порошкових матеріалів спечені методом СВС в порівнянні з іншими пористими виробами володіють рядом переваг: високою мірою очищення, високою жаростійкістю, міцністю.

Регенерацію фільтрів проводили зворотним промиванням чистою рідиною до постійного значення перепаду тиску. Потім повторювали процес фільтрування. Результати експериментів, що відображають залежність коефіцієнта відновлення фільтра від числа циклів регенерації представлені на рис.2.

З рис.1. видно, що відновлюваність фільтрів при очищенні масляних МОР нижче, ніж у водних. Це пояснюється наявністю смолистих речовин в цих середовищах. Для їх видалення використовували інший метод регенерації.

В якості робочої рідини використовували водну МОР, в яку були внесені частки металів з розмірами від 10 до 30 мкм. Експериментально встановлено, що для забезпечення повноти фільтрування (99,8%) робочу МОР необхідно фільтрувати через пористий матеріал з діаметром пор 30 мкм.



1 - робоча рідина - водяна МОР; 2 - масляна МОР МР-8; 3 - масляна МОР МР-10

Рис. 2. Залежність коефіцієнта відновлення фільтрувальних властивостей від числа циклів регенерації

Висновок. Виробничі випробування довели, що запропонований пористий фільтрувальний матеріал на основі відходів металообробки можна використовувати для регенерації технічної рідини та технічних мастил. Створення фільтрів із відносно дешевої та доступної сировини із забезпеченням всього комплексу властивостей та характеристик, необхідних для тривалої і якісної їх роботи, робить їх конкурентоспроможними в умовах ринкової економіки.

1. Структура и механические свойства микрокристаллических сплавов на основе системы Al-Fe, полученных методами порошковой металлургии. / Т.И. Лебедева, М.М. Мышляев, А.Г. Рошупкин, В.М. Федоров // Порошковая металлургия - 1991- № 4.- С. 93-98.
2. Johnson P.K. European Conference on Advances in Structural P/M Component Production (CEURO PM97)// The International journal of Powder Metallurgy. -1998. -Vol.34, № 1. -P.67-68.
3. Huppman W.J. The Technical and Economic Development of Powder Forging // Powder Metallurgy International -1992. -Vol.24, №3. - P. 186-193.
4. Пат. 2022707 RU B22F 3/12. Способ изготовления деталей из порошковых магнитных материалов систем железо-алюминий- никель, железо-алюминий-никель-кобальт. / Анциферов В.Н., Масленников Н.Н., Шацов А.А. и др. / Респ. инж.-техн. центр порошковой металлургии - Заявл. 17.11.90; Оpubл. 15.11.94.
5. Пат. 2155241 RU C22C 9/01. Спеченный антифрикционный материал на основе алюминиевой бронзы. / Коростелева Е.Н., Савицкий А.П., Русин Н.М.: / Институт физики прочности и материаловедения СО РАН.- Заявл. 12.10.98; Оpubл. 27.08.2000.
6. Пат. 1656778A1 SU B22F 3/20. Способ изготовления прессованных полуфабрикатов из гранулируемых алюминиевых сплавов. / Бережной В.Л., Пасхалов А.С. Заявл. 02.03.89 Оpubл. 27.03.96
7. Механические и триботехнические свойства спеченных сплавов алюминий-железо. / М.Н. Русин, А.П. Савицкий, Л.И. Тушинский, А.И. Полелюх // Перспективный материал- 1998 - №4- С.42^19.
8. Механически легированные сплавы алюминий-железо. Al- Fe alloys by mechanical alloying / Niu Xiapoing., Le Brun P., Frouen L., Peytour C., Deloey L. // Adv Powder met. and Potricul.: Mater: Proc. Powder Met. World Coudr., San Francisco, Calif., June 21-26, 1992. Vol. 7-Princeton (N.J), 1992.-P 271-283.
9. Левашов Е.А., Рогачев А.С., Юхвид В.И., Боровинская И.П. Физико-химические и технологические основы самораспространяющегося высокотемпературного синтеза. М.: Бином, 1999. —176 с.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013.

УДК 621.762

В.Д. Рудь, І.Є. Ткачук
ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ ТЕМПЕРАТУРИ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ
ОБРОБЛЮВАНОЇ ДЕТАЛІ ПРИ МЕХАНІЧНІЙ ОБРОБЦІ СПЕЧЕНИХ МАТЕРІАЛІВ

Проведено теоретичний аналіз дослідження теплових потоків в зоні різання при механічній обробці спечених матеріалів. Наведено математичну модель для визначення температури в зоні різання при точінні спечених пористих матеріалів. Виявлено плив режимів механічної обробки та пористості матеріалу на температуру різання.

Ключові слова: теплові потоки, механічна обробка, спечені матеріали, пористість.

Форм. 5. Табл. 1. Літ. 5.

В.Д. Рудь, И.Е.Ткачук
ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРЫ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ
ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ДЕТАЛИ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ СПЕЧЕННЫХ
МАТЕРИАЛОВ

Проведено теоретический анализ исследования тепловых потоков в зоне резания при механической обработке спеченных материалов. Приведена математическая модель для определения температуры в зоне резания при точении пористых спеченных материалов. Выведено влияние режимов механической обработки и пористости материала на температуру резания.

Ключевые слова: тепловые потоки, механическая обработка, испеченные материалы, пористость.

V. Rud, I. Tkachuk
THEORETICAL ANALYSIS OF TEMPERATURE OF SUPERFICIAL LAYER OF
WORKPART IS AT TOOLING OF THE SINTERED MATERIALS

Theoretical analysis of the temperature of the surface layer of the workpiece when machining sintered materials. The theoretical analysis of the heat flow in the cutting zone when machining sintered materials. A mathematical model for determining the temperature in the cutting zone in turning sintered porous materials. Found sintered modes machining and porosity of the material to the temperature cutting

Keywords: heat flow, tooling, sintered materials porosity.

На даному етапі досліджень ставилася задача – визначити вплив режимів механічної обробки та пористості матеріалу на температуру різання при точінні пористих спечених матеріалів, та розробити математичну модель.

Залежність температури T від режимів різання виражається формулою:

$$T = C \cdot t^x \cdot s^y \cdot v^z \quad (1)$$

де: v - швидкість різання; s - подача; t - глибина різання; C - стала для даних умов механічної обробки.

Звичайний метод визначення C , x , y , z полягає в почерговій зміні одного параметра при сталості всіх інших. По результатам серії таких експериментів знаходять залежність (1) і конкретні значення всіх, що входять в формулу сталих складових.

Основні фактори, що впливають на температуру різання при точінні пористих спечених матеріалів залежать від v - швидкості різання; s - подачі; t - глибини різання; та θ - пористості матеріалу. Враховуючи вище наведені фактори формулу (1) представимо у наступному вигляді:

$$T = C \cdot t^x \cdot s^y \cdot v^z \cdot \theta^n \quad (2)$$

Даний метод отримання залежності (2), заснований на застосуванні повного факторного експерименту – одного із методів математичної статистики. Суть цього методу полягає в наступному. Логарифмуємо вираз (2):

$$\lg T = \lg C + x \lg t + y \lg s + z \lg v + n \lg \theta \quad (3)$$

При переході до безрозмірних величин у загальний вигляд рівняння (3) запишемо:

$$\lg T = b_0 + b_1 t_1 + b_2 t_2 + b_3 t_3 + b_4 t_4 \quad (4)$$

$$\text{де: } t_1 = \frac{\lg t - \lg t_{\text{cep}}}{0,5(\lg t_{\text{max}} - \lg t_{\text{min}})};$$

$$t_2 = \frac{\lg s - \lg s_{\text{cep}}}{0,5(\lg s_{\text{max}} - \lg s_{\text{min}})};$$

$$t_3 = \frac{\lg v - \lg v_{\text{cep}}}{0,5(\lg v_{\text{max}} - \lg v_{\text{min}})};$$

$$t_4 = \frac{\lg \theta - \lg \theta_{\text{cep}}}{0,5(\lg \theta_{\text{max}} - \lg \theta_{\text{min}})};$$

Для визначення коефіцієнтів регресії b_0, b_1, b_2, b_3, b_4 необхідно провести дві серії досліджень по шістьнадцять експериментів в кожній серії.

Коефіцієнти можемо вирахувати так:

$$b_0 = \frac{1}{16} \cdot (\lg T_1 + \lg T_2 + \lg T_3 + \lg T_4 + \lg T_5 + \lg T_6 + \lg T_7 + \lg T_8 + \lg T_9 + \lg T_{10} + \lg T_{11} + \lg T_{12} + \\ + \lg T_{13} + \lg T_{14} + \lg T_{15} + \lg T_{16});$$

$$b_1 = \frac{1}{16} \cdot (-\lg T_1 + \lg T_2 - \lg T_3 + \lg T_4 - \lg T_5 + \lg T_6 - \lg T_7 + \lg T_8 - \lg T_9 + \lg T_{10} - \lg T_{11} + \lg T_{12} + \\ - \lg T_{13} + \lg T_{14} - \lg T_{15} + \lg T_{16});$$

$$b_2 = \frac{1}{16} \cdot (-\lg T_1 - \lg T_2 + \lg T_3 + \lg T_4 - \lg T_5 - \lg T_6 + \lg T_7 + \lg T_8 - \lg T_9 - \lg T_{10} + \lg T_{11} + \lg T_{12} - \\ - \lg T_{13} - \lg T_{14} + \lg T_{15} + \lg T_{16});$$

$$b_3 = \frac{1}{16} \cdot (-\lg T_1 - \lg T_2 - \lg T_3 - \lg T_4 + \lg T_5 + \lg T_6 + \lg T_7 + \lg T_8 - \lg T_9 - \lg T_{10} - \lg T_{11} - \lg T_{12} + \\ + \lg T_{13} + \lg T_{14} + \lg T_{15} + \lg T_{16});$$

$$b_4 = \frac{1}{16} \cdot (-\lg T_1 - \lg T_2 - \lg T_3 - \lg T_4 - \lg T_5 - \lg T_6 - \lg T_7 - \lg T_8 + \lg T_9 + \lg T_{10} + \lg T_{11} + \lg T_{12} + \\ + \lg T_{13} + \lg T_{14} + \lg T_{15} + \lg T_{16}).$$

Таблиця 1. Вплив режимів на температуру при точінні пористих спечених матеріалів

№ експеримента	Глибина, мм	Подача, мм/об	Швидкість, м/хв	Пористість, %	Температура, °С		
					I серія досл.	II серія досл.	середнє
1	0,5	0,08	63	24	473	466	469,5
2	1,2	0,08	63	24	501	505	503
3	0,5	0,12	63	24	484	492	488
4	1,2	0,12	63	24	553	544	548,5
5	0,5	0,08	125	24	639	648	643,5
6	1,2	0,08	125	24	659	655	657
7	0,5	0,12	125	24	653	646	649,5
8	1,2	0,12	125	24	682	691	686,5
9	0,5	0,08	63	32	464	461	462,5
10	1,2	0,08	63	32	498	495	496,5
11	0,5	0,12	63	32	476	481	478,5
12	1,2	0,12	63	32	544	547	545,5
13	0,5	0,08	125	32	628	633	630,5
14	1,2	0,08	125	32	647	651	649
15	0,5	0,12	125	32	648	645	646,5
16	1,2	0,12	125	32	679	675	677

Експерименти проводилися на токарно-гвиторізному верстаті моделі 16К20. В якості оброблюваного матеріалу примінялися зразки із спечених порошкових матеріалів марки ПЖР-3 з пористістю 20% та 30%. Механічна обробка проводилася без охолодження.

Режими різання змінювалися в наступних межах $v=63 \div 125 \text{ м/хв}$; $s=0,08 \div 0,1 \text{ мм/об}$; $t=0,5 \div 1,0 \text{ мм}$.

Результати проведених досліджень при точінні зразків із спечених порошкових матеріалів марки ПЖР-3 наведені в табл.1.

Математична обробка результатів експеримента проводилася наступним чином:

$$b_0 = \frac{1}{16} \cdot (2,6716 + 2,7016 + 2,6884 + 2,7392 + 2,8085 + 2,8176 + 2,8126 + 2,8366 + 2,6651 + 2,6959 + \\ + 2,6799 + 2,7368 + 2,7997 + 2,8122 + 2,8106 + 2,8306) = 2,7567;$$

$$b_1 = \frac{1}{16} \cdot (-2,6716 + 2,7016 - 2,6884 + 2,7392 - 2,8085 + 2,8176 - 2,8126 + 2,8366 - 2,6651 + 2,6959 - \\ - 2,6799 + 2,7368 - 2,7997 + 2,8122 - 2,8106 + 2,8306) = 0,0146;$$

$$b_2 = \frac{1}{16} \cdot (-2,6716 - 2,7016 + 2,6884 + 2,7392 - 2,8085 - 2,8176 + 2,8126 + 2,8366 - 2,6651 - 2,6959 + \\ + 2,6799 + 2,7368 - 2,7997 - 2,8122 + 2,8106 + 2,8306) = 0,0102;$$

$$b_3 = \frac{1}{16} \cdot (-2,6716 - 2,7016 - 2,6884 - 2,7392 + 2,8085 + 2,8176 + 2,8126 + 2,8366 - 2,6651 - 2,6959 - \\ - 2,6799 - 2,7368 + 2,7997 + 2,8122 + 2,8106 + 2,8306) = 0,0594;$$

$$b_4 = \frac{1}{16} \cdot (-2,6716 - 2,7016 - 2,6884 - 2,7392 - 2,8085 - 2,8176 - 2,8126 - 2,8366 + 2,6651 + 2,6959 + \\ + 2,6799 + 2,7368 + 2,7997 + 2,8122 + 2,8106 + 2,8306) = -0,0028;$$

Таким чином,

$$\lg T = 2,7585 + 0,0146t_1 + 0,0102t_2 + 0,0594t_3 - 0,0028t_4$$

Де,

$$t_1 = \frac{\lg t - 0,5(\lg t_{\max} + \lg t_{\min})}{0,5(\lg t_{\max} - \lg t_{\min})} = \frac{\lg t - 0,5(\lg 1,2 + \lg 0,5)}{0,5(\lg 1,2 - \lg 0,5)} = 2 \frac{\lg t - \frac{1}{2} \lg 0,6}{\lg 2,4} = \\ = \frac{2 \lg t + 0,2218}{0,3802} = 5,261 \lg t + 0,5834;$$

$$t_2 = \frac{\lg s - 0,5(\lg s_{\max} + \lg s_{\min})}{0,5(\lg s_{\max} - \lg s_{\min})} = \frac{\lg s - 0,5(\lg 0,12 + \lg 0,08)}{0,5(\lg 0,12 - \lg 0,08)} = 2 \frac{\lg s - \frac{1}{2} \lg 0,0096}{\lg 1,5} = \\ = \frac{2 \lg s + 2,0177}{0,176} = 11,36 \lg s + 11,464;$$

$$t_3 = \frac{\lg v - 0,5(\lg v_{\max} + \lg v_{\min})}{0,5(\lg v_{\max} - \lg v_{\min})} = \frac{\lg v - 0,5(\lg 125 + \lg 63)}{0,5(\lg 125 - \lg 63)} = 2 \frac{\lg v - \frac{1}{2} \lg 7875}{\lg 1,9841} =$$

$$= \frac{2 \lg v - 3,8963}{0,2976} = 6,72 \lg v - 13,0922;$$

$$t_4 = \frac{\lg \theta - 0,5(\lg \theta_{\max} + \lg \theta_{\min})}{0,5(\lg \theta_{\max} - \lg \theta_{\min})} = \frac{\lg \theta - 0,5(\lg 32 + \lg 24)}{0,5(\lg 32 - \lg 24)} = 2 \frac{\lg \theta - \frac{1}{2} \lg 768}{\lg 1,3333} =$$

$$= \frac{2 \lg \theta - 2,8854}{0,1249} = 16,01 \lg \theta - 23,1017$$

Значення t_1 , t_2 , t_3 , t_4 підставляємо у рівняння (4)

$$\lg T = 2,7585 + 0,0146(5,26 \lg t + 0,5834) + 0,0102(11,36 \lg s + 11,464) + 0,0594(6,72 \lg v - 13,0922) -$$

$$- 0,0028(16,01 \lg \theta - 23,1017) = 2,7585 + 0,0768t + 0,008 + 0,116s + 0,117 + 0,399v - 0,778 - 0,045\theta + 0,065 =$$

$$= 2,1705 + 0,0768t + 0,116s + 0,399v - 0,045\theta$$

Отримаємо наступну формулу

$$T = 117 \cdot t^{0,08} \cdot s^{0,12} \cdot v^{0,39} \cdot \theta^{0,04} \quad (5)$$

Виразуємо температуру різання по отриманій формулі для максимальних та мінімальних режимів різання:

$$T_{\max} = 117 \cdot 1,2^{0,08} \cdot 0,12^{0,12} \cdot 125^{0,39} \cdot 32^{0,04} = 117 \cdot 1,014 \cdot 0,775 \cdot 6,573 \cdot 1,148 = 689^\circ \text{C}$$

$$T_{\min} = 117 \cdot 0,5^{0,08} \cdot 0,08^{0,12} \cdot 63^{0,39} \cdot 24^{0,04} = 117 \cdot 0,946 \cdot 0,738 \cdot 5,032 \cdot 1,135 = 466,5^\circ \text{C}$$

При експериментальних вимірюваннях на максимальних режимах різання температура була рівна 677°C , відповідно значення відрізняється від експериментальних на 12°C ; а при мінімальних – $469,5^\circ\text{C}$, відповідно значення відрізняється від експериментальних на 3°C .

Аналізуючи отримані результати прийдемо до висновку:

- розроблена методика повного факторного експерименту дозволяє значно скоротити об'єм досліджень, не знижуючи точності кінцевих результатів;

- при точінні пористих спечених матеріалів, з різною пористістю, основними факторами підвищення температури різання є режими різання, тобто, зі збільшенням подачі та глибини різання підвищується навантаження стружки на різець, а разом з тим і деформація, що впливає на температуру в зоні різання.

1. Грановсий Г.И. Резание металлов.- М.:Высшая школа, 1985. – 304 с.
2. Николаев В.А. Тонкое точение спеченных материалов. – М.: «Машиностроение», 1979, – 64 с.
3. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. – М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.
4. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: «Машиностроение», 1981. – 279 с.
5. Яцерицын П.И. Фельдштейн Е.Э. Корниевич М.А. Теория резания. – Минск ООО «Новое знание» Москва, 2006. – 512 с.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

УДК 330.341.1:338.49

Н.Т. Рудь

РОЛЬ ТЕХНОПАРКОВИХ СТРУКТУР В АКТИВІЗАЦІЇ НАУКОВО-ІННОВАЦІЙНОЇ ДІЯЛЬНОСТІ

В статті показана ефективність діяльності таких форм взаємодії науки та виробництва як технопаркові структури. Досліджено їх призначення та вплив на інноваційний розвиток України. Визначено специфічні характеристики створених технопарків, наукових та індустріальних парків.

Ключові слова: наука, виробництво, інноваційна інфраструктура, технопарк, науковий, індустріальний парк.

Табл. 3. Рис. 1. Літ. 18.

Н.Т. Рудь

РОЛЬ ТЕХНОПАРКОВИХ СТРУКТУР В АКТИВІЗАЦІЇ НАУЧНО-ІННОВАЦІЙНОЇ ДІЯЛЬНОСТІ

В статті показана ефективність діяльності таких форм взаємодії науки та виробництва як технопаркові структури. Досліджено їх призначення та вплив на інноваційний розвиток України. Визначено специфічні характеристики створених технопарків, наукових та індустріальних парків.

Ключевые слова: наука, производство, инновационная инфраструктура, технопарк, научный, индустриальный парк.

N. Rud

THE ROLE OF TECHNOLOGY PARKS STRUCTURES IN SCIENTIFIC AND INNOVATIVE ACTIVITY

The effectiveness of such forms of interaction between science and industry as technology parks is shown in the article. It is investigated their purpose and impact on innovative development of Ukraine. Specific characteristics of technology parks, scientific and industrial parks are defined in the article.

Keywords: science, industry, innovative infrastructure, technology park, science, industrial park.

Постановка проблеми. Необхідність активізації науково-інноваційної діяльності – це аксіома сьогодення у розвитку економіки, підвищення її конкурентоспроможності. Проблемною ланкою сьогодні в Україні являються не гроші, не нормативна база, яка також гальмує справу, а наявність структур, спроможних перетворювати ідеї в науково-технічні розробки і забезпечувати освоєння останніх виробництвом.

Слід зазначити, що інноваційна інфраструктура є двигуном інноваційного розвитку. Вона забезпечує горизонтальні і вертикальні зв'язки між суб'єктами науково-інноваційної діяльності. Зокрема, основними елементами інфраструктури є: інноваційні і технологічні центри, бізнес-інкубатори, технопарки, наукові парки, технополіси. Досвід розвинених країн свідчить, що такі інноваційні структури створюють сприятливі умови для ефективної діяльності та розвитку малих інноваційних підприємств, які реалізують оригінальні науково-технічні ідеї, через надання їм у тимчасове користування виробничих площ, матеріально-технічної бази, інформаційних мереж, забезпечення дослідними приладами і устаткуванням та надання консультативної допомоги з широкого кола науково-технологічних, економічних і правових питань [1].

Аналіз останніх досліджень та публікацій. Опубліковано достатньо робіт з питань становлення, розвитку і функціонування різних видів інноваційних структур, у тому числі, і технопарків. Можна виділити роботу Н. Васильєвої, яка досліджувала нормативно-правове регулювання інноваційної діяльності технопарків в Україні і вказала на необхідність прийняття додаткових законів та постанов для покращення ефективності їх функціонування [1]. Враховуючи сучасне становище технологічних парків в Україні, як найефективнішого механізму поєднання науки і виробництва, В. Семиноженко зауважує на доцільності їх подальшого розвитку задля зміцнення національної конкурентоспроможності та підвищення експортного потенціалу [2]. Аналізуючи сучасні проблеми, що склалися у функціонуванні інноваційних підприємств в Україні, В. Нежиборець пропонує напрямки їх вирішення [3]. В своїх роботах Артеменко Л.П. [11], Гончарук В.В. [5], Дорошко О.О. [9], Курило Л.І. [6], Намченко А.Б., Намченко Т.Б. [4], Тельнов А.С. [5], Чудасва І.Б. [14], Штефано А.П. [7], Юхименко Т.В. [11] значну увагу приділяють особливостям технопаркових структур.

Мета статті – показати ефективність діяльності таких форм взаємодії науки та виробництва як технопарки, їх призначення та вплив на інноваційний розвиток в Україні, визначити стимули для створення технопаркових структур.

Виклад основного матеріалу. Світовий досвід підтвердив ефективність таких форм взаємодії науки й виробництва як технопарки, технополіси, бізнес-інкубатори. Формування

інфраструктури інноваційної системи передбачає формування інноваційно-активних територій, де, як свідчить міжнародний досвід, найпоширенішими формами організації науково-інноваційної діяльності, поряд з іншими, є технопарки.

Технопарки представляють особливу форму організації процесу «наука виробництво – споживання» і являють собою науково-виробничий територіальний комплекс, який має необхідну інфраструктуру. До технопарку входять наукові установи, впроваджувальні організації, підприємства наукомістких і високотехнологічних виробництв, установи, які пов'язані з підготовкою і перепідготовкою кадрів. При цьому територіальні параметри, структурні співвідношення між складовими елементами, форми поєднань і кооперації можуть розрізнятися залежно від конкретної мети і умов діяльності.

Основна мета технопарків – досягнення тісного територіального зближення між необхідною для наукових досліджень матеріальною базою, що належить промислового виробництва та людським компонентом наукового потенціалу регіону, що формує максимально сприятливі умови для розвитку інноваційного процесу [4].

За визначенням Міжнародної асоціації технологічних парків *технологічний парк* є організацією, що керується спеціалістами, головною метою яких є підвищення добробуту місцевої спільноти шляхом просування інноваційної культури, а також конкуренції інноваційного бізнесу і наукових організацій. Для досягнення цієї мети технопарк керує потоками знань і технологій між університетами, науково-дослідницькими інститутами, компаніями і ринками. Надаючи інкубаційні послуги новим інноваційним компаніям, технопарк полегшує їх створення і зростання [5].

Функціонування технологічних парків в Україні регулюється Законом України «Про спеціальний режим інвестиційної і інноваційної діяльності технопарків», згідно з яким *технологічний парк (технопарк)* – юридична особа або група юридичних осіб, що діють відповідно до договору про спільну діяльність без створення юридичної особи та без об'єднання вкладів з метою створення організаційних засад виконання проектів технологічних парків з виробничого впровадження наукоємних розробок, високих технологій та забезпечення промислового випуску конкурентоспроможної на світовому ринку продукції [6].

Основними завданнями вітчизняних технопарків є [7]:

- створення цілісної системи впровадження наукових розробок у виробництво, що включає наукові дослідження, розробку технологій, впровадження у виробництво, випуск продукції і її успішне просування на внутрішній та світовий ринки;

- створення сприятливих умов щодо залучення внутрішніх і зовнішніх інвесторів для фінансування проектів технопарків;

- налагодження промислового випуску високотехнологічної конкурентоспроможної на світовому ринку продукції;

- створення високоефективних методів аналізу й охорони навколишнього середовища;

- розвиток матеріально-технічної бази наукових досліджень;

- координування наукових розробок, їх науково-технічної і технологічної експертизи, а також забезпечення моніторингу інноваційної та інвестиційної діяльності відповідно до пріоритетних напрямків діяльності технопарку;

- підготовка, перепідготовка, підвищення кваліфікації вчених та фахівців для роботи в умовах ринку.

В результаті вирішення покладених на них завдань технопарки сприяють [4]:

- 1) інтеграції різних стадій інноваційного процесу;

- 2) забезпеченню для промисловості швидкого доступу до нових розробок;

- 3) скороченню термінів освоєння та поширення новацій;

- 4) спрощенню способів взаємодії між навчальними, науковими та промисловими розробниками науково-технічного прогресу;

- 5) створенню умов та можливостей для формування нових видів бізнесу, виробництва, відкриттів;

- 6) отримання виробництвом доступу до консультантів, лабораторій;

- 7) можливості навчальним закладам забезпечувати здобування студентами не лише теоретичних, а й належних практичних знань.

Нормативно-правові і економічні принципи функціонування технопарків в Україні визначені в Законі України «Про спеціальний режим інвестиційної і інноваційної діяльності технологічних

парків». Державна реєстрація технопарку відповідно нової редакції цього закону від 02.12.2010 р. здійснюється Міністерством освіти і науки України. Порядок створення технологічних парків регламентується Постановою Кабінету Міністрів України від 22.05.1996 р. №459 «Про порядок створення і функціонування технопарків та інноваційних структур інших типів». Цим порядком передбачено утворення двох видів організаційних форм технопарків: вид А – юридична особа, створюється в установленому порядку (підприємство, об'єднання підприємств, господарські товариства); вид Б – без утворення юридичної особи, на основі договору про спільну діяльність. Статут інноваційної діяльності для виду А і договір про спільну діяльність подаються в Комісію з організації технологічних парків і інноваційних структур інших типів для підготовки експертного висновку і пропозицій про надання відповідного статусу [8].

Одна з відмінностей технопарків від інших організацій та підприємств у тому, що до складу органу господарського управління та розвитку технопарку входять базова чи головна організація та науково-технічна рада. Головна організація повинна мати належний науковий рівень у питаннях базових технологій, організації виробництва, ринкової кон'юнктури кінцевої продукції. Директор головної організації є одночасно генеральним директором чи президентом технопарку.

У відповідності до своїх завдань технопарки здійснюють експертизу й відбір інноваційних пропозицій, науково-технічних програм і проектів, спрямованих на створення й освоєння нової техніки й наукоємних технологій, оцінку ступеня ризику цих пропозицій, сприяють проведенню НДР і передачі їхніх результатів у виробництво. Вони надають інноваційним підприємствам виробничі площі, устаткування, пропонують юридичні, фінансові, маркетингові, господарські й інші послуги, сприяння в правовому й комерційному захисті інтелектуальної власності.

Отже, технопарки можна розглядати з кількох точок зору [9]:

По-перше, технопарк, як особливий вид вільної економічної зони, на території якої посилено розвивається розробка наукоємної продукції, формуються нові кадри, технічно-впроваджувальні зони. Таке розуміння технопарку відповідає вимогам тих процесів, що відбуваються у світовій економіці.

По-друге, наука дає стимул розвитку бізнесу, головним чином – малого, що дозволяє говорити про технопарки, як про форму підтримки малого підприємництва, як головний чинник розвитку конкурентного середовища в Україні.

По-третє, саме в технопарках наука отримує фінансові та інші додаткові можливості для ведення фундаментальних і прикладних досліджень. А це означає, що наука стає більш незалежною від державного впливу. У зв'язку з цим технопарки є привабливою формою підтримки вітчизняної науки.

За останні роки і в Україні, і в усьому світі технопарки або територіально-виробничі наукові комплекси стали найбільш ефективною організаційно-економічною формою інтеграції науки і виробництва серед усіх інших інноваційних структур.

Технологічний парк є саме тією інноваційною структурою, яка здатна до найбільш ефективного використання такого найважливішого в сучасних умовах чинника конкурентоспроможності як ресурсне забезпечення.

В Україні перші технопарки з'явилися у 2000 році як структури, завданнями яких є об'єднання наукових досліджень, розробок нових технологій із освоєнням виробництвом і випуском конкурентоспроможної на внутрішньому і зовнішньому ринках високотехнологічної продукції. Діяльність технопарків спрямована на освоєння досягнень галузями паливно-енергетичного комплексу, металургії, нетрадиційної та теплоенергетики, промислової екології, інформаційних та телекомунікаційних технологій, програмного забезпечення тощо.

Станом на січень 2011 року реєстрацію пройшли 16 технопарків (табл.1).

Три провідних технопарки – Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона, Інститут монокристалів, Інститут напівпровідників – забезпечують 97% випуску інноваційної продукції всіх українських технопарків (в тому числі технопарк ІЕЗ – 67 %) [5].

Технологічні парки протягом десяти років існування реалізували понад 116 інноваційних проектів, створили 3551 нове робоче місце, заснували виробництво з випуску інноваційної продукції загальною потужністю понад 2 млрд. грн./рік, реалізували 12,3 млрд. грн. інноваційної продукції, у тому числі 1,7 млрд. грн. – на експорт. Протягом даного періоду було перераховано до бюджету більше 0,9 млрд. грн., натомість державна підтримка інноваційних проектів була вдвічі меншою – 0,48 млрд. грн. Українські технопарки випустили на 1 грн. державної підтримки 25,63

грн. інноваційної продукції [10].

Взагалі, технопарки України умовно можна розділити на три категорії [11, с. 96]:

1) технопарки, що створені при вищих навчальних закладах, які не мають жодних пільг і будь-якої іншої підтримки з боку держави;

2) технопарки, які функціонують всередині спеціальних (вільних) економічних зон і відповідають вимогам законодавства про СЕЗ.

3) технопарки, створені на базі великих наукових центрів чи при вищих навчальних закладах, які мають потужні наукові підрозділи та відповідають вимогам Закону України „Про спеціальний режим інвестиційної та інноваційної діяльності технологічних парків”, користуються спеціальними пільгами та державною підтримкою, що обумовлені в цьому законі.

Таблиця 1. Технопарки України в 2000–2009 рр. [10]

Технопарки	Дата реєстрації та термін дії свідоцтва	Обсяг реалізованої інноваційної продукції, млн. грн.
1. “Напівпровідникові технології і матеріали, оптоелектроніка та сенсорна техніка” (м. Київ)	22 червня 2001 р. – 22 червня 2016 р.	406
2. “Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона” (м. Київ)	04 липня 2000 р. – 04 липня 2015 р.	8792
3. “Інститут монокристалів” (м. Харків)	04 липня 2000 р. – 04 липня 2015 р.	2957
4. “Вуглемаш” (м. Донецьк)	14 листопада 2001 р. – 14 листопада 2016 р.	54
5. “Інститут технічної теплофізики” (м. Київ)	03 вересня 2002 р. – 03 вересня 2017 р.	5
6. “Київська політехніка” (м. Київ)	17 червня 2003 р. – 17 червня 2018 р.	30
7. “Інтелектуальні інформаційні технології” (м. Київ)	25 грудня 2003 р. – 25 грудня 2018 р.	-
8. “Укрінфотех” (м. Київ)	01 листопада 2002 р. – 01 листопада 2017 р.	14
9. “Агротехнопарк” (м. Київ)	09 жовтня 2007 р. – 09 жовтня 2022 р.	-
10. “Еко-Україна” (м. Донецьк)	-	-
11. “Наукові і навчальні прилади” (м. Суми)	-	-
12. “Текстиль” (м. Херсон)	04 грудня 2007 р. – 04 грудня 2022 р.	-
13. “Ресурси Донбасу” (м. Донецьк)	-	-
14. “Український мікробіологічний центр синтезу та новітніх технологій” (УМБЦЕНТ) (м. Одеса)	-	-
15. “Яворів” (Львівська область)	16 серпня 2007 р. – 16 серпня 2022 р.	1,5
16. “Машинобудівні технології” (м. Дніпропетровськ)	17 листопада 2008 р. – 17 листопада 2023 р.	-
РАЗОМ		12259,5

Серед найвідоміших технопарків України, що відносяться до першого типу, є технопарк „Львівська політехніка”, практичний досвід якої свідчить про те, що наукові працівники не можуть повною мірою організувати технопарк. При слабкому фінансуванні державою НДДКР неможливо уявити собі, що університет може власними зусиллями впроваджувати високі технології. За відсутності жодних пільг з боку держави університет залишатиметься „паперовим тигром” і очікуватиме свого світлого майбутнього [11, с.98].

Другу категорію до недавнього часу яскраво представляв науково-технологічний парк „Яворів”, однак він з 1 січня 2005 року включений до третьої категорії. На даний час можна виділити СЕЗ „Славутич”, „Азов”, „Донецьк” та інші.

До третьої категорії технопарків відносяться такі, які визнаються Законом України „Про спеціальний режим інвестиційної та інноваційної діяльності технологічних парків”. В 1999 році були створені перші три технопарки, а на сьогодні передбачений законом спеціальний режим поширюється вже на 16 технопарків.

Першими технопарками утвореними в Україні стали:

- 1) технологічний парк «Інститут монокристалів» (м. Харків);
- 2) технологічний парк «Інститут електрозварювання ім. Є. О. Патона»;
- 3) технологічний парк «Напівпровідникові технології і матеріали, оптоелектроніка та сенсорна техніка»;
- 4) технологічний парк «Вуглемаш».

Технологічний парк «Інститут монокристалів» зареєстровано у червні 2000 р. на базі науково-технологічного концерну та створено «Інститут монокристалів» НАН України.

Дослідження і розробки концерну мають попит як в Україні, так і за її межами, про що свідчать широкі наукові і виробничі зв'язки, участь у великих міжнародних наукових експериментах, постійне розширення зовнішньоекономічної діяльності на основі створених високих технологій. Останнім часом сфера діяльності концерну поширилася на такі найважливіші галузі науки як фармація і біотехнологія [4].

Основними прикладами реалізації даного технопарку проектів світового рівня є [7]:

- сучасні медичні гама-камери для вітчизняної системи охорони здоров'я;
- високочутливі монокристалічні детектори для контролю багажу та вантажу при митному догляді, а також для контролю рівня радіації, виявлення радіоактивних матеріалів;
- гама сучасного енергозберігаючого компресорного устаткування для шахт і промислових підприємств.

Технологічний парк «Інститут електрозварювання ім. Є.О.Патона» діє як інноваційна структура на базі науково-технічного комплексу «Інститут електрозварювання ім. Є.О.Патона» НАН України в Києві з липня 2000 р. Головною метою діяльності технопарку є створення та підтримка сприятливих умов для успішної діяльності й розвитку існуючих та нових організацій і підприємств (учасників технопарку), що здійснюють розробку, випуск та реалізацію високотехнологічної конкурентоспроможної продукції та послуг за пріоритетними напрямками його діяльності.

Основними прикладами реалізації даного технопарку проектів світового рівня є [7]:

- вперше у світі високочастотне зварювання м'яких живих тканин. На сьогоднішній день в Україні успішно прооперовано більше 10 тисяч хворих. Американські фахівці назвали цей проект “проривом у хірургію XXI століття”, робота одержала Державну премію України, захищена патентами України, США, Австралії;
- найкращі у світі машини для стикового контактного зварювання високоміцних рейок швидкісних залізниць, що займають лідируюче положення на світових ринках та захищені 42 патентами. Виграно тендер на реконструкцію залізниць Китаю;
- не мають аналогів у світовій практиці технології виплавки високоякісних зварювальних флюсів, що дозволяє наполовину замінити дефіцитну й дорогу імпорتنу сировину шлаковими відходами вітчизняної металургії; 70% продукції йде на експорт;
- сучасне енергозберігаюче устаткування для дугового зварювання, більше 70 % якого йде на експорт.

Технологічний парк «Напівпровідникові технології і матеріали, оптоелектроніка та сенсорна техніка» створено 22 червня 2001 р. на базі Інституту фізики напівпровідників НАН України в Києві. Технопарк створено у вигляді товариства з обмеженою відповідальністю (вид А). Засновниками технопарку є Інститут фізики напівпровідників НАН України, Інститут фізики напівпровідників НАН України, Інститут електродинаміки НАН України, НДІ прикладної електроніки Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут», Акціонерне товариство НВП «Сатурн», Науково-виробниче мале підприємство «Либідь-92».

У реалізації програми діяльності технопарку беруть участь більше ніж 60 співвиконавців, серед яких 15 академічних інститутів та університетів, 16 акціонерних товариств та виробничих об'єднань, більше ніж 30 малих інноваційних підприємств.

Основними прикладами реалізації даного технопарку проектів світового рівня є [7]:

– розробка та організація випуску вітчизняних енергозберігаючих (в тому числі світлодіодних) джерел світла.

Технологічний парк «Вуглемаш» був створений у жовтні 2001 р. з метою впровадження нових технологій і розвитку інноваційної діяльності в паливно-енергетичній, коксохімічній, металургійній, гірничорудній, хімічній галузях, транспорті і машинобудуванні. У технопарку "Вуглемаш" використовуються кращі інтелектуальні і виробничі сили для створення гірничошахтного устаткування нового покоління. До розробок сучасної техніки з урахуванням останніх науково-технічних досягнень притягнуті провідні науково-дослідні інститути і конструкторські бюро галузі, такі як Донгіпровуглемаш, УКТНП вибухобезпечного електроустаткування, Донецький інноваційний центр обласної держадміністрації та ін.

Роль технопарків в активізації науково-інноваційної діяльності полягає у:

1) створенні сприятливих умови для ефективної діяльності та розвитку малих інноваційних підприємств, через надання їм у тимчасове користування виробничих площ, матеріально-технічної бази, інформаційних мереж, дослідних приладів і устаткування. консультативної допомоги з широкого кола науково-технологічних, економічних і правових питань;

2) наявності необхідної інфраструктури для проведення науково-інноваційної діяльності, зокрема, наукових установ, впроваджувальних організацій, наукомістких і високотехнологічних виробництв, закладів з підготовки і перепідготовки кадрів;

3) можливості виконання крупних проектів в установленому законом порядку;

4) фінансовій підтримці виконання проектів і їх промислового освоєння венчурними та інноваційними фондами;

5) наданні правової охорони інтелектуальної власності, науково-технічної інформації, наукової і науково-технічної експертизи;

6) використанні широко розвиненої міжнародної мережі зв'язків технопарків для пошуку й установлення контактів з потенційними інвесторами й замовниками;

7) участі у національних і міжнародних конференціях, симпозиумах, виставках й інших заходах, проведених асоціаціями технопарків, розширення особистих контактів і зв'язків;

8) поліпшенні матеріального забезпечення наукових досліджень й оплати праці наукових співробітників, зайнятих в інноваційних проектах технопарків;

9) підвищенні соціальної привабливості роботи в науці й науковому обслуговуванні, скороченні відтоку кадрів, залученні до науки молоді;

10) створенні нових і завантаження незадіяних робочих місць, повнішого використання наукового та виробничого потенціалу;

11) покращенні умов праці, скороченні техногенного впливу на навколишнє середовище.

Короткий аналіз процесу становлення в Україні технопаркових структур засвідчує про зниження на сьогодні динаміки їх розвитку та функціонування, хоча практика роботи технопарків протягом останніх десяти років підтверджує їх доцільність та ефективність в активізації науково-інноваційної діяльності [10].

Загалом на початок 2010 року 17 чинних свідоцтв проектів технопарків, з них 5 зареєстровані в рамках технопарку "Київська політехніка", по 3 – "Інститут монокристалів" та "Напівпровідникові технології і матеріали, оптоелектроніка та сенсорна техніка", решта технопарків – по одному проекту.

У рамках виконання інноваційних проектів технологічних парків з 2000 по 2009 рік обсяг реалізованої інноваційної продукції склав 12,17 млрд. грн. За 2009 рік загальний обсяг реалізованої інноваційної продукції дорівнює 341,717 млн. грн., що на 509,79 млн. гривень менше, у порівнянні з 2008 роком. Динаміка зменшення обсягів реалізованої інноваційної продукції відображає припинення державної підтримки технологічних парків (рис.1) [10].

Платежі до державного бюджету України та державних цільових фондів від реалізації проектів технопарків склали 37,5 млн. гривень (за аналогічний період у 2008 році – 66,2 млн.

гривень). А всього за час діяльності технопарків було перераховано до бюджетів та цільових фондів майже 1 млрд. грн. Проте слід зазначити, що з 2007 року в даному процесі спостерігається динаміка зменшення.

Витрати на НДДКР зросли втричі до 74 млн. гривень проти 23 млн. гривень у 2008 році. В період з 2000 по 2009 рік, в рамках дії спеціального режиму діяльності технологічних парків, на спеціальні рахунки було перераховано 511 млн. гривень, у 2009 році було перераховано трохи більше 1,067 млн. грн., що на 373 тис. грн. менше у порівнянні з 2008 роком (1,44 млн. грн.).

Особливістю науково-інноваційної діяльності є великий рівень витрат на розробку інновацій, а також значні витрати і високий рівень ризику при виході інноваційної продукції на ринок. Тому у всіх без винятку країнах держава бере на себе частину економічних ризиків та забезпечує комплекс заходів щодо підтримки науково-інноваційної діяльності. В Україні за останні роки нібито під приводом того, що технопарки "дірка" в бюджеті, без всяких доказів, обсяги державної підтримки практично було зведено до нуля, незважаючи на успішний початок діяльності технопарків.

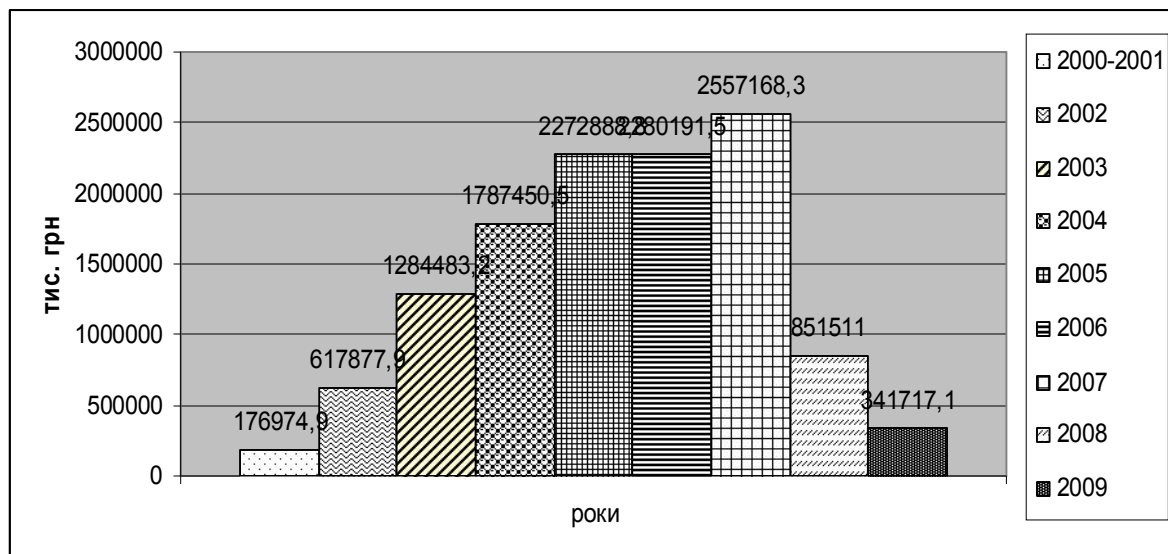


Рис. 1. Обсяг реалізованої інноваційної продукції при реалізації проектів технологічних парків у 2000–2009 роках

До теперішнього часу інноваційна інфраструктура створювалась лише шляхом активного формування мережі бізнес-інкубаторів та технопарків. Основною сферою їх діяльності стає не комерціалізація, не стимулювання розвитку інноваційного підприємництва різних напрямів, а проведення розробок [12, с.57]. Діючи технопарки України не створюють малі інноваційні підприємства, а виконують інноваційні проекти від генерації ідеї до просування інноваційної продукції на ринок. І, згідно ЗУ «Про інноваційну діяльність», віднесені до інноваційних підприємств, а трансфертні механізми не реалізують.

Однією із форм взаємодії науки та виробництва і активізації науково-інноваційної діяльності в Україні є наукові парки, створення й діяльність яких ґрунтується на базі університетів з розвинутою структурою одночасно навчальної, наукової та інноваційної діяльності, що дає можливість поєднання інтересів усіх учасників інноваційного процесу, які представляють освіту, науку, виробництво.

В Україні наукові парки почали створюватися недавно і тільки починають розвивати свою діяльність. Перший Закон у якому згадується про наукові парки, їх створення та регулювання діяльності був Закон України «Про науковий парк "Київська політехніка"». Цим же законом *науковий парк* визначається як договірне об'єднання суб'єктів господарювання, створене з метою організації, координації та контролю процесу виконання проектів наукового парку [13].

Після створення наукового парку "Київська політехніка" був виданий Закон України "Про наукові парки", у якому було зроблено істотну поправку до його визначення, що *науковий парк* - це юридична особа, що створюється з ініціативи вищого навчального закладу та/або наукової установи шляхом об'єднання внесків засновників для організації, координації, контролю процесу розроблення і виконання проектів наукового парку [14].

Засновники наукового парку - вищий навчальний заклад IV рівня акредитації та/або наукова установа та інші юридичні особи, що уклали засновницький договір про створення наукового парку;

Науковий парк створюється з метою розвитку науково-технічної та інноваційної діяльності у вищому навчальному закладі та/або науковій установі, ефективного та раціонального використання наявного наукового потенціалу, матеріально-технічної бази для комерціалізації результатів наукових досліджень і їх впровадження на вітчизняному та закордонному ринках [14].

До джерел фінансування наукового парку належать:

- 1) кошти статутного та інших фондів наукового парку;
- 2) фінансові надходження від діяльності наукового парку;
- 3) інвестиції, надані науковому парку;
- 4) благодійні внески для розвитку наукового парку та забезпечення реалізації проектів наукового парку;

- 5) кошти державного та місцевих бюджетів;
- 6) кошти замовників;
- 7) інші надходження, не заборонені законодавством України.

У загальному розумінні науковий парк – організація, керована фахівцями з метою підвищення діяльності своїх партнерів шляхом впровадження культури інновацій і підвищення конкурентоспроможності спільних підприємств і установ, заснованих на знаннях. Для досягнення цих цілей науковий парк керує потоком знань і технологій між університетами, науково-дослідними інститутами, компаніями і ринками; сприяє створенню і росту компаній, заснованих на інноваціях, шляхом переміщення їх в інкубатори і передачі їм частини активів; надає високоякісне приміщення, устаткування й інші додаткові послуги.

Першим науковим парком України став НП "Київська політехніка", згідно із Законом України "Про науковий парк "Київська політехніка".

Розпорядженням Кабінету Міністрів України від 19 вересня 2007 р., № 746-р було схвалено інноваційну програму Наукового парку "Київська політехніка" на 2007–2011 рр. Зокрема, визначено п'ять пріоритетів розвитку наукового парку [15]:

- 1) енергетика сталого розвитку;
- 2) розвиток інноваційних складників інформаційного суспільства;
- 3) комплексний аналіз і стратегічне планування розвитку систем життєзабезпечення великих міст і регіонів України;
- 4) біотехнічні системи і технології;
- 5) системи спеціального та подвійного призначення.

Сьогодні партнерами наукового парку є понад 30 підприємств і компаній, за участю яких виконуються майже 40 інноваційних проектів і науково-технічних робіт. За 4 роки функціонування наукового парку в інноваційному середовищі виконано робіт на суму понад 20 млн. грн. Наголосимо, що це позабюджетні кошти. Серед замовників – ТЕЦ № 6 "Київенерго", ВАТ "Арселор Міттал Кривий Ріг", ВАТ "Мотор-Січ", НАК "Нафтогаз України" та багато інших.

Науковий парк "Київська політехніка" співпрацює з Міністерством оборони, в інтересах якого разом з його інституціями науковий парк розробляє 8 інноваційних проектів, зокрема розроблення й виробництво безпілотних літальних апаратів різного класу, цифрових тепловізійних приладів нічного бачення, комплексна технологія утилізації ракетного палива тощо. Прикладом енергоефективної інноваційної технології наукового парку є розроблення когенераційної технології "Водолій", впровадження якої приводить до зменшення витрат природного газу до 28 % та викидів вуглекислого газу до 10 %.

В інноваційній діяльності наукового парку "Київська політехніка" активну участь беруть молоді вчені – аспіранти та студенти базового закладу – НГУУ "КПІ". Згідно з Наказом МОН України № 901 від 15.10.07 р. університет виконує пілотний проект "Дослідницький університет НГУУ "КПІ", яким передбачено, що не менше ніж 30 % обсягу навчального навантаження магістрів тепер становить наукова робота.

Вже перший досвід роботи наукового парку свідчить про доцільність внесення деяких змін до чинного законодавства. Університет має безпосередньо вирішувати питання оренди приміщень і обладнання з метою надання **необхідних умов для діяльності створюваних при ньому малих інноваційних підприємств, що входять до складу наукового парку.** Для державного стимулювання інноваційної діяльності вважати за доцільне органам державного управління, зокрема Держінвестиціям, давати замовлення науковим паркам на інноваційні розробки,

передбачаючи для цього щорічно відповідні кошти Державного бюджету.

У межах діяльності Державної інноваційної фінансово-кредитної установи доцільно передбачити надання кредитів на впровадження проектів наукових парків. Також для державного стимулювання науково-інноваційної діяльності нагальним є вирішення проблеми забезпечення житлом молоді як масового творця інновацій [15].

За останні роки в Україні створені такі наукові парки на базі ВНЗ: науковий парк «Ужгородський національний університет», науковий парк «Інноваційно-інвестиційний кластер Тернопілля».

Програму створення **наукового парку «Ужгородський національний університет»** затвердили 12 серпня 2011 року депутати обласної ради під час чергової сесії [15].

За прогнозними оцінками економістів у 2011–2012 роках приріст обсягу виробництва інноваційної продукції промисловим комплексом області за умов стабільного інвестування можна збільшити на 30–50 відсотків. Це дасть можливість створити не менше 300–400 додаткових робочих місць та збільшити щорічні надходження до бюджету області не менше ніж у півтора рази. Саме з цих позицій виходили депутати обласної ради при прийнятті програми зі створення першого в області наукового парку.

Науковий парк «УжНУ» буде займатися:

1) відбором найбільш вагомих технологічних пілотних проектів, що мають першочергове значення для промислового, аграрного, рекреаційного комплексів області;

2) трансфером технологій від власника науково-технічних розробок до виробника та споживача;

3) експертизою інноваційних науково-технічних розробок та технологій, пошуком сфери їх застосування;

4) наданням послуг у сфері оформлення проектної, науково-технічної та конструкторської документації проектів, підготовкою, перепідготовкою, підвищенням кваліфікації кадрів у сфері науково-інноваційної діяльності, трансферу технологій та інтелектуальної власності;

5) забезпеченням прав інтелектуальної власності на інноваційну продукцію, комерціалізацією інтелектуальної власності;

6) інформаційним забезпеченням науково-інноваційної діяльності, організацією науково-технічних конференцій, семінарів, виставок та інших науково-просвітницьких заходів.

Загальний обсяг фінансових ресурсів, необхідних для реалізації програми створення Наукового парку „Ужгородський національний університет”, становить 250,00 тис. грн.

В УжНУ діє науково-дослідний інститут, який реорганізований в науковий парк. Переважна більшість фахівців, які тут працюють – кандидати фізико-математичних наук. Створення парку позитивно відобразиться на впровадженні на Закарпатті інноваційних технологій. Кошти на організацію виділені регіональним бюджетом. Особливістю наукового парку є прикордонне розташування, що дає можливість створення міждержавного парку для виконання спільних проектів і одержання фінансування від програм Євросоюзу.

25 листопада 2011 року у Тернопільському національному технічному університеті імені Івана Пулюя відбулася відкриття **наукового парку «Інноваційно-інвестиційний кластер Тернопілля»** [16].

Науковий парк створено з метою розвитку науково-технічної та інноваційної діяльності підприємств Тернопільського регіону, ефективного та раціонального використання наявного наукового потенціалу, матеріально-технічної бази вищої школи для комерціалізації результатів наукових досліджень в Україні та за її межами.

Діяльність наукового парку дозволить покращити інвестиційний клімат регіону, реалізувати ряд важливих наукових проектів в галузі інформаційних технологій, екології та енергозбереження; сприятиме впровадженню інноваційних наукомістких розробок у виробництво.

Під час відкриття наукового парку підписано ряд угод, зокрема: з міською радою м. Тернопіль, компанією «BISS» (Індія), «Grade Corporation» (ІАП), НДІ «Елвіт», ТОВ «ЕСКО Біо-Альтернатива» і Державним науково-технічним підприємством «Промінь» (Україна).

Тернопільщина має великий науковий потенціал. Вчені підготували понад сто проектів, які можна уже втілювати. І стосуються вони найрізноманітніших галузей національної економіки, енергозбереження, медицини, екології тощо. Саме питаннями механізмів впровадження таких розробок вчених та створенням інноваційних проектів і буде займатися науковий парк. Саме науковий парк стане майданчиком об'єднання науки, освіти, виробництва. Адже не поодинокі випадки, коли найактуальніші, найнеобхідніші наукові відкриття губились, так і не дочекавшись

своєї реалізації. Особливо відрадно, що у кластер поряд із підприємствами, відомими використанням новітніх технологій, увійшло комунальне підприємство обласної ради.

Усі учасники наукового семінару "Інновації в науці та техніці", що відбувся в рамках відкриття наукового парку "Інноваційно-інвестиційний кластер Тернопілля", наголошували на тому, що «... цей крок забезпечить розвиток науково-технічної та інноваційної діяльності підприємств Тернопільського регіону, ефективне та раціональне використання наявного наукового потенціалу, матеріально-технічної бази, впровадження результатів наукових досліджень на вітчизняному та закордонному ринках. Діяльність наукового парку дозволить поліпшити інвестиційний клімат регіону, реалізувати ряд важливих інвестиційних проектів в галузі інформаційних технологій, екології та енергозбереження, сприяти впровадженню інноваційних наукомістких розробок у виробництво».

Паралельно з концепцією створення наукових парків розвивалась «Концепція створення індустріальних (промислових) парків», яка була схвалена розпорядженням Кабінету Міністрів України N 447-р від 1 серпня 2006 р. Комунальне підприємство «Індустріальний парк «Рогань» було засновано 11.12.2007 р. за рішенням Харківської обласної ради для реалізації пілотного проекту створення у Харківській області індустріального парку «Рогань». Статутний фонд підприємства був сформований 29 грудня 2007 року, тому свою роботу комунальне підприємство розпочало вже в 2008 році. У поточний час КП «Індустріальний парк «Рогань» збирає інвестиційні пропозиції українських та закордонних компаній, розробляє варіанти планувальних рішень з розміщення майбутніх підприємств на 203 га майданчиків «Бізнес-сіті», «Логістичний хаб», «Еколайф», «Хай-тек», «Креатив-парк», «Сервіс-зона», а також у створюваних технопарках: «Інтелекtronіка», «Біотехноком», «Ньюагро», «Інноваційні технології енергозбереження» (табл.2):

Таблиця 2. Показники проекту

Функціональні зони промислового парку	Загальна площа, га	Кількість розміщуваних фірм, од.	Кількість створених робочих місць
«Логістичний хаб»	40,5	9	670
«Бізнес-сіті»	13,1	70	3500
«Еколайф»	25,4	8	500
«Хай-тек»	41,1	30	3000
«Креатив-парк»	65,2	20	2000
«Сервіс-зона»	10,8	12	300
«Зона периметра»	6,9	1	30
Всього	203,0	150	10000

– «Логістичний хаб» – розташовані складські та фасувальні споруди, автотранспортні підприємства та митні склади;

– «Бізнес-сіті» – для будівництва бізнес-центру та готельного комплексу з метою проживання іноземних фахівців. На території бізнес-центру крім офісів компаній заплановано розміщення центру телекомунікацій і центру міжнародної торгівлі;

– «Еколайф» – розташовування підприємств харчової промисловості, підприємств з виробництва біологічно-активних добавок та лікарських препаратів;

– «Хай-тек» – розташовування підприємств приладобудування, машинобудування та інших сфер виробництва, створюваних на основі впровадження нових технологічних розробок;

– «Креатив-парк» – для підприємств легкої промисловості і будинків моделей, виробництва меблів і дизайн-студії, а також інших видів підприємств, що потребують значних витрат ручної праці і творчого мислення;

– «Сервіс-зона» - для будівельних підприємств та додаткових споруд з метою забезпечення життєдіяльності всієї промислової зони;

– «Зона периметра» – охорони по контуру всієї території промислового парку «Рогань», а також розподільчі ділянки між окремими майданчиками парку. «Зона периметра» буде включати огорожі, систему охоронної сигналізації та зелені насадження у відповідності із загальною ідеєю промислового парку: «Об'єднання досягнень інтелекту і могутності природи» [17].

Сьогодні свої інвестиційні пропозиції сюди направили інвестори з Туреччини, Австрії, Чехії, Швейцарії, США, Німеччини, Польщі і, звичайно ж, з України.

Більш за все інвесторів приваблюють такі напрямки: логістичні комплекси, будівництво бізнес-центрів, створення технопарків, виробництво будівельних матеріалів, переробка сільськогосподарської продукції.

Створення індустріальних парків на вільних земельних ділянках (green field) сьогодні є загальносвітовою тенденцією. Для Харкова Індустріальний парк «Рогань» – це 10000 нових робочих місць в сфері високотехнологічних виробництв, а для інвесторів – можливість отримання прибутків від використання фахівців, які не лише накопичили значні науково-практичні знання, а й мають величезне бажання реалізувати свій творчий потенціал в інноваційних проектах.

Отже, проаналізувавши діяльність технопарків, наукових та індустріальних парків, систематизуємо особливості створення і функціонування даних об'єктів виробничо-технологічної складової інноваційної інфраструктури (табл. 3).

Таблиця 3. Особливості створення технопарків, наукових та індустріальних парків

ТП	НП	ІП
1	2	3
Технопарк – юридична особа або група юридичних осіб, що діють відповідно до договору про спільну діяльність без створення юридичної особи та без об'єднання вкладів.	Науковий парк – юридична особа, що створюється з ініціативи ВНЗ та/або наукової установи шляхом об'єднання внесків засновників.	Керуюча компанія індустріального парку (ІП) є юридична особа незалежно від організаційно-правової форми та вибрана відповідно до Закону, з якою ініціатором створення укладений договір про створення і функціонування ІП.
Створення організаційних засад виконання проектів ТП.	Організація, координація, контроль процесу розроблення і виконання проектів НП.	Ініціатор створення парку – орган державної влади, орган місцевого самоврядування, юридична або фізична особа.
Учасники ТП – юридичні особи – суб'єкти наукової, науково-технічної, підприємницької діяльності.	Партнери НП – суб'єкти господарювання, що уклали з НП договір про партнерство.	Учасник ІП – суб'єкт господарювання будь-якої форми власності, зареєстрований на території адміністративно-територіальної одиниці України, набув право на земельну ділянку у межах ІП та уклав з керуючою компанією договір.
Спеціальний режим інноваційної діяльності – надання державної підтримки щодо стимулювання діяльності ТП, їх учасників та спільних підприємств при реалізації проектів за пріоритетними напрямками діяльності ТП.	Науковий парк створюється і діє на основі засновницького договору та статуту.	Право на створення ІП на землях державної і комунальної власності мають органи державної влади, органи місцевого самоврядування, а також власники та орендарі земельних ділянок.
Державна реєстрація ТП здійснюється центральним органом виконавчої влади з питань науки.	Рішення про створення НП приймається його засновниками за погодженням із спеціально уповноваженим центральним органом виконавчої влади в порядку, визначеному КМУ.	Державна реєстрація ІП і ведення Державного реєстру ІП здійснюються центральним органом виконавчої влади з питань економічної політики у порядку, встановленому КМУ.
Розгляд, експертиза, державна реєстрація проектів ТП здійснюються центральним органом виконавчої влади з питань науки за поданням НАН України.	Проекти НП, що виконуються за рахунок коштів НП та його партнерів не передбачають державної підтримки, не потребують державної реєстрації; проекти, які потребують державної підтримки, підлягають державній реєстрації.	Досить часто (але не обов'язково) поширюються спеціальні режими економічної діяльності, в окремих випадках - і особливий податковий режим, відмінний від загального; учасникам ІП можуть надаватися державні цільові субсидії.

Свідоцтво про державну реєстрацію проекту ТП видається на строк реалізації цього проекту, але не більш як на 5 років, і є підставою для запровадження спеціального режиму інноваційної діяльності.	Строк реалізації проекту НП не може перевищувати 7 років з дня його державної реєстрації.	Строк використання земельної ділянки у межах ІП повинен бути не менше 30 років з дня прийняття рішення про створення ІП.
Для фінансової підтримки проектів ТП бюджетна програма підтримки діяльності ТП: повне або часткове (до 50 %) безвідсоткове кредитування (на умовах інфляційної індексації) проектів ТП; повна або часткова компенсація відсотків комерційним банкам та іншим фінансово-кредитним установам за кредитування проектів ТП.	До джерел фінансування НП належать: кошти статутного та інших фондів НП; фінансові надходження від діяльності наукового парку; інвестиції, надані НП; благодійні внески для розвитку НП та забезпечення реалізації проектів НП; кошти державного та місцевих бюджетів; кошти замовників; інші надходження.	Джерелами фінансування облаштування ІП можуть бути кошти державного та місцевих бюджетів, виділені в порядку та обсягах, передбачених законодавством; кошти приватних інвесторів, у тому числі залучені за моделлю державно-приватного партнерства; залучені кошти, включаючи кредити банків та інших фінансово-кредитних установ; кошти з інших джерел.
Для реалізації проектів ТП, їх учасникам та спільним підприємствам державою надаються цільові субсидії у вигляді: суми ввізного мита, що нараховуються при ввезенні в Україну для реалізації проектів ТП нових устаткування, обладнання та комплектуючих, а також матеріалів, які не виробляються в Україні; кошти не перераховують до бюджету, а зараховують на спеціальні рахунки, при цьому на спеціальні рахунки зараховуються 50% сум ввізного мита, а решта 50% ввізного мита зараховуються на спеціальний рахунок керівного органу відповідного ТП.	Надається державна підтримка у разі реалізації проекту НП: наукове, лабораторне і дослідницьке обладнання, а також комплектуючі та матеріали, передбачені проектом НП, що ввозяться НП та партнерами НП для його виконання, звільняються від сплати ввізного мита у порядку, встановленому Митним кодексом України.	Державна підтримка ІП за рахунок коштів державного і місцевих бюджетів та з інших джерел: надаються безвідсоткові кредити (позики); цільове фінансування на безповоротній основі для облаштування ІП; до пайової участі у розвитку інфраструктури населеного пункту не залучаються учасники ІП у разі будівництва об'єктів у межах ІП.
Контроль та моніторинг за реалізацією проектів ТП здійснює центральний орган виконавчої влади з питань науки в установленому КМУ порядку.	Вищим органом управління НП є загальні збори засновників, які формують виконавчий орган управління, що здійснює моніторинг реалізації проектів НП. За результатами виконання проектів НП його партнери подають звіти до виконавчого органу управління відповідно до умов договору про партнерство.	Ініціатором створення парку може виступати як держава, так і приватні інвестори. В кожному ІП діє власна окрема керуюча компанія. Уповноважений державний орган здійснює моніторинг функціонування ІП

Отже, можна зробити висновок що технопаркові структури створюють сприятливі умови для активізації науково-інноваційної діяльності в Україні.

Так технопарки в Україні створюються з 2000 року, а наукові, індустріальні парки почали свою діяльність з 2007 року, тому це є більш нові форми підтримки інноваційної діяльності, які вже дають позитивні результати. Тому доцільніше створювати та розвивати наукові парки.

На сьогодні в Україні все ще існують причини низької активності створення виробничо-технологічної інноваційної інфраструктури, а саме:

- 1) політична нестабільність в країні;
- 2) обмежений попит на інноваційні пропозиції в середині країни;

- 3) низька платоспроможність вітчизняних споживачів нової техніки;
- 4) відсутність зацікавленості фінансових установ у підтримці інноваційних проєктів;
- 5) наявність західної конкуренції, жорстокість якої особливо зросла зі вступом України до

COT;

6) прагнення західних замовників без істотних інвестицій комерціалізувати в своїх інтересах наявний в Україні науковий потенціал;

- 7) недостатнє фінансове забезпечення діяльності наукових парків з боку держави.

Стратегічні цілі державної політики в інноваційній сфері реалізуються не інакше, як через інноваційну інфраструктуру, що являє собою сукупність взаємопов'язаних та взаємодіючих організацій та інституцій, які своєю діяльністю охоплюють увесь інноваційний цикл. Відповідні заходи передбачені Державною цільовою економічною програмою «Створення в Україні інноваційної інфраструктури на 2009–2013 роки», повноцінна реалізація якої створить підґрунтя для активізації інноваційної діяльності, створення інноваційної, науково-виробничої інфраструктури, забезпечення інноваційного розвитку економіки регіонів [7].

В Україні є певні передумови для розвитку кластерів у високотехнологічних напрямках на основі існуючих технопарків та індустріальних парків: біотехнологій; систем спеціального та подвійного призначення на базі наукового парку «Київська політехніка»; ядерних технологій на базі технополісу «П'ятихатки» у м. Харкові; електронної промисловості на базі індустріального парку у с. Розівка (Закарпаття); машинобудування на базі індустріального парку «Соломоново» (Закарпаття) тощо[18].

Висновки. Отже, з метою забезпечення подальшого розвитку технопарків, індустріальних та наукових парків в Україні держава повинна здійснити ряд заходів: забезпечити фінансування базисних інновацій виробничого сектору, неринкового сектору, створювати сприятливий інноваційний клімат, сприяти розвитку венчурного фінансування; розвитку малого та середнього інноваційного бізнесу; здійснювати підтримку експорту національної наукоємної продукції. Ці заходи повинні проводитись за широкої участі органів місцевого самоврядування з активним залученням іноземних інвестицій і технологій.

Проведення послідовної виваженої державної політики у сфері інноваційної діяльності дозволить активізувати процес розробки і освоєння нових прогресивних технологій, посилити вплив реалізації наукомісткої продукції на соціально-економічний розвиток держави, сприяти поглибленню інтеграції України в загальноєвропейський науково-технологічний простір.

1. Васильєва Н.В. Нормативно-правове регулювання інноваційної діяльності технопарків в Україні / Н.В. Васильєва // Інвестиції: практика та досвід. – 2008. – № 14. – С. 21–23.
2. Семиноженко В.П. Технологічні парки України: перший досвід формування інноваційної економіки / В. П. Семиноженко // Економіка України. – 2004. – №1. – С.16–21.
3. Нежиборець В. Проблеми розвитку інноваційної діяльності в Україні / В.Нежиборець // Теоретичні і практичні аспекти економіки та інтелектуальної власності. – 2009. – № 10. – С.38–42.
4. Намченко А.Б. Особливості розвитку технопарків в Україні / А.Б. Намченко, Т.Б. Намченко // Кіровоградський національний технічний університет, 2011. [Електронний ресурс]. – Режим доступу: http://www.kntu.kr.ua/doc/zb_19_ekon/stat_19/51.pdf
5. Тельнов А.С. Технологічні парки: проблеми та перспективи розвитку / А.С. Тельнов, В.В. Гончарук // Вісник Хмельницького національного університету. – 2010. – № 1. – С.35–41.
6. Курило Л.І. Проблеми функціонування технопарків в Україні / Л.І. Курило // Інноваційна економіка. – 2010. [Електронний ресурс]. - Режим доступу: http://www.nbu.gov.ua/portal/Soc_Gum/inek/2010_4/13.pdf
7. Штефано А.П. Технопарк як суб'єкт інноваційної діяльності / А.П. Штефано // Буковинська державна фінансова академія, 2011. [Електронний ресурс]. – Режим доступу: http://www.rusnauka.com/14_NPRТ_2011/Economics/4_86857.doc.htm
8. Постанова Кабінету Міністрів України від 22.05 1996 р. №459 «Про порядок створення і функціонування технопарків та інноваційних структур інших типів».
9. Дорошко О.О. Технопарки як засіб стимулювання інноваційної діяльності / О.О. Дорошко // ДВНЗ «Київський національний економ. університет ім. В.Гетьмана. – 2011. – №1. [Електронний ресурс]. – Режим доступу: http://www.economy.nauka.com.ua/index.php?nomer_data=1&year_data=2011
10. Державний комітет України з питань науки, інновацій та інформатизації [Електронний ресурс]. – Режим доступу: www.dkni.gov.ua.
11. Артеменко Л.П. Стратегічне управління технопарками України / Л.П. Артеменко, Т.В. Юхименко // Економічний вісник НТУУ «КПІ». – 2009. – С.241–245.
12. Про науковий парк "Київська політехніка: Закон України від 22.12.2006, № 523-V // Відомості Верховної Ради України (ВВР), 2007. – № 10. – С.86.
13. Про наукові парки: Закон України від 25.06.2009 року № 1563-IV // Відомості Верховної Ради України, 2009. – № 51. – ст. 757.
14. Чудаєва І.Б. Наукові парки: суть, функції та перспективи створення / І.Б. Чудаєва // Науковий вісник НЛТУ

- України. – 2011. – Вип.21.1. – С.352–361.
15. Офіційний сайт Закарпатської обласної державної адміністрації. Обласний комітет з економічних реформ. Програма створення Наукового парку „Ужгородський національний університет” [Електронний ресурс]. – Режим доступу: <http://www.carpathia.gov.ua/ua/publication/content/5180.htm>
 16. Офіційний сайт Тернопільської обласної ради. У Тернополі урочисто відкрили Науковий парк “Інноваційно-інвестиційний кластер Тернопілля” [Електронний ресурс]. – Режим доступу:<http://www.obl-rada.te.ua/diyalnist/novyny/u-ternopoli-urochysto-vidkryly-naukovy-park-innovatsiyno-investytsiynyy-klaster-ternopillya.html>
 17. Офіційний сайт «Індустріальний парк «Рогань». [Електронний ресурс]. – Режим доступу: <http://www.industrialpark.com.ua/rus/about/>
 18. *Захарін С.В.* Фінансовий механізм підтримки розвитку інноваційних кластерів у промисловості / С.В. Захарін, В.П. Левченко, Н.І. Левчук, Н.В. Чаленко // Матеріали VI Міжнародного форуму «Трансфер технологій та інновації: Інноваційний розвиток та модернізація економіки» 20–21 рудня 2012 року. – К.: Держінформнауки, 2012. – С. 139–143.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

УДК 621.969

Д.М. Свіржевський, В.Д. Рудь, О.В. Смолянкін
ВИМІРЮВАЛЬНИЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАНІЧНИХ
ВЛАСТИВОСТЕЙ

В статті приведено опис та моделювання вимірювального комплексу для дослідження механічних і фізичних властивостей матеріалів.

Ключові слова: програмно-апаратний комплекс, тензорезистори, нечітка логіка, тарування.

Рис. 4. Літ. 5

Д.М. Свиржевський, В.Д. Рудь, О.В. Смолянкін
ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ
СВОЙСТВ

В статье приведено описание и моделирование измерительного комплекса для исследования механических и физических свойств материалов.

Ключевые слова: программно-аппаратный комплекс, тензорезисторы, нечеткая логика, тарирование.

D.Svirzhevsky, V. Rud', O. Smolyankin
MEASURING SYSTEM FOR STUDY OF MECHANICAL PROPERTIES

The article describes the modeling and measurement system for the study of mechanical and physical properties of materials.

Keywords: software and hardware, strain gages, fuzzy logic, tare.

Вступ. У механіці матеріалів важливу роль відіграє проблема постановки та здійснення коректних експериментальних досліджень. Роль експерименту зростає тим більше, чим він більше наближається до реальної ситуації.

Досягнення поставленої мети можливе за наявності сучасного обладнання та достовірних методик експериментальних досліджень, які дозволяють отримати надійні результати при різних схемах навантаження та деформування і враховувати вплив інших факторів (температура, швидкість деформування та ін.).

Аналіз експериментальних досліджень механіки деформування стосовно металевих порошків та пористих матеріалів показує, що умовно можна виділити два напрями. Перший спрямований на розв'язання питань, які пов'язані зі впливом пористості на фізико – механічні властивості матеріалів. Другий напрямок досліджень основну увагу приділяє питанням формоутворення та консолідації порошкових та пористих матеріалів. При цьому досліджується залежність фізико-механічних та структурних властивостей від таких технологічних параметрів, як гранулометричний склад шихти, метод формування, ступінь легування та низки інших факторів.

Дослідити вплив історії навантаження та схем деформування на фізико-механічні та технологічні характеристики стисливих середовищ можливо при використанні установок з високим всебічним тиском.

Установки для проведення експериментальних досліджень при високих тисках за ознакою дії силового параметру поділяються на три групи:

1. Установки зі змінним робочим тиском;
2. Установки з незалежним регулюванням двох силових параметрів – тиску робочого середовища q та осьової сили P , або тиску робочого середовища q та крутного моменту $M_{кр}$.
3. Установки з незалежним регулюванням трьох силових параметрів – тиску робочого середовища q , осьової сили P , крутного моменту $M_{кр}$.

Метою даної роботи було розробка програмно-апаратного комплексу на базі розривної машини ИР 5047-50.

Автоматизований вимірювальний комплекс призначений для дослідження механічних і фізичних властивостей порошкових, композиційних, конструкційних та інших матеріалів при складному напруженому стані при температурах дослідження від 0 до 800 °С. За допомогою комплексу можна проводити наступні навантаження зразків: розтяг, стиснення, скручування.

Комплекс дозволяє проводити дослідження з широким діапазоном регулювання швидкості і сили навантаження. Для дослідження застосовуються зразки наступної форми: трубчасті тонкостінні, циліндричні суцільні.

Основною частиною автоматизованого комплексу являється розривна машина ИР5047-50, що служить каркасом для всіх навантажувальних систем. На каркасі розривної машини змонтовані стійки. Зверху вони скріплені нерухомою траверсою, створюючи таким чином міцну конструкцію. В стійках змонтовані пара направляючих і пара гвинтів. Рухома траверса переміщуючись по направляючих за допомогою гвинтів, створює стискаюче або розтягуюче зусилля. Швидкість переміщення траверси регулюється за допомогою частотно-перетворювача.

Величина осьового зусилля вимірюється за допомогою динамометричної головки і реєструється в вікні програми. Динамометрична головка вмонтована на верхній частині рухомої траверси між двома упорними кульковими підшипниками, які дають їй можливість вільно обертатися навколо своєї осі. Це дає їй можливість вимірювати покази осьового зусилля незалежно від крутного моменту. Динамометрична головка і підшипники зібрані на осі верхнього захвату і закріплені гайкою.

Крутний момент на зразку створюється за допомогою нерухомого верхнього захвату і рухомого навколо своєї осі нижнього захвату. Вісь верхнього захвату закріплена через палець до верхньої частини динамометричної головки крутного моменту. З'єднання створене таким чином, що забезпечує вільний рух верхнього захвату в вертикальному напрямку і не дозволяє повертатися відносно динамометричної головки. Нижня частина динамометричної головки нерухомо кріпиться до траверси. Таким чином, нижня частина динамометричної головки крутного моменту нерухома, а верхня - може повертатися разом з верхнім захватом на величину деформації вимірювальних стінок. Легкість повороту забезпечують упорні кулькові підшипники. Від редуктора через трос, що перекинутий через блок, зусилля передається на стержень, що закріплений в нижньому захваті. Таким чином нижній захват отримує крутний момент, який передається через зразок, верхній захват на динамометричну головку крутного моменту і разом реєструється на зразковому динамометрі.

Нижній захват кріпиться до плити каркасу розривної машини через упорні кулькові підшипники гайкою. Вісь захвату має осьовий отвір. До кінця осі приєднаний трубопровід високого тиску. По трубопроводі подається масло від установки високого тиску. Таким чином створюється тиск на внутрішній поверхні трубчастого зразка. Величина тиску вимірюється датчиком тиску і фіксується на зразковому манометрі. Загальний вигляд розривної машини наведений на рис.1.



Рис.1. Розривна машина ИР 5047-50

Система управління розривною машиною дозволяє здійснити автоматичне проведення експерименту по вимірюванню деформації зразка з різного матеріалу під дією зусиль розтягу, стиску та кручення. Вимірювання деформації проводиться в декількох точках заготовки за допомогою тензорезистивних датчиків. На рис. 2 зображено блок схему пристрою.

Мікроконтролер, позначено 2 на малюнку, в нескінченному циклі послідовно опитує під'єднані датчики, та відправляє отримані дані на персональний комп'ютер (1). Програма яка запущена на персональному комп'ютері аналізує отримані дані.

Керуючись показниками динамометричних головок програма може відправляти мікроконтролеру команди для управління двигунами розтягу(стиску) та кручення

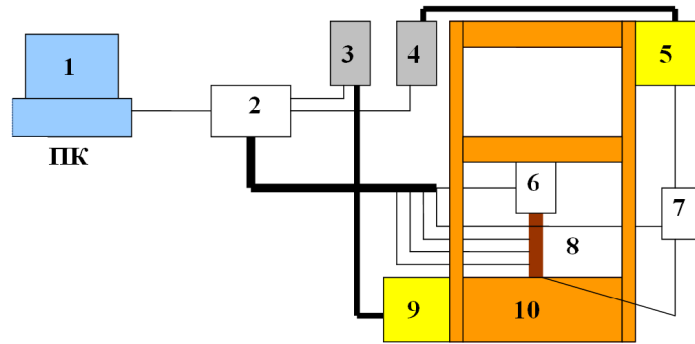


Рис. 2. Блок схема пристрою

(1 – персональний комп'ютер, 2 – мікроконтролер, 3 – частотний перетворювач двигуна, що розтягує, або стискає зразок, 4 – частотний перетворювач двигуна, що скручує зразок, 5 – двигун, що скручує зразок, 6 – динамометрична головка з АЦП, для вимірювання зусиль розтягу, або стиску, 7 – динамометрична головка з АЦП, для вимірювання зусиль скручування, 8 – зразок з прикріпленими тензометричними датчиками та АЦП, 9 – двигун, що розтягує, або стискає зразок, 10 – корпус розривної машини)

Мікроконтролер, отримуючи команду з комп'ютера, перериває опитування датчиків та передає команду на відповідний частотний перетворювач, що керує під'єднаним до нього двигуном.

Якщо мікроконтролер отримує команду яка передбачає ввімкнення двигуна, то внутрішній таймер відраховує 0.5с після чого вимикає двигун. Для тривалого ввімкнення двигуна програма на персональному комп'ютері повинна періодично, частіше 0.5с, повторювати відповідну команду. У разі зависання програми повтору не буде і двигуни зупиняться. Передбачається також, що програма буде аналізувати дані з динамометрів та в випадку перевищення зусиль, або відсутності змін показників за певний час вона зупинить двигуни і повідомить про проблему. Накопичивши дані з кожного датчика, програма вираховує середнє арифметичне, для зниження шуму, та запам'ятовує результат для подальшого аналізу.

Тензометричний датчик складається з гнучкої пластини на яку приклеєно тензорезистори, влючені по напівмостовій схемі, підсилювача сигналу та аналогово – цифрового перетворювача (АЦП).

Підсилювач побудовано на мікросхемі МРС617 фірми Microchip. АЦП - МРС3551 фірми Microchip, дельта-сигма АЦП, 22 розрядів, SPI шина даних. Динамометрична головка має подібну будову, але тензорезистори приклеєно на пружний елемент спеціальної форми. На рис. 3 зображено схему датчика.

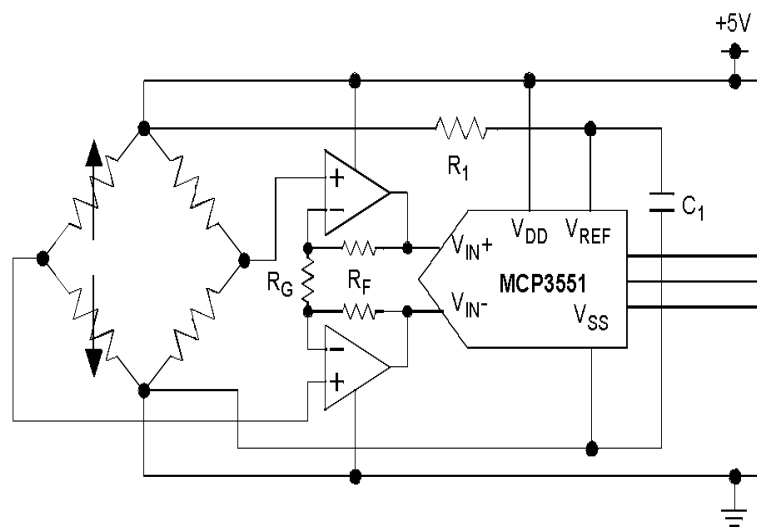


Рис. 3. Схема датчика

На малюнку 4 зображено декілька вікон програми. В вікні 1 показані значення сили розтягу та моменту в яких здійснюються вимірювання. Ці значення, при потребі, можна запам'ятати в файл, а потім знову завантажити. Вікно 2 – головне містить елементи управління та налаштування системи. Вікно 3 для відображення результатів експерименту. Ці дані записуються в файл.

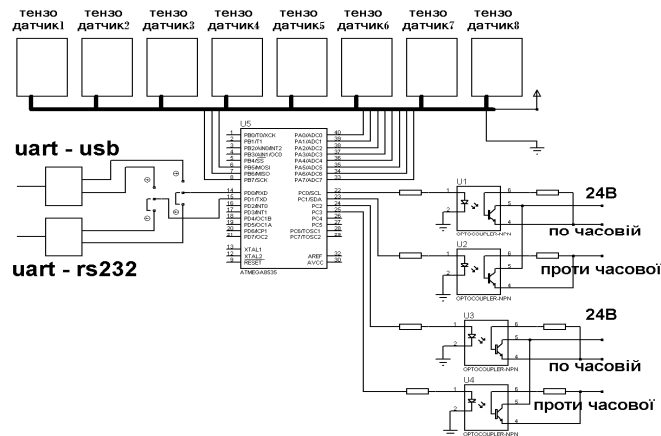


Рис. 4. Плати мікроконтролера

Виходи оптопар під'єднано до відповідних частотних перетворювачів. Перемикач дає можливість вибрати канал зв'язку – послідовний порт, або USB. Тестова програма написана на python. Перевірялася з використанням операційних систем Windows та Linux. При використанні USB, зв'язок здійснено через драйвер віртуального послідовного порту

Висновок: Розривна машина IP 5047-50 призначена для проведення випробувань зразків із пластмас, гуми, текстильних матеріалів, чорних і кольорових металів, інших матеріалів у межах технічних можливостей машини. У базовій комплектації розривна машина IP 5047-50 забезпечує випробування на розтяг: плоских металевих зразків, плоских зразків стикових з'єднань, плоских сегментних зразків стикових зварних з'єднань, труб великого діаметру.

1. Лебедев А.А., Ковальчук Б.И., Гигиняк Ф.Ф., Ламашевский В.П. Механические свойства конструкционных материалов при сложном состоянии/Справочник-Киев: Наукова думка,1983. – 366 с.
2. Писеренко Г.С., Лебедев А.А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии.- Киев.: Наукова думка,1976. – 415с.
3. Кайбышев О.А., Васин Р.А., Бердин В.К., Кашаев Р.М. Установка для проведения испытаний материалов в условиях сложного нагружения/ Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2000. №4(т.66). – С. 50-53.
4. Михалев А.И., Новикова Е.Ю. Моделирование нечеткого логического вывода в задачах идентификации // Научный вестник Кременчущкого университета економіки, інформаційних технологій і управління «Нові технології». -Кременчук. – 2006. – №2(12). – С. 181-183.
5. Леоненков А.В. Нечеткое моделирование в среде MATLAB и fuzzyTECH. – СПб.: БХВ-Петербург, 2003. – 736 с.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

УДК 537.528 : 621.762.3

**О.М. Сизоненко, Є.Г. Григор'єв, А.Д. Зайченко, А.С. Торпаков, Є.В. Липян,
М.С. Присташ, В.О. Трегуб**

ОТРИМАННЯ КАРБИДОСТАЛЕЙ СИСТЕМИ Fe-Ti-B-C З ВИКОРИСТАННЯМ ВИСОКОВОЛЬТНОГО РОЗРЯДУ В РІДИНІ ДЛЯ ПІДГОТОВКИ ШИХТИ

В даній роботі вивчено вплив високовольтного електричного розряду на зміну зеренної структури, мікротвердість порошків заліза та титану. Встановлено, що вплив ВЕР на порошки Fe та Ti призводить до накопичення дефектів, подрібнення зерен порошку та до зміни мікротвердості за Віккерсом Fe від 49 кг/мм² до 244 кг/мм², а Ti – від 220 кг/мм² до 340 кг/мм². Теоретично та експериментально підтверджена можливість зміни фазового складу у суміші порошків системи Fe-Ti-B-C при ВЕР. Показана можливість розробки технологічної схеми на основі використання дії високовольтного розряду для отримання шихти та карбидосталей системи Fe-Ti-B-C.

Ключові слова: високовольтний електричний розряд, порошок, диспергування, дисперсність, фаза

Рис. 8. Табл. 4. Літ. 9.

**О.Н. Сизоненко, Е.Г. Григорьев, А.Д. Зайченко, А.С. Торпаков, Е.В. Липян,
Н.С. Присташ, В.А. Трегуб**

ПОЛУЧЕНИЕ КАРБИДОСТАЛЕЙ СИСТЕМЫ FE-TI-B-C С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ВИСОКОВОЛЬТНОГО РАЗРЯДА В ЖИДКОСТИ ДЛЯ ПОДГОТОВКИ ШИХТЫ

В данной работе изучено влияние высоковольтного электрического разряда на изменение зеренной структуры, микротвердости порошков железа и титана. Установлено, что влияние ВЭР на порошки Fe и Ti приводит к накоплению дефектов, измельчению зерен порошка и к изменению микротвердости по Виккерсу Fe от 49 кг/мм² до 244 кг/мм², а Ti - от 220 кг/мм² до 340 кг/мм². Теоретически и экспериментально подтверждена возможность изменения фазового состава при ВЭР. Показана возможность разработки технологической схемы на основе использования высоковольтного разряда для получения шихты и карбидосталей системы Fe-Ti-B-C.

Ключевые слова: высоковольтный электрический разряд, порошок, диспергирование, дисперсность, фаза.

**O. Syzonenko, Y. Grigorev, A. Zaichenko, A. Torpakov, Y. Lypian, M. Prystash, V.
Tregub**

OBTAINING BLEND AND CARBIDE-STEELS OF FE-TI-B-C SYSTEM WITH THE USE OF HIGH VOLTAGE ELECTRIC DISCHARGE IN LIQUID

The influence of high voltage electric discharge on change of grain structure and microhardness of titanium and ferrum powders is studied. It is found, that HED influence on Fe and Ti powders leads to accumulation of defects, grinding of powder grains and to change of Vickers microhardness from 49 kg/mm² to 244 kg/mm² for Fe powder, and from 220 kg/mm² to 340 kg/mm² for titanium powder. The possibility of phase composition change during HED is theoretically confirmed. The possibility for development of technical scheme, based on using the high voltage electric discharge impact for obtaining blend and carbide-steels of Fe-Ti-B-C system, is shown.

Keywords: high-voltage electric discharge, powder, dispersion, dispersity, phase.

Вступ, обґрунтування постановки задачі. Необхідність підвищення продуктивності та надійності сучасного промислового устаткування, а також вирішення **проблем ресурсозберігаючих технологій**, пов'язані з впровадженням нових матеріалів, які мають покращені фізико-механічні та функціональні властивості. Такими матеріалами є композиційні дисперснозміцнені матеріали.

Методи порошкової металургії є найбільш прийнятними для отримання композиційних дисперснозміцнених матеріалів, структура яких, як правило, складається з макро– (мікро) об'ємів із суттєво різними властивостями та різним функціональним призначенням. Так, наприклад, композити, що мають забезпечувати високу зносостійкість, складаються, як правило, з твердих включень карбідів, нітридів та боридів, які сприймають основну частину діючих на матеріал навантажень, та розподілені в пружно-пластичній металевій матриці, яка повинна забезпечувати, з одного боку, достатню релаксацію діючих на матеріал напружень і зниження імовірності зародження тріщин внаслідок втомлюваності металу, а з іншого боку – мінімальну деформацію.

Найбільш простим методом одержання легованих порошкових композитів є використання сумішей порошків відповідних металів. Однак властивості матеріалів, отриманих даним способом, як правило, значно поступаються властивостям матеріалів аналогічного складу, виготовлених з порошків сплавів. Особливо складно здійснити в промислових масштабах одержання матеріалів із суміші порошків, що містять елементи з важковідновлюваними оксидами, такими, як титан, що обумовлено складністю його гомогенізації при звичайно застосовуваних на практиці температурах спікання і великою спорідненістю легуючої добавки до кисню. Спікання легованих матеріалів, отриманих з механічної суміші порошків, проводиться, як правило, при високих температурах і

© О.М. Сизоненко, Є.Г. Григор'єв, А.Д. Зайченко, А.С. Торпаков, Є.В. Липян,
М.С. Присташ, В.О. Трегуб

тривалих витримках, що призводить до значного росту зерна та негативно позначається на фізико-механічних та експлуатаційних властивостях отриманих матеріалів. Важливою проблемою, яку складно вирішувати при використанні вихідних шихт із сумішей елементарних композитів є також необхідність забезпечення відповідної якості адгезії на контактних міжфазних поверхнях, забезпечення однорідності шихти та необхідних розмірів дисперснозміцнюючої фази (до 5 мкм) та матриці (до 20 мкм). Композитами, які містять дисперснозміцнюючу фазу та металеву зв'язку, є різного роду карбідосталі.

Карбідосталі – композиційні матеріали, які отримують із застосуванням методів порошкової металургії і складаються з карбідів (масовою часткою від 30 до 70 % (економічно доцільно не більше 30%)) та металевої зв'язки, як правило, з легованих або вуглецевих сталей [1, 2].

Встановлено [3] доцільність легування порошкових матеріалів на основі заліза різного функціонального призначення (конструкційних, зносокорозійностійких, магнітом'яких та ін.) бором. Зокрема, досліджено фізико-механічні властивості та мікроструктури порошкових конструкційних сталей з бором [3] та розглянуто ефективність використання борвмісних присадок, таких, як борвмісні лігатури та карбід бору, для одержання високозносостійких сталей [4]. В роботі [3] встановлено, що використання бору в матеріалах на основі заліза дозволяє істотно підвищити їх фізико-механічні властивості. Так, встановлено, що введення бору в кількості до 2,4% в порошкові залізовуглецеві сплави дозволяє одержати після термообробки матеріали з твердістю до 50–55 HRC, міцністю на стиск до 1000–1200 МПа та зносостійкістю, яка значно перевищує таку для традиційних вуглецевих легованих сталей.

Як дисперснозміцнюючий наповнювач широко використовують карбід титану, який за мікротвердістю перевищує більшість інших карбідів перехідних металів. Він має високу термодинамічну стабільність в металевих розплавах, високу температуру плавлення, низьку густину, високу корозійну стійкість [2].

Оптимальне відношення компонентів для такого матеріалу є 75%Fe-20%Ti-5%B₄C, так як така кількість компонентів забезпечить потрібну мінімальну кількість карбідів, боридів, інтерметалідів та карбоборидів. На рис.1 показано стандартну технологічну схему отримання карбідосталей з суміші елементарних порошків, яка складається з двох етапів. Перший з них направлений на отримання високоякісної шихти та в свою чергу складається з чотирьох **досить енергоємних ланок, які значно підвищують вартість таких матеріалів**. Тому виникає необхідність удосконалення технологічної схеми отримання таких матеріалів.

Раніше [5] нами було досліджено вплив високовольтного електричного розряду (ВЕР) на суспензію механічної суміші порошків Fe-Ti-B₄C в газі. Встановлено, що ВЕР в суспензії суміші порошків Fe-Ti-B₄C у газі спричиняє істотну зміну дисперсності за рахунок подрібнення частинок. Електророзрядний вплив на вуглеводневу рідину спричиняє її розкладання з утворенням твердофазного вуглецю та зміну фазового складу суміші мікропорошків Fe-Ti-B₄C. Так, в залежності від режиму обробки можуть бути синтезовані карбіди TiC, Fe₃C, бориди TiB, Ti₃B₄, FeB або Fe₃(B_{0,7}C_{0,3}) і інтерметаліди Fe₂Ti, розмір часток яких становить від 700 нм і менше.

Вищеописане дає змогу припустити, що обробка механічних сумішей елементарних порошків ВЕР може дозволити виготовлення високоякісної шихти для карбідосталей, а це, в свою чергу, вплине на властивості матеріалів, які будуть консолідовані з таких порошків.

Мета даної роботи – дослідити вплив ВЕР у газі на структуру, мікротвердість вихідних порошків та на властивості матеріалів, консолідованих з таких порошків.

Експериментальні дослідження впливу ВЕР на металеві порошки

Відомо, що ВЕР у суспензії вуглеводнева рідини – суміш металевих порошків супроводжується багатофакторним впливом на оброблювальний матеріал [5], до того ж складно оцінити вплив на кожну із складових суміші, що відрізняються фізичними характеристиками. Тому для кращого розуміння процесів, які відбуваються за обробки порошків, було виконано дослідження **впливу циклічності розрядів** на мікроструктуру та мікротвердість порошку заліза, яке виступає в ролі зв'язки під час виготовлення карбідосталей. За обробки (таблиця 1) змінювалася енергія одиничного розряду за рахунок варіювання напруги заряду конденсаторного накопичувача до 50 кВ [6], кількість імпульсів *n* впливу (циклів впливу) змінювалася від 2500 до 20000 циклів.

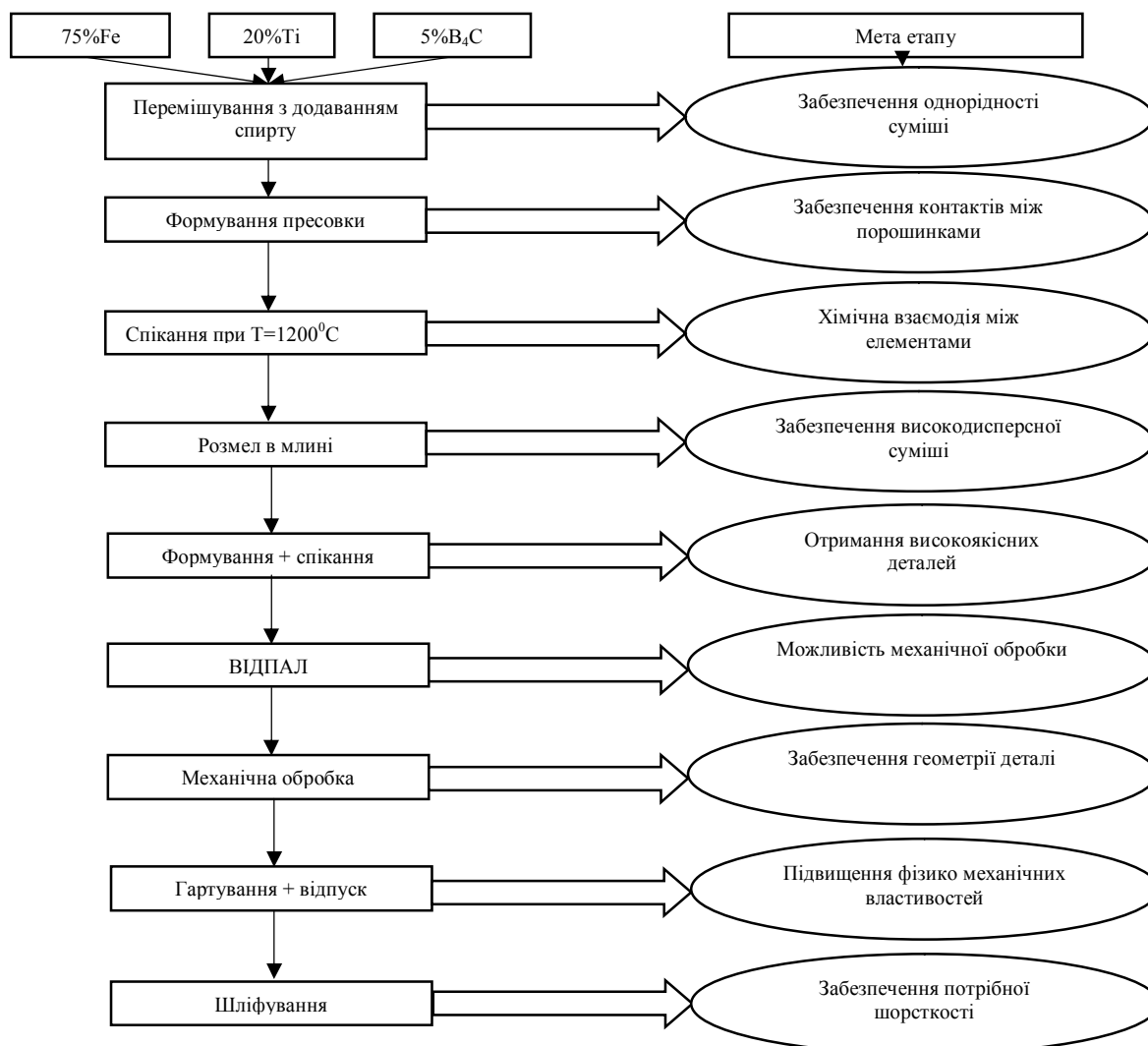


Рис. 1. Стандартна технологічна схема отримання карбідосталей з суміші елементарних порошків

Для дослідження структури та мікротвердості порошок, як вихідний, так і після ВЕР обробки, заливався в смолу ЕД-20 з наступним вакуумуванням та полімеризацією в сушильній шафі за температури 100 °С. Після висушування виготовлялися шліфи, вимірювалася мікротвердість порошоків за Віккерсом згідно з методикою, наведеною у [7], потім шліфи обробляли 4 %-вим розчином азотної кислоти в спирті для виявлення феритних зерен.

Таблиця 1. Параметри режимів ВЕР обробки порошку Fe

№ режиму	<i>n</i>
1	2500
2	5000
3	10000
4	20000

Зеренна структура вихідного порошку (рис. 2, а) характеризувалася нерівномірним розподілом зерен за розміром та наявністю порошинок, які складаються з монозерен фериту (рис.2, б) та мають малу кількість дефектів. Після обробки в режимі № 1 (див. табл.1) кількість дефектів починає збільшуватися, а розмір феритних монозерен зменшуватися. Зі збільшенням кількості імпульсів від режиму № 1 (2500) до режиму № 4 (20000) порошок Fe подрібнюється, розмір його зерна зменшується, найгірше подрібнюються монозерна ферита (див. рис. 3 а, світлі

зерна), але все-таки відбувається зміна їх структури (накопичення дефектів та утворення нових зеренних границь), тому вони фактично вже не можуть називатися монозернами (див. рис. 3, б). Після обробки в режимі № 4 (див. табл. 1 та рис. 4) мікротвердість різко зростала до 244 кг/мм². Різке зростання можна пояснити великою кількістю (20000) циклів механічної дії при ВЕР в суспензії порошку заліза у гасі, що спричинило ефект, схожий до наклепу.

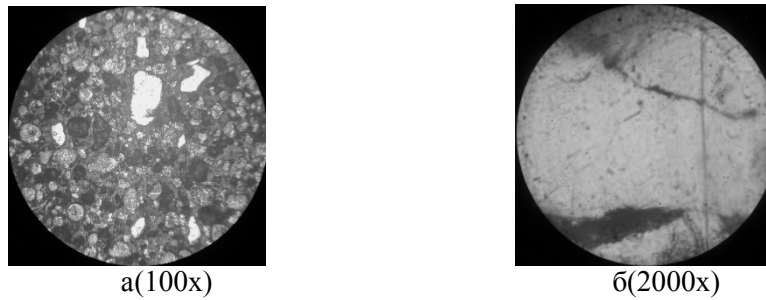


Рис. 2. Шліф порошку вихідного Fe

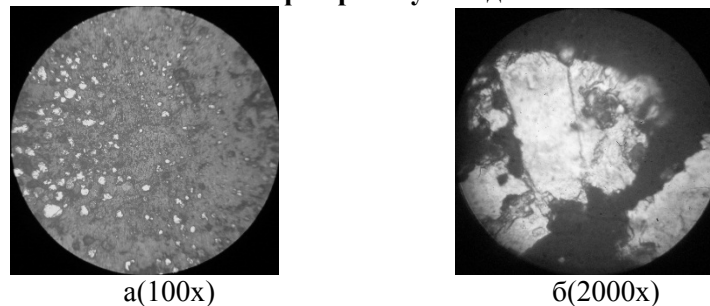


Рис. 3. Шліф порошку Fe, обробленого 20000 імпульсів

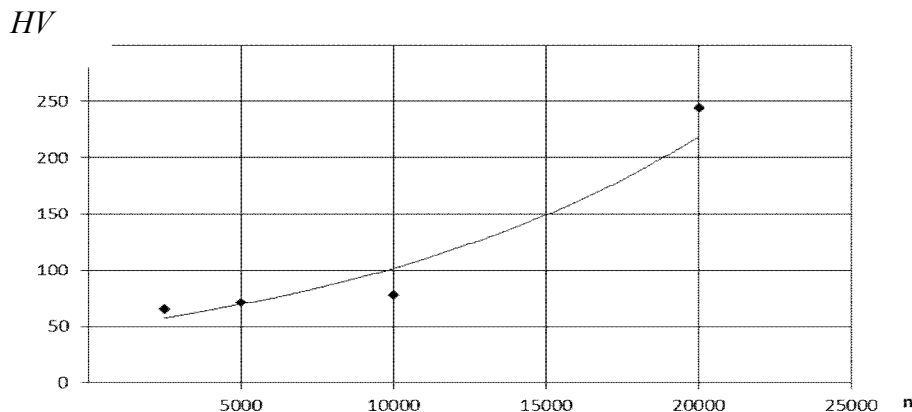


Рис. 4 Залежність зміни мікротвердості HV порошку Fe від кількості циклів впливу на порошок ВЕР

Вплив ВЕР на структуру та мікротвердість порошку Ті (марка ПТЕК-1-2, мікротвердість 220 кг/мм², середній діаметр 600 мкм) вивчався за постійної питомої енергії впливу із зміною кількості імпульсів 2000 та 8000 (див. табл. 2). На мікротвердість досліджувався порошок, який після обробки лишився близьким до вихідного розміру (загальна його кількість склала 13 та 7 % відповідно від загальної маси).

Було встановлено, що як і у випадку обробки Fe, із збільшенням кількості циклів обробки мікротвердість зростає і після обробки в режимі № 2 (див. табл. 2) складає 340 кг/мм², що можна пояснити накопиченням дефектів в структурі (див. рис. 5).

Таблиця 2. Параметри режимів ВЕР обробки порошку Ті

2	8000
№ режиму	n
1	2000

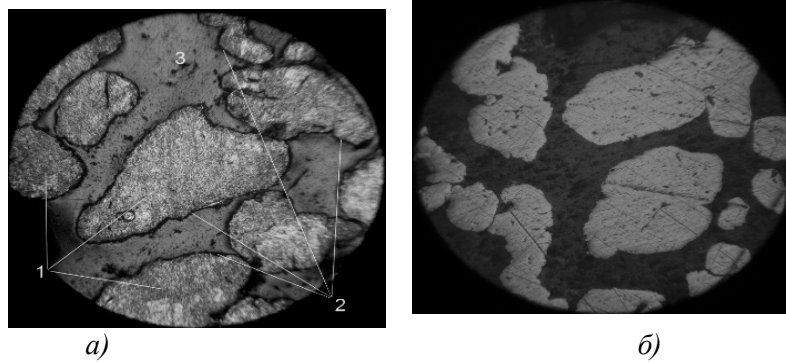


Рис. 5. Шліф порошку Ті (розміром більше 315 мкм) зі збільшенням $\times 225$
а – порошок Ті після обробки, мікротвердість 340 НV (1 – частинка; 2 – плівка, яка утворилася під час ВЕР обробки ($\sim 7,5\mu\text{м}$); 3 – полімер); б – вихідний порошок Ті, мікротвердість 220 НV

Також потрібно відзначити, що в результаті обробки кожна з порошинок вкривається шаром вуглецевмісних частинок (див. рис. 5, а, позиція 2), яка також може позитивно вплинути на фізико-механічні властивості консолідованих матеріалів з таких порошоків.

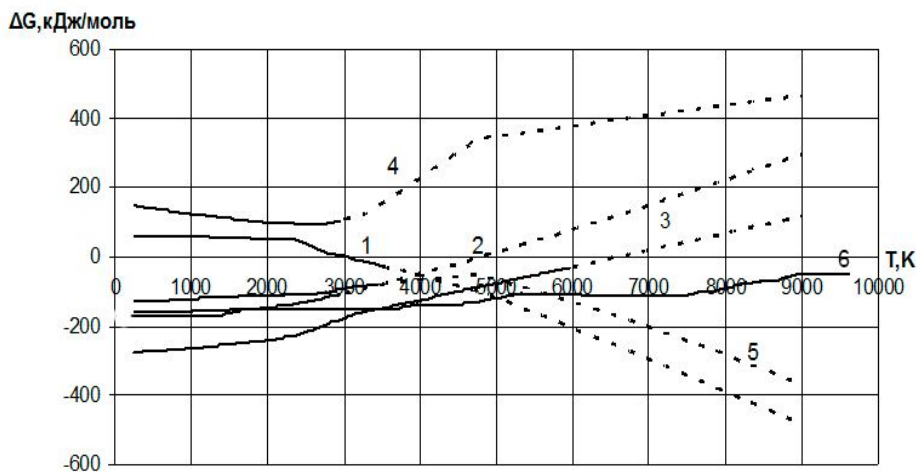
Термодинамічний аналіз протікання хімічних реакцій під час ВЕР. Оскільки порошок титану вводиться в суміш з метою отримання високодисперсних карбідів, було проведено оцінку протікання можливих реакцій і утворення їх кінцевих продуктів. У разі використання методу термодинамічного аналізу допускається, що, незважаючи на короткочасність процесу, високі температури нагріву металу і велика питома поверхня його контакту з середовищем практично забезпечують досягнення термодинамічної рівноваги [8]. Крім того, в роботі [9] підкреслюється, що під час розряду внаслідок короткочасності імпульсів термодинамічні процеси, що відбуваються в міжконтактних зонах, можуть розглядатися як адіабатичні.

Умови рівноваги для хімічної реакції визначаються з рівняння для прирощення енергії Гіббса з урахуванням зміни ентропії і теплоємності системи від температури. Цей вираз можна записати у вигляді рівняння Уліха [7]:

$$\Delta G_{\text{x.p.}}^0 = \Delta H_{\text{x.p.}}^0 - \Delta S_{\text{x.p.}}^0 T - \Delta C_{\text{p,x.p.}}^0 M_0 T. \quad (1)$$

де $\Delta G_{\text{x.p.}}^0$ – прирощення енергії Гіббса хімічної реакції, $\Delta H_{\text{x.p.}}^0$ – прирощення ентальпії системи в результаті хімічної реакції, $\Delta S_{\text{x.p.}}^0$ та $\Delta C_{\text{p,x.p.}}^0$ – відповідно збільшення ентропії і ізобарної теплоємності системи в результаті хімічної реакції, M_0 - коефіцієнт Уліха, що враховує зміну теплоємності від температури.

Використовуючи стандартні значення термодинамічних величин для кожного компонента відповідних реакцій, знайдені значення прирощення енергії Гіббса (рис. 6) для наступних реакцій:



1) $\text{V}_4\text{C} = 4\text{V} + \text{C}$; 2) $\text{Ti} + \text{V} = \text{TiV}$; 3) $\text{Ti} + 2\text{V} = \text{TiV}_2$; 4) $4\text{TiC} + \text{V}_4\text{C} = 4\text{TiV} + 5\text{C}$; 5) $2\text{TiC} + \text{V}_4\text{C} = 2\text{TiV}_2 + 3\text{C}$; 6) $\text{Ti} + \text{C} = \text{TiC}$

Рис. 6. Значення енергії Гіббса реакцій між елементами системи Fe-Ti-V-C

Проаналізувавши **зміну енергії Гіббса**, можна дійти висновку, що реакція 1 можлива, лише починаючи з температури 3000°K , хоча в роботі [5] зазначається, що після ВЕР обробки суміші $75\%\text{Fe}-20\%\text{Ti}-5\%\text{V}_4\text{C}$ на дифрактограмах зникають піки V_4C . Це можна пояснити або багаторазовим потраплянням суміші в канал розряду та колорозрядну зону, або у мікроплазмові канали між частинками порошку, по яких проходить струм, де забезпечуватимуться умови протікання реакції. Виходячи з цього, в процесі обробки можливі утворення фаз за реакціями 2,3,5,6, які є дисперснозміцнюючими, їх наявність підвищуватиме фізико-механічні властивості.

Консолідації порошкових сумішей виконувалася в Національному дослідницькому ядерному університеті Московського інженерно – фізичного інституту. Для консолідації використовували обладнання іскро-плазмового спікання Dr. Sinter SPSS -515. Вимірювання температури зразка під час спікання здійснювалося за допомогою стандартної термопари К-типу і пірометра. Тиск підпресовки у всіх експериментах становив $5,3 \text{ кН}$ ($\sim 65 \text{ МПа}$). Перед консолідацією робочу камеру вакуумували до тиску $\sim 5-10 \text{ Па}$. Тиск спікання складав 60 МПа , температура витримки – 900°C , час витримки 300 секунд , швидкість нагрівання – 100°C/хв .

Експериментальні дослідження консолідованих матеріалів

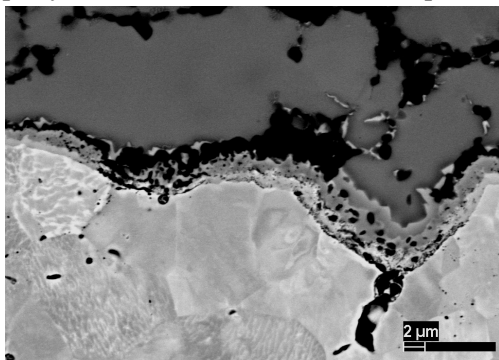
В таблиці 3 представлено суміші порошоків, які оброблені ВЕР (маса порошку – 200 грам), та відповідно теоретична і фактична густина консолідованих матеріалів. Спікання здійснювали у графітових матрицях з внутрішніми діаметрами 10 мм , куди засипали 3 гр суміші.

Таблиця 3. Склад суміші порошоків, параметри їх обробки ВЕР та відповідні характеристики консолідованих матеріалів

Склад суміші до ВЕР обробки	n	$\rho_{\text{п}}, \text{ г/см}^3$	$\rho_{\text{т}}, \text{ г/см}^3$
1) $80\%\text{Fe}+20\%\text{Ti}$	1000	6,76	$\sim 6,8$
2) $80\%\text{Fe}+20\%\text{Ti}$	4000	3,59	$\sim 6,8$
3) $75\%\text{Fe}+20\%\text{Ti}+5\%\text{V}_4\text{C}$	8000	5,26	$\sim 6,8$

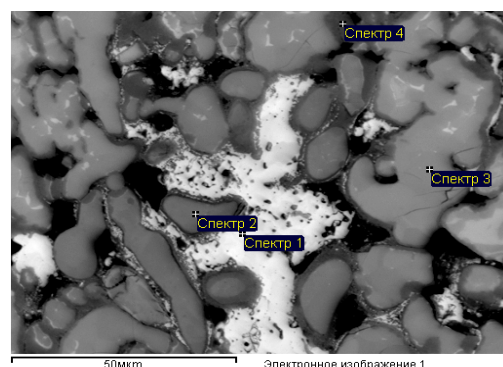
Після спікання було виготовлено шліфи та досліджено їх на електронному мікроскопі EVO 50, елементний склад ділянок зразків визначався також за допомогою даного мікроскопу.

Аналізуючи таблицю 3, видно, що матеріал, спечений з порошку №1, за густиною найбільше наближається до теоретичних значень, через те, що при обробці весь вуглець, утворений в результаті розкладу гасу, з'єднався з титаном, утворивши TiC , який рівномірно розподілився в матриці та на поверхні частинок, утворивши карбідну плівку (товщина якої складає $\sim 900 \text{ нм}$) (рис.7 б, спектр 4 (таблиця 4)), яка була помічена ще до спікання, коли досліджувалися структури порошку титана (рис. 5, а, позиція 2) . Зразок №2 має меншу густину в порівнянні зі зразком №1, так як інтегральна енергія його обробки була в 4 рази більшою, тому він має найбільшу кількість непрореагованого вуглецю. Зразок №3 має більшу густину, ніж зразок №2, і за рахунок наявності V_4C (вихідний розмір $\sim 7 \text{ мкм}$) у суміші утворюється дисперсна фаза (карбіди та бориди заліза та титану) розміром менше 1 мкм , яка розподілена в межах зерен та в металевій матриці. Але його густина менша від теоретичної, тобто зразок має поруватість близько 20% , що неприпустимо для зносостійких матеріалів.



а)

а– $75\%\text{Fe}+20\%\text{Ti}+5\%\text{V}_4\text{C}$ (2МДж) ; б– $80\%\text{Fe}+20\%\text{Ti}$ (1МДж)



б)

Рис. 7. Шліф спеченого матеріалу

Таблиця 4. Елементний склад матеріалу, спеченого з суміші №1

Ділянка аналізу	Елементний склад							
	мас. %				ат. %			
	C	O	Ti	Fe	C	O	Ti	Fe
Спектр 1			0,9	99,1			1,0	99,0
Спектр 2		12,8	85,6	1,6		30,6	68,3	1,1
Спектр 3	0,4	6,1	93,2	0,3	1,4	16,1	82,3	0,2
Спектр 4	13,1	8,6	75,1	3,2	33,6	16,5	48,2	1,7

Проведені дослідження консолідованих матеріалів з шихти, отриманої шляхом впливу ВЕР на механічну суміш елементарних порошків, показали принципову можливість зміни стандартної схеми отримання матеріалів на таку, яка показано на рис.8. Це дозволить значно зменшити енергетичні витрати та знизити вартість деталей, які виготовляються з високосносостійких композиційних матеріалів типу **карбідосталь**.

Висновки:

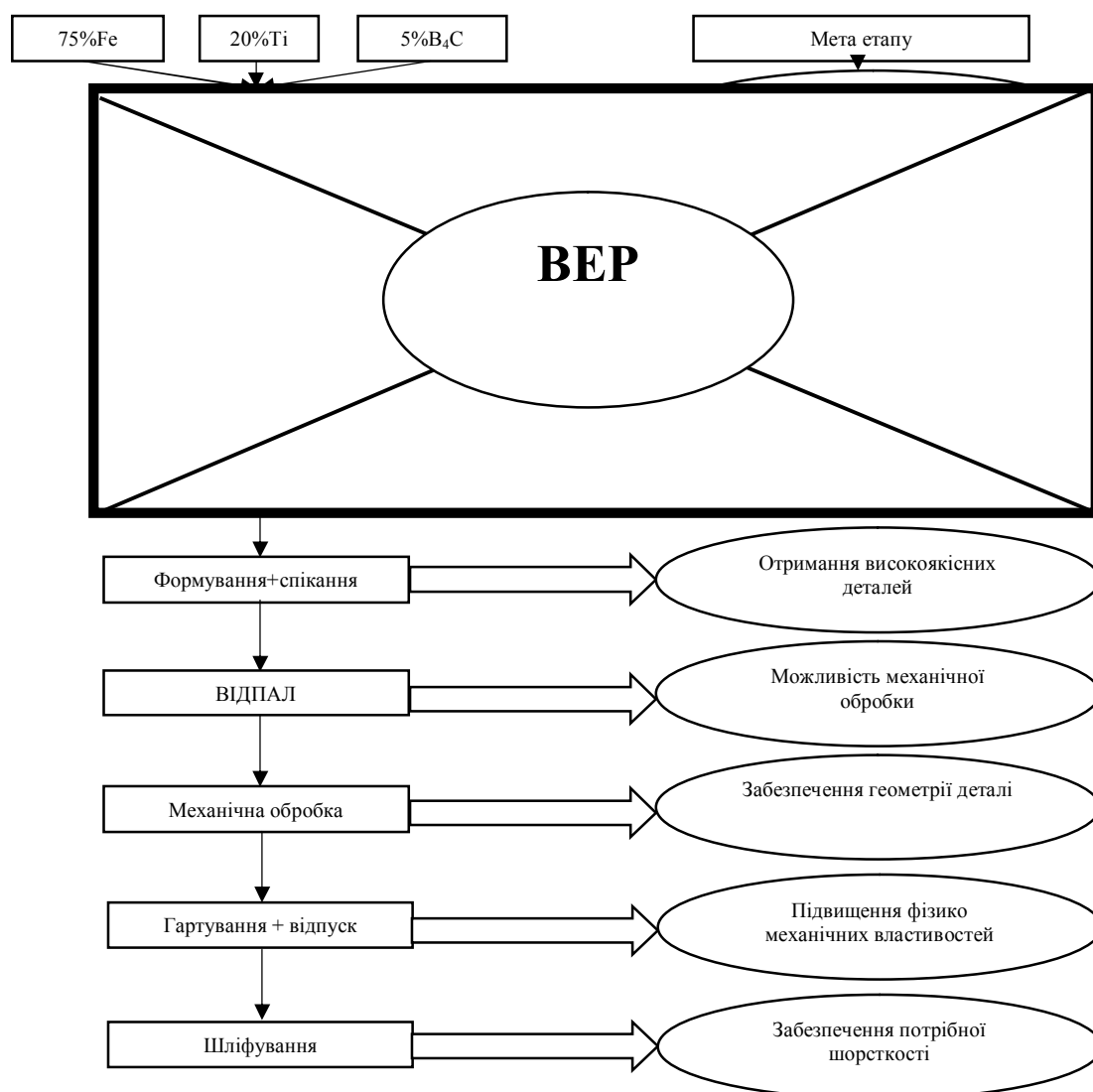


Рис. 8. Технологічна схема отримання карбідосталей з суміші елементарних порошків з використанням ВЕР

1. Показано можливість розробки технологічної схеми для отримання карбідосталей системи Fe-Ti-B-C з використанням високовольтного розряду в рідині для підготовки шихти .
2. Встановлено, що вплив ВЕР на порошки Fe та Ti спричиняє накопиченню дефектів, подрібнення зерен порошку та до зміни мікротвердості за Віккерсом Fe від 49 кг/мм² до 244 кг/мм², а Ti – від 220 кг/мм² до 340 кг/мм².
3. Теоретично та експериментально підтверджено можливість зміни фазового складу суміші порошків системи Fe-Ti-B-C при ВЕР.
4. Експериментально визначено, за яких параметрів обробки та параметрів консолідації можливо отримувати безпорові, зносостійкі матеріали системи Fe-Ti-B-C, попередньо оброблені ВЕР.

1. *Orban, R.L.* New research directions in powder metallurgy / R.L. Orban // Romanian Reports in Physics. – 2004. – Vol. 56, № 3. – P. 505-516.
2. *Angelo, P.C.* Powder metallurgy: science, technology and applications / P.C. Angelo, R. Subramanian . – New Delhi: PHI Learning Private Limited, 2009. 300 p.
3. *Напара-Волгіна, С.Г.* Фізико-механічні властивості та структура порошкових вуглецевих сталей з бора / С.Г. Напара-Волгіна, Г.А. Баглюк, В.К. Кудь, Д.О. Бохонський // Металознавство та обробка металів. – 2009. – № 2. – С. 11-15.
4. *Напара-Волгіна, С.Г.* Дослідження особливостей різних схем легування бором порошкових сталей конструкційного призначення / С.Г. Напара-Волгіна, Г.А. Баглюк, В.К. Кудь // Металознавство та обробка металів. – 2008, – № 4. – 16 с.
5. *Сизоненко, О.Н.* Влияние электроразрядного воздействия на композицию порошков Fe-Ti-B₄C / О.Н. Сизоненко, Г.А. Баглюк, А.А. Мамонова, Э.И. Тафтай, А.С. Торпаков, А.А. Жданов, А.Д. Зайченко, Е.В. Липян // Наукові нотатки. Міжвузівський збірник. Вип. 31 (червень) – Луцьк, 2011 – С.333 -343.
6. Пат. 97890 України, МПК (2012.01), С01В31/30, В01J 3/06 (2011.01), В22F9/14 В82В 3/00. Спосіб отримання карбідів металів перехідної групи / Сизоненко О.М. , Тафтай Е.І. , Райченко О.І. , Баглюк Г.А. , Торпаков А.С. , Липян Є.В., Зайченко А.Д.; заявник і патентовласник ППТ НАН України. – № а201011723; заявл. 04.10.2010; опубл. 26.03.2012, Бюл. № 6. – 4 с.
7. ГОСТ 9450 – 76 Измерение микротвердости вдавливанием алмазных наконечников. – Введен 1977-01-01. – Минск: Межгос. совет по стандартизации, метрологии и сертификации; Ленинград: Изд-во стандартов, 1993. – 35 с.
8. *Коновалов, А. В.* Теория сварочных процессов: Учебник для вузов/ А.В. Коновалов, А. С. Куркин, Э. Л. Макаров, В. М. Неровный, Б.Ф. Якушин; под ред. В. М. Неровного. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2007. – 752 с.: ил.
9. *Лазаренко, Б.Р.* Современный уровень развития электроискровой обработки металлов и некоторые научные проблемы этой области / Б.Р. Лазаренко, Н.И. Лазаренко// М.: Изд-во АН СССР, 1957. С. 9 – 37.

Стаття надійшла до редакції 26.05.2013.

УДК 621.9.048

В.П. Симонюк**ДО ОСОБЛИВОСТЕЙ ВИБОРУ ПРИВОДУ ВІБРОМАШИН З МЕТОЮ ПОКРАЩЕННЯ ПЕРЕМІШУВАННЯ РОБОЧИХ СУМІШЕЙ У ВІБРОБУНКЕРІ**

Проведено аналіз стану сучасного вібраційного обладнання та вібраційних абразивних технологій обробки деталей. Проаналізовано перспективи конструювання вібраційного обладнання залежно від технологічних процесів. Особлива увага приділена конструюванню вібромашин які працюють в умовах інтенсивного перемішування робочих сумішей.

Ключові слова: віброобробка, абразивне робоче середовище, робоча суміш, вібраційне обладнання, вібромашина, вібробункер

Літ. 9.

В.П. Симонюк**К ОСОБЕННОСТЯМ ВЫБОРА ПРИВОДА ВИБРОМАШИНЫ С ЦЕЛЬЮ УЛУЧШЕНИЯ ПЕРЕМЕШИВАНИЯ РАБОЧЕЙ СРЕДЫ В ВИБРОБУНКЕРЕ**

Проведено анализ современного вибрационного оборудования и вибрационных абразивных технологий обработки деталей. Проанализировано перспективы конструирования вибрационного оборудования в зависимости от технологических процессов. Особое внимание уделено конструированию вибромашин работающих в условиях интенсивного перемешивания рабочей среды.

Ключевые слова: виброобработка, абразивная рабочая среда, рабочая смесь, вибрационное оборудование, вибромашина, вибробункер

V. Symonyuk**TO THE FEATURES OF CHOICE THE DRIVE OF VIBRO-AUTOMAT WITH THE PURPOSE OF IMPROVEMENT THE INTERFUSION OF WORKING ENVIRONMENT IN VIBROBUNKER**

An analysis of the current equipment vibration and vibratory abrasive treatment technologies parts. Analyzed the prospects of designing vibration equipment depending on the processes. Particular attention is paid to the construction vibromashines working under intensive stirring the mixture.

Keywords: vibroobrobka, abrasive working environment, working mixture, vibration equipment, vibration, vibrobunker

Вібраційна обробка має широкі технологічні можливості, вирізняється простотою конструкції і обслуговування, а також тим, що має можливість легкого переходу від використання окремих вібраційних установок до створення ділянок з автоматизацією допоміжних операцій. Зростання вимог до якості продукції галузей машинобудування та приладобудування обумовлюють необхідність вдосконалення методів фінішної обробки деталей, підвищення їх міцності та покращення товарного вигляду. Це зумовлює поширення механізації даних операцій та впровадження більш сучасних технологій і перспективного обладнання.

Надійна робота механічних пристроїв в значній мірі залежить від класу чистоти поверхні деталей, відсутності задирок і гострих кромки. Для абразивного шліфування деталей масою до 1-2 кг доцільно застосовувати віброабразивну обробку. Зокрема, для зняття задирок і заокруглення гострих кромки необхідний час обробки партії деталей становить від 5 до 10 хв і залежить від механічних властивостей матеріалу та складності конфігурації деталі. При цьому час обробки, що припадає на одну деталь складає від 0,01 до 0,1 хв. і залежить від партії одночасно оброблюваних деталей, розмір якої обумовлюється об'ємом робочої камери віброустановки.

Як відомо, процес віброабразивної обробки поверхонь деталей супроводжується нанесенням великої кількості мікроударів частинками робочого середовища, в результаті яких на поверхні утворюються лунки і подряпини невеликої довжини. Послідовне нанесення великого числа ямок і подряпин та їх поєднання утворює мікрорельєф поверхні. Мікроудари абразивних зерен спрямовані під різними кутами до оброблюваної поверхні. В такому випадку абразивна частка ковзає по оброблюваній поверхні на невеликій ділянці (до 0,5...1 мм), в результаті чого відбувається зіскрябування частинок металу.

Однією з актуальних задач розвитку вібраційної обробки є вдосконалення вже існуючих і створення нових вібраційних установок, які б дозволяли створювати більш інтенсивне перемішування робочого середовища, що в свою чергу призводить до пришвидшення рухів робочого середовища.

Сьогодні при конструюванні нових установок все більшу увагу приділяють створенню поряд з традиційним одновібраторним приводом (використовується один збудник вібрацій) різних схем багатовібраторних приводів, щоб підвищити продуктивність і якість обробки.

Застосування кількох малопотужних вібраторів замість одного більш потужного дає змогу рівномірно розподілити змушуючу силу по вібруючому бункері, а це дозволяє створювати установки зі значним об'ємом робочого органу (бункера) і уникати зон, в яких не відбувається активного перемішування. Також кілька малопотужних вібраторів споживають набагато менше електричної енергії, ніж один більш потужніший, а це дозволяє заощадити значну кількість енергії.

Вібраційне обладнання поширене у всіх галузях виробництва, таких як гірничої, хімічної, будівельної, металургійної, машинобудівної, приладобудівної та інших. Підвищення ефективності виробництва, а отже, і обладнання в цих галузях є беззаперечною умовою економії ресурсів. Вібраційні машини, що використовуються на енергоємних виробництвах є великогабаритними та потужними. Найпоширенішим приводом переважної більшості таких машин є інерційний на основі дебалансних віброзбудників та привід з ексцентриком завдяки їх компактності при великій рушійній силі, відносній легкості їх розрахунку та простоті застосування. Через відсутність реальної конкуренції з боку інших типів віброзбудників, вібраційні машини, побудовані на основі цих приводів, сьогодні займають перші позиції серед класу великогабаритного вібраційного технологічного обладнання.

Таке широке використання дебалансних та ексцентрикових віброзбудників не вказує на беззаперечні їхні переваги та бездоганність порівняно з іншими типами приводів. Так, до недоліків машин з дебалансними віброзбудниками можна віднести:

- складність регулювання амплітуд коливань робочих органів під час роботи машин, що обмежує їх використання на автоматичних ділянках виробництва;
- значний час виходу на номінальні режими роботи зі стану спокою і тривалий час зупинки;
- під час запуску та зупинки вібромашин механічна система проходить через резонанс. Це може призвести до пошкодження обладнання, яке не передбачене для роботи в резонансних режимах;
- небажаний білярезонансний робочий режим роботи в зв'язку з існуванням у дебалансних віброзбудниках рухомих з'єднань у підшипниках кочення та ковзання, в зубчастих зачепленнях, коли примусово синхронізуються рухи двох і більше дебалансів тощо. За такого режиму механізми приводу сприймають значні динамічні навантаження, що може привести до їх руйнування;
- встановлення спеціальних заходів для примусової синхронізації, чи необхідність дотримання певних конструктивних параметрів для самосинхронізації віброзбудників;
- низька надійність, за рахунок чого обладнання часто зупиняється на ремонт;
- відносно низька гранична межа робочої частоти машин (до 100 Гц);
- низька безпечність роботи біля обладнання з відкритими дебалансами, що викликано обертальним рухом тіл зі зміщеними центрами ваги.

Віброзбудникам на основі ексцентрика притаманні майже всі недоліки дебалансних. Використання віброзбудників, що містять рухомі з'єднання ковзання та кочення, ускладнюється. Дебалансні, ексцентрикові, поршневі пневматичні та гідравлічні віброзбудники не в стані повністю задовольнити технічні вимоги, поставлені сучасним виробництвом.

На сучасному етапі розвитку технологій, зокрема і вібраційних, енергоощадні принципи стають основоположними у створенні нового технологічного обладнання. Саме енергоощадність часто є визначальним фактором у виборі того чи іншого обладнання, технології.

Все більшого поширення у багатьох галузях промисловості, на різних ділянках виробництва набувають вібраційні машини з електромагнітним приводом. Досить часто на підприємствах такі вібромашини є чи не єдиним засобом, що дає змогу забезпечити той чи інший технологічний процес. Переважно це малогабаритне та малопотужне вібраційне технологічне обладнання.

У цьому контексті хотілось би виділити таке унікальне явище, що супроводжує коливальні процеси, як резонанс. Саме вібромашини з електромагнітним приводом повною мірою використовують явище резонансу, що забезпечує ефективне використання природних явищ. Якщо ввести таку вібраційну машину в близькорезонансний режим, то вона, на відміну від „класичних”, відтворює, стрімке зростання сил інерції. Вагомою перевагою вібраційних машин з електромагнітним приводом пов'язане з тим, що вони мають низку переваг порівняно з вібромашинами інших типів:

- можливість працювати в режимах, близьких до резонансних, а, при певних конструктивних вирішеннях, і в резонансних, що говорить про їх енергоощадність;
- легкість регулювання амплітуди коливань робочого органа під час їх роботи;
- легкість в отриманні прямолінійних коливань;
- автоматична синхронізація вібробудників, яка викликана тим, що вони живляться від однієї мережі, де синусоїдальний сигнал напруги, поданої на котушки, і задає синхронізацію;
- відсутність рухомих з'єднань в механізмах приводу підвищує надійність та довговічність, а також значно знижує шумові показники вібраційного обладнання;
- безпечність їхньої роботи;
- електромагнітний привід не потребує додаткових механізмів для передавання руху.

Вищенаведені переваги таких вібраційних машин, зокрема можливість використання явища резонансу, необхідно пов'язувати саме з електромагнітним приводом. Цей привід є простим, позбавленим підшипників і передавальних механізмів, він відрізняється тривалим, практично необмеженим терміном служби, а тому його пріоритетне використання є обґрунтованим і переконливим.

На сьогодні існує загальнопромислова потреба в створенні надійного та енергоощадного вібраційного обладнання. Це особливо актуально для енергоємних галузей промисловості, де задіяні великогабаритні потужні віброустановки, підвищення ефективності яких дало б значний економічний ефект.

Чи не найперспективнішим напрямком удосконалення вібраційного обладнання є перехід на електромагнітний привід. Таке обладнання сьогодні краще за концепцією побудови та принципом роботи. Його вагома перевага - наявність енергоощадних за своєю природою резонансних режимів роботи та відсутність у приводі рухомих з'єднань.

Використання в якості регулюючого пристрою контролерів дозволяє значно покращити технологічні можливості даного обладнання.

Лише впровадження якісно нової технології для створення високоефективних та енергоощадних вібраційних машин з електромагнітним приводом обумовить появу не тільки великогабаритних вібраційних машин цього класу, які відповідатимуть необхідним високим технологічним вимогам, що зумовлені потребами виробництва, а й поширить енергоощадні принципи побудови на весь клас вібраційних машин з електромагнітним приводом.

Надійність і довговічність роботи машин і механізмів в значній мірі визначається якістю обробки деталей, технологією їх виготовлення, тому стають зрозумілими високі вимоги, які висуваються до фінішних операцій, які в основному, відповідають за формування якості поверхні деталей. У зв'язку із цим задача технологічного забезпечення функціональних параметрів якості оброблюваних деталей є досить актуальною. Основна умова вирішення цієї задачі полягає в необхідності вдосконалення і розвитку технології фінішної обробки обладнання, яке забезпечує відповідну якість обробки.

До фінішних методів відноситься і вібраційна обробка деталей в різноманітних середовищах, забезпечуючи створення необхідної шорсткості і фізико-механічних властивостей поверхні та поверхневих шарів.

На даний час спеціалісти багатьох галузей машинобудування і приладобудування проводять різні дослідження в області вдосконалення технології вібраційної обробки і створення нових високопродуктивних верстатів. Однак відсутність повної інформації про процеси, які відбуваються під час обробки деталей в робочому середовищі, технологічних можливостях вібраційної обробки і рекомендацій для вирішення технологічних та конструкторських задач, стримує широке промислове впровадження і подальший розвиток прогресивного методу.

Процес вібраційної обробки заключається в послідовному нанесенні по поверхні оброблюваних деталей великої кількості мікроударів, а також нанесенні великої кількості мікроцарапин на поверхні частинками робочого середовища. Основою процесу є механічне або механохімічне знімання дрібних частинок металу і його окислів з оброблюваної поверхні, а також вигладжування мікронерівностей поверхні за рахунок пластичного деформування частинками робочого середовища, які відтворюють в процесі роботи складні рухи.

В залежності від призначення технологічної операції можуть застосовуватись абразивні і інші неметалічні матеріали з різними характеристиками, а також металічні середовища з робочими тілами відповідної форми та розмірів. Інтенсивність вібраційної обробки залежить від режимів та часу обробки, характеристики та розмірів частинок робочого середовища, механічних властивостей матеріалу оброблюваних деталей та ін. До числа основних параметрів даного

процесу відносяться: характер руху робочої камери і частинок робочого середовища, їх швидкість і пришвидшення, сила мікроударів, контактні тиски, температура, яка виникає в зоні дії мікроударів, середня температура в робочій камері.

На швидкість руху робочого середовища впливає амплітуда і частота коливань. Із їх збільшенням швидкість циркуляції робочого середовища зростає. На швидкість циркуляції дещо менший вплив має кількість і характер рідинного розчину, грануляція та форма частинок робочого середовища, заповнений об'єм робочої камери.

Як показують дослідження, динамічний вплив робочого середовища на оброблювані деталі зростає із збільшенням амплітуди та частоти коливань і залежить від глибини їх занурення, відстані від стінок робочої камери, режимів вібрації, розмірів і питомої ваги частинок робочого середовища. Орієнтація оброблюваних деталей безперервно змінюється в процесі обробки деталей. Вільно завантажені деталі рухаються в потоці робочого середовища з деяким відставанням, в порівнянні з частинками наповнювача. В процесі обробки деталі стараються розміститись по периферії циркулюючого робочого середовища.

Формування поверхневого шару в процесі вібраційної обробки відбувається під дією багаторазових мікроударів частинок робочого середовища, які викликають утворення слідів обробки, зміну геометричних і фізико-механічних параметрів поверхневого шару (шорсткості, мікротвердості, залишкових напружень і структури). Форма і розміри слідів обробки визначаються параметрами робочого середовища, режимами обробки, властивостями оброблюваного матеріалу.

Поєднання таких елементів процесу як послідовне нанесення великої кількості мікроударів, інтенсивне перемішування робочого середовища і оброблюваних деталей при їх різній швидкості перемішування та взаємній орієнтації, супроводжується (в залежності від характеристики робочого середовища і режимів вібрування) зніманням металу і його оксидів, поверхневим пластичним деформуванням та створює умови для виконання очисних, викінчувальних, шліфувальних і інших операцій.

Суттєвим недоліком вібраційного абразивного методу обробки деталей машин та приладів є, так звана, "постійність" режиму обробки. При виведенні вібраційної машини на робочі частоти та при її гальмуванні, тобто, виключенні, ця "постійність", як правило, відсутня тому що, і робочий контейнер вібраційної машини, і суміш, яка в ньому знаходиться, рухаються з різними частотами, швидкостями, пришвидшеннями. "Постійність" режиму обробки встановлюється протягом певного проміжку часу після ввімкнення вібраційної машини і, як правило, викликає утворення "застійних зон" в робочому середовищі вібробункера, що призводить до неоднаковості обробки всіх деталей. Та частина деталей, яка знаходиться в безпосередній близькості до стінок вібробункера завжди буде більш інтенсивно оброблюватись ніж та, яка знаходиться ближче до "застійної зони", тобто до умовної середини робочої суміші, а деталі, які знаходяться в самій "застійній зоні", взагалі дуже малорухливі і, відповідно, якість їх обробки буде найнижчою.

Як показують дослідження, найбільш ефективним приводом є багатокомпонентний привід. Це відбувається при використанні в якості приводу декількох, наприклад, чотирьох, електромагнітів.

Використання декількох електромагнітів значно розширює можливості вібраційної машини. Електромагніти можна вмикати в будь-якій почерговості: одночасно всі, що відповідає дії одного центрального електромагніта з номінальною потужністю; одночасно три, що дає можливість працювати з меншою потужністю і нахилити робочий контейнер на деякий кут відносно центральної вісі, при цьому можна змінювати напрямок нахилу за рахунок зміни почерговості вмикання електромагнітів; одночасно два, коли можна працювати ще з меншою потужністю, нахилити робочий контейнер на більший кут, вмикати або протилежні пари електромагнітів, або змінювати в парі один із них; тільки один, що дозволяє працювати з найменшою потужністю, змінюючи почерговість включення електромагнітів в будь-якому порядку. З цією метою було створено, зазначалось вище, спеціальний програмований контролер який має можливість вмикання конкретного магніту або декількох магнітів в певній послідовності протягом необхідного часу.

За рахунок зміни порядку включення електромагнітів, є можливість створення певних законів руху робочої суміші. В той же час, змінивши почерговість включення цих же електромагнітів, або змінивши їх амплітуду чи частоту коливань, можна, не зупиняючи процес обробки деталей, внести зміни в ті процеси, які відбуваються в робочому контейнері. Це дає змогу

протидіяти створенню "застійних зон", збільшити продуктивність обробки деталей, значно підвищити їх якість.

Із збільшенням амплітуди, внаслідок збільшення сил мікроударів частинок робочого середовища і збільшення шляху активної взаємодії їх на оброблювану поверхню, знімання металу зростає. На продуктивність процесу впливає і частота коливань. Із збільшенням частоти коливань знімання металу зростає. Ріст зняття металу із збільшенням кількості мікроударів абразивних частинок в оброблювану поверхню за одиницю часу пояснюється зростанням швидкості відносного їхнього ковзання і зростанням сил мікроударів в результаті збільшення пришвидшень абразивних частинок при незмінній їх масі. Спостереження за поведінкою робочого середовища в робочій камері установки показали, що із збільшенням частоти коливань рух всієї маси пришвидшується. Значить, ріст зняття металу в даному випадку відбувається внаслідок більш інтенсивного перемішування робочого середовища.

Як відомо, продуктивність вібраційної обробки залежить як від режимів так і часу обробки, характеристики і розмірів частинок робочого середовища, механічних властивостей матеріалу оброблюваних деталей та ін. До числа основних параметрів даного процесу відносяться: характер руху робочої камери і частинок робочого середовища, їх швидкість і пришвидшення, сила мікроударів, контактні тиски, температура, яка виникає в зоні дії мікроударів, середня температура в робочій камері.

На швидкість руху робочого середовища дуже впливає амплітуда і частота коливань. Із їх збільшенням швидкість циркуляції робочого середовища зростає.

Динамічні характеристики робочого середовища залежать від глибини занурення, відстані від стінок робочої камери, режимів вібрації, розмірів і питомої ваги частинок робочого середовища. Динамічний вплив робочого середовища зростає із збільшенням амплітуди і частоти коливань, глибини занурення, розмірів і питомої ваги частинок робочого середовища і в міру наближення до стінок робочої камери.

Як відомо, найбільша амплітуда коливань досягається при резонансних режимах роботи вібраційних машин. На відміну від решти вібраційних абразивних машин, машини з електромагнітними приводами дуже добре працюють на резонансних частотах. Електромагнітні приводи при цьому споживають найменше енергії тому що, для підтримання резонансних коливань робочого контейнера їм необхідно витратити енергію лише для подолання сил опору.

Використання для вібраційної обробки машин, що можуть працювати на резонансних частотах, оснащення їх регульованими приводами, дослідження процесів, які відбуваються при вібраційній обробці деталей, застосування відповідних абразивних матеріалів, все це є невід'ємною частиною в створенні нових енергоощадних технологій вібраційної абразивної обробки деталей машин та приладів.

1. *Искович-Лотоцкий Р.Д., Матвеев И.Б.* Машины вибрационного и виброударного действия. – К., 1982.-108 с.
2. *Отирский Б.Я., Денисов П.Д.* Новые виброционные станки. Конструирование и расчет. – Львов.: Світ, 1991.-160 с.
3. *Карташов И. Н.* Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах. – М.: Машиностроение, 1975. – 188 с.
4. *Гончаревич И.Ф.* Вибрация - нестандартный путь. – М.: Наука, 1986.-209 с.
5. *Вибрации в технике. Справочник.* В 6-ти т. /Ред. Совет: В.Н.Челомей (пред.). – М.: Машиностроение.
6. *Ланець О.С.* Високоєфективні міжрезонансні вібраційні машини з електромагнітним приводом (Теоретичні основи та практика створення): Монографія. – Львів: Видавництво Національного університету „Львівська політехніка”, 2008. – 324 с.
7. *Симонюк В.П.* Протікання перетворень в середовищі сипучих тіл при дії вібрації. Наукові нотатки. Міжвузівський збірник (за напрямом “Інженерна механіка”). Випуск 24 (лютий, 2009). Луцьк, 2009. – С. 507-512.
8. *Струтинський В.Б., Веселовська Н.Р.* Технологія моделювання динамічних процесів та систем. – Вінниця: О.Власюк, 2007, – 466 с.
9. *Струтинський В.Б., Калмиков М.О.* Вібраційна обробка (Теорія й практика застосування): монографія - Луганськ: Вид-во «Нолідж», 2010. – 427 с.

Стаття надійшла до редакції 29.04.2013.

УДК 621.762.4

В.А. Сичук

КОМП'ЮТЕРНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПОТОКУ ПОВІТРЯ ЧЕРЕЗ ПОРИСТУ ВСТАВКУ СОПЛА НОВОЇ КОНСТРУКЦІЇ АБРАЗИВОСТРУМЕНЕВОЇ МАШИНИ

У статті наведено новий принцип підвищення зносостійкості сопла абразивоструменевої машини. Представлено результати дослідження виготовленого пористого елемента (частини нової конструкції абразивоструменевого сопла). Виконано перетворення отриманих 2D результатів сканування в 3D з метою моделювання комп'ютерної симуляції потоку повітря через пористу циліндричну вставку.

Ключові слова: абразивоструменева машина, сопло, моделювання, карбіди, повітряний прошарок. Форм. 4. Рис. 13. Літ. 4.

В.А. Сычук

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОТОКА ВОЗДУХА ЧЕРЕЗ ПОРИСТУЮ ВСТАВКУ СОПЛА НОВОЙ КОНСТРУКЦИИ АБРАЗИВОСТРУЙНОЙ МАШИНЫ

В статье приведен новый принцип повышения износостойкости сопла абразивоструйной машины. Представлены результаты исследования изготовленного пористого элемента (части новой конструкции абразивоструйного сопла). Выполнено преобразование полученных 2D результатов сканирования в 3D с целью моделирования компьютерной симуляции потока воздуха через пористую цилиндрическую вставку.

Ключевые слова: абразивоструйная машина, сопло, компьютерное моделирование, карбиды, воздушная прослойка.

V. Sychuk

COMPUTER SIMULATION OF AIR FLOW THROUGH POROUS INSERT OF A NEW DESIGN NOZZLE FOR SAND BLASTING MACHINE

The paper presents a new principle of improving the durability of a nozzle for sand blasting machine. It was presented results of the study of created porous element (a part of the new design sand blasting nozzle). It was done a conversion of obtained 2D scan results into 3D with the purpose of computer modelling to simulate the flow of air through a porous cylindrical insert.

Keywords: sand blasting machine, nozzle, computer simulation, carbides, air layer.

Постановка проблеми. Абразивоструменева обробка великих, важкодоступних поверхонь є важливим процесом очистки виробів від бруду, іржі, різних хімічних покриттів, підготовки поверхонь перед наступними операціями, наприклад ґрунтування, фарбування, декоративній обробці. Обладнання для здійснення абразивоструменевої обробки складається з таких основних частин: пристрій який подає суміш повітря і абразиву з необхідної швидкістю та концентрацією під певним тиском і направляючої, або ж сопло, в яке подається вищезгадана суміш для створення чітко визначених параметрів потоку таких як вихідна швидкість, напрямок руху та сила потоку, площа контакту абразивних частинок по оброблюваній поверхні. Таке сопло працює в дуже агресивному середовищі і тому постійно зношується, а отже і робочі властивості даної частини абразивоструменевої машини погіршуються, що в свою чергу негативно відбивається на вихідних параметрах потоку суміші. Тому, матеріал викладений в даній статті покликаний змоделювати та дослідити можливість усунення або ж зменшення спрацювання сопла.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Для вирішення проблем зношування внутрішньої робочої поверхні сопла в основному велика увага приділялась виготовленню даного виробу з зносостійких твердих матеріалів, про що свідчать різноманітні патенти. Матеріали що використовуються – твердосплави, кераміка, карбіди (бору (B_4C), титану (TiC), вольфраму (WC), танталу-гафнію (Ta_4HfC_3)), штучні алмази. Найбільш популярним матеріалом для застосування в даній сфері є карбід бору.

Карбід бору (B_4C) був вперше отриманий в 1894 Анрі Муассаном. Це тугоплавке з'єднання володіє такими унікальними властивостями, як висока радіаційна та хімічна стійкість, цікаві з прикладної точки зору електрофізичні властивості і т.д. Карбід бору має такий тип кристалічної решітки і таку високу міцність хімічного зв'язку, що є третім за твердістю з усіх існуючих матеріалів, поступаючись тільки кубічному нітриду бору та алмазу. При цьому, тільки з карбіду бору можна отримувати великі полікристали будь-якої форми. Високотверді матеріали на основі карбіду бору активно застосовуються для виготовлення виробів, що протистоять механічній, хімічній, гідро- і аероабразивній, а також інших видів ерозії. З цього матеріалу виробляють сопла, різноманітні вузли тертя, торцеві ущільнення та інші вироби, що знаходять все більш широке застосування в сьогоднішній індустрії. Компактні вироби з карбід бору виходять двома способами – шляхом плавлення або методом порошкової металургії. Перший метод не отримав широкого

розповсюдження в силу ряду причин, тому основним шляхом отримання виробів з карбіду бору та матеріалів на його основі став другий, метод порошкової металургії. [1]

Невирішені частини проблеми. Проблеми які виникають при виготовленні даних сопел для абразивоструменевих машин – це складність виготовлення, необхідність використовувати складне технологічне устаткування та дорогі матеріали, що призводить до високої вартості готового виробу.

Метою дослідження є вивчення, принципово нових, умов які необхідно створити для збільшення зносостійкості сопла абразивоструменевої машини і тим самим збільшити його працездатність.

Причина спрацювання сопла абразивоструменевих машин ґрунтується на зміні геометричних розмірів внутрішньої робочої поверхні. Через тертя абразивних частинок по внутрішньому профілю сопла, воно втрачає свою першочергову форму, що й призводить до зміни вихідних параметрів потоку суміші повітря та абразиву наприклад таких як швидкість (в промислових соплах форми Вентурі вона зазвичай рівна біля 800 м/с). Як наслідок виникла ідея зменшити або ж взагалі усунути негативний контакт вищезгаданих абразивів з внутрішніми стінками сопла. Це можна досягнути подавши додатковий потік повітря, який і буде прошарком, що буде перешкоджати контакту абразиву з внутрішньою робочою поверхнею сопла. Принцип роботи ідеї зображено на рисунку 1.

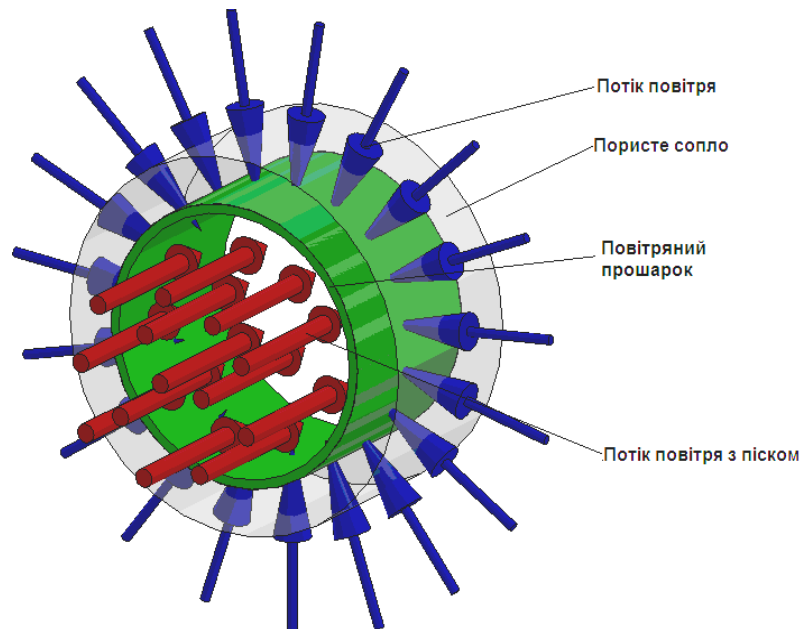


Рис. 1. Утворення повітряного прошарку

З рисунку 1 видно, що додатковий потік повітря буде подаватися в радіальному напрямку, тобто перпендикулярно основному потоку суміші повітря з абразивом. Головна умова працездатності – це пориста стінка сопла через яку буде продуватися повітря.

За основу була взята конструкція промислового сопла UDC32–450 форми Вентурі яке зображено на рисунку 2.



Рис. 2. Абразивоструменеве сопло UDC32–450 форми Вентурі
а) вхідна широка горловина; б) вид збоку; в) вихідна вузька горловина

На рисунку 3 зображено основні внутрішні геометричні розміри профілю сопла UDC32–450 форми Вентурі. Даний профіль забезпечує перетворення вхідних параметрів потоку у необхідні

робочі вихідні. В широку горловину потік суміші повітря з абразивом поступає під тиском 6 атм та швидкістю 30 м/с. Далі на виході за рахунок внутрішнього профілю потік виходить з необхідною робочою швидкістю біля 800 м/с.

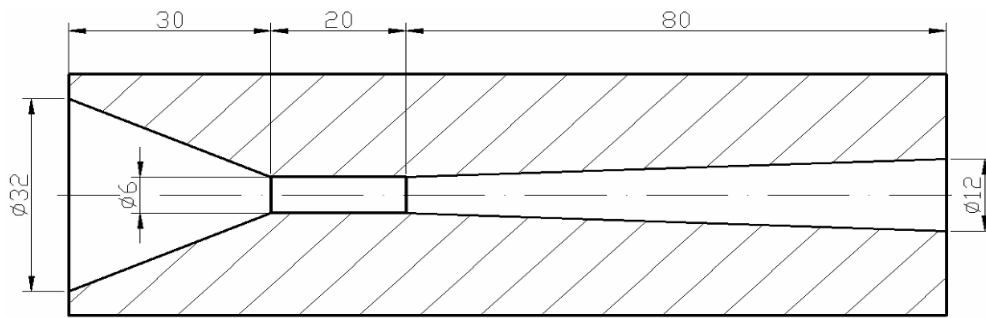


Рис. 3. Основні внутрішні геометричні розміри профілю сопла UDC32–450 форми Вентурі

Вивчивши спрацьовані сопла такої конструкції виявилось, що основне максимальне спрацювання проходить в вузькому циліндричному каналі $\phi 6$ мм. Провівши 7 моделювань, в комп'ютерній програмі SolidWorks Flow Simulation, руху потоку в соплі при різних діаметрах, тобто симуляція спрацювання шийки сопла з $\phi 6$ мм до $\phi 12$ мм (рисунок 4) виявили зменшення швидкості вихідного потоку з 800 м/с до 426 м/с (рисунок 5), що негативно впливає на процес абразивоструменевої обробки.

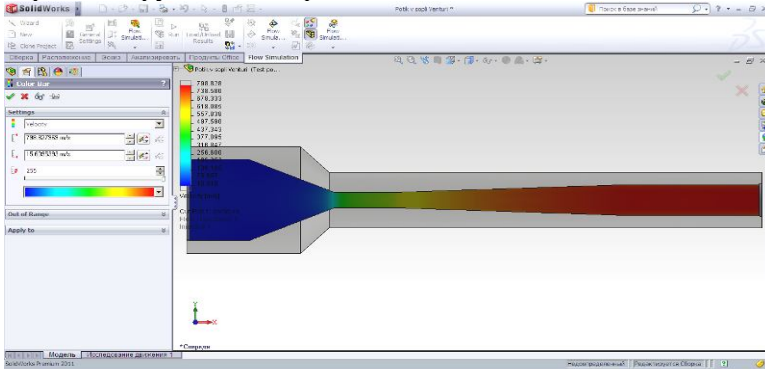


Рис. 4. Моделювання потоку руху повітря в SolidWorks Flow Simulation

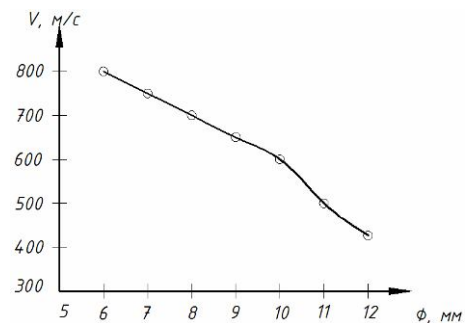


Рис. 5. Графік зменшення швидкості вихідного потоку

Зробивши висновок по виконаній роботі було прийнято рішення спроектувати збірне сопло яке буде складатися з трьох основних окремих частин: вхідна широка горловина, пориста циліндрична вставка (рисунок 6), через яку і буде подаватися повітря перпендикулярно основному потоку, вихідна вузька горловина. Представлений пористий елемент було виготовлено з суміші металічного порошку на основі титану з розміром фракції $+0,63 \dots -1,6$ мм та вуглецевої сажі у співвідношенні 10 до 1. Пресування проводилося в оснастці на вертикальному гвинтовому пресі під тиском 400 кгс/см^2 протягом 5 хв. Спінання проводилося методом СВС тривалістю 1 хв, оскільки суміш з якої було виготовлено пористий елемент піддається такому виду спінання. Результат виготовлення представлений на рисунку 7.

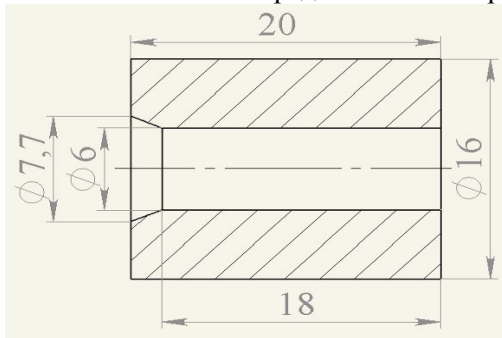


Рис. 6. Основні геометричні розміри пористої вставки



Рис. 7. Виготовлена пориста вставка

Дослідження внутрішньої структури виготовленого пористого виробу проводилося на електронно - скануючому мікроскопі X-ТЕК 225/320 kV СТ SPECIAL (рисунок 8). В результаті сканування з кроком 0,01 мм по висоті пористої вставки було отримано 2000 зображень внутрішньої пористої структури, приклад зображення показано на рисунку 9.



Рис. 8. Проведення експерименту на електронно-скануючому мікроскопі X-ТЕК 225/320 kV СТ SPECIAL

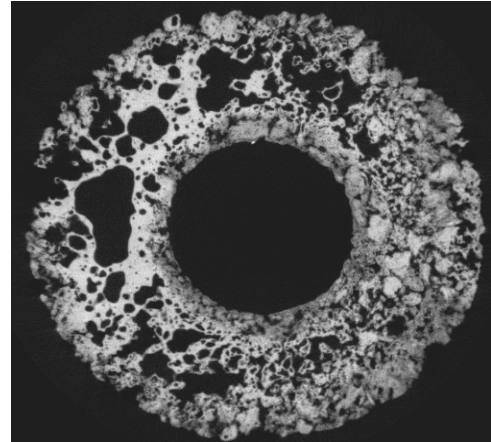


Рис. 9. Зображення внутрішньої структури отриманої з ЕСМ

Для проведення комп'ютерного моделювання потоку через виготовлену пористу вставку сопла необхідно «перетворити» реальний виготовлений об'єкт в його цифрову 3-вимірну копію. Щоб здійснити таку роботу було проведено ряд операцій по спрощенню моделі (рисунок 10), переведенні масиву 2D зображень у 3D вигляд в програмі Mimics 8.1 (рисунок 11), конвертування його в твердотільний об'єкт в програмі SolidWorks (рисунок 12), присвоєння необхідних числових та векторних параметрів потоку повітря в програмі SolidWorks Flow Simulation, тобто створення віртуального експерименту який буде відповідати реальному. Пористість пористого елемента - 0,566. Вхідна швидкість повітря - 30 м/с, тиск при якому подається повітря - 6 атм, повітря виходить з пористого елемента назовні в середовище з атмосферним тиском, тобто 1 атм. Дане програмне забезпечення рахує задану задачу використовуючи метод кінцевих елементів та згідно рівнянь Нав'є Стокса [2].

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_k} (\rho u_k) = 0, \quad (1)$$

$$\frac{\partial (\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_k} (\rho u_k u_i - \tau_{ik}) + \frac{\partial P}{\partial x_i} = S_i, \quad (2)$$

$$\frac{\partial (\rho E)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_k} ((\rho E + P)u_k + q_k - \tau_{ik}u_i) = S_k u_k + Q_H, \quad (3)$$

$$S_i = S_{iporous} + S_{igravity} + S_{irotation}, \quad (4)$$

де t - час;

u - швидкість текучого середовища (повітря);

ρ - густина текучого середовища;

P - тиск текучого середовища;

S_i - зовнішні масові сили, що діють на одиничну масу текучого середовища;

$S_{iporous}$ - дія опору пористого тіла;

$S_{igravity}$ - дія гравітації;

$S_{irotation}$ - дія обертання системи координат;

E - повна енергія одиничної маси текучого середовища;

Q_H - тепло, яке виділяється джерелом в одиничному об'ємі текучого середовища;

τ_{ik} - тензор в'язких зсувних напружень;

q_k – дифузійний тепловий потік, нижні індекси означають суму за трьома координатними напрямками.

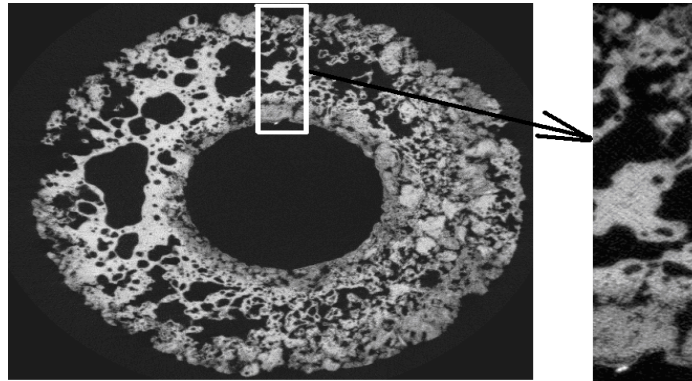


Рис. 10. Спрощення зображення

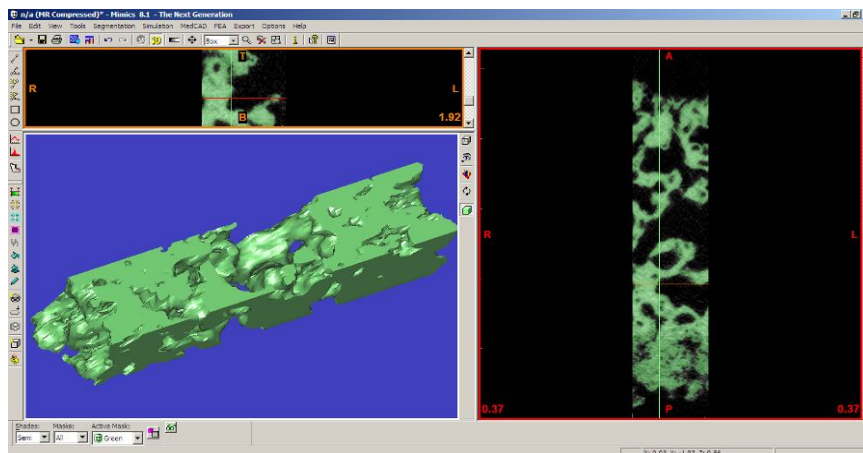


Рис. 11. Переведення масиву 2D зображень у 3D вигляд в програмі Mimics 8.1

Результати симуляції (рисунок 13) показали, що середня швидкість потоку який виходить назовні з пористого середовища рівна близько 500 м/с. Тобто при подачі повітря в радіальному напрямку через пористий елемент воно буде чинити опір основному потоку. І як наслідок на внутрішній робочій поверхні пористої вставки буде створюватися повітряний прошарок який буде перешкоджати контакту абразивних частинок з поверхню сопла.

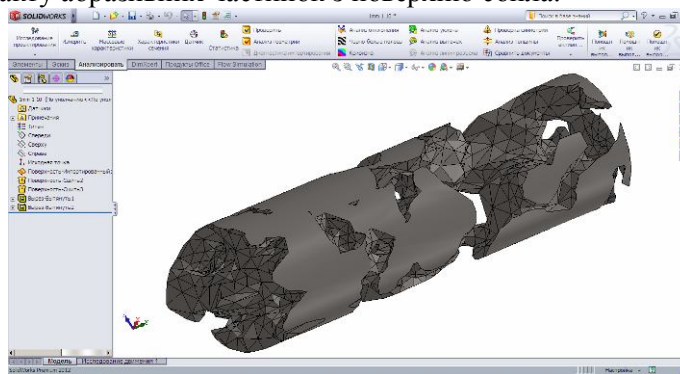


Рис. 12. Конвертування 3D зображення в твердотільний об'єкт в програмі SolidWorks

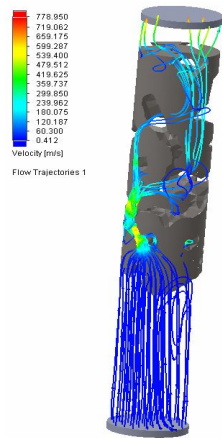


Рис. 13. Результат моделювання потоку повітря в програмі SolidWorks Flow Simulation

Висновки. Аналізуючи вище викладене, можна зробити такі висновки:

- сформульовано принципово новий метод підвищення зносостійкості сопла абразивоструменевої машини за рахунок створення повітряного прошарку на внутрішній робочій поверхні соплової вставки, який перешкоджає тертю абразивних частинок з стінками інструменту;
- описана нова збірна конструкція сопла абразивоструменевої машини, яка ґрунтується на використанні пористої циліндричної вставки;
- проведено дослідження виготовленої пористої вставки;
- змодельовано спрощену «цифрову копію» реально виготовленої пористої вставки;
- проведено симуляцію потоку повітря через пористий елемент, що доказало працездатність нового методу підвищення зносостійкості.

1. Матеріали веб-сторінки <http://promsklo.com.ua/sandblast-nozzle>.
2. Алямовский А.А. SolidWorks 2007/2008. Компьютерное моделирование в инженерной практике / А.А. Алямовский, А.А. Собачкин, Е.В. Одинцов, А.И. Харитонович, Н.Б. Пономарев. – СПб.: БХВ-Петербург, 2008. – 1040 с.
3. Сичук В.А., Заболотний О.В. Технологія отримання зносостійкого сопла піскоструменевої машини методом сухого радіально-ізостатичного пресування. // Науковий журнал «Технологічні комплекси». – №1. – Луцьк: РВВ ЛНТУ, 2010. – С. 124-129.
4. Сичук В.А., Заболотний О.В. Нова технологія виготовлення та особливості використання зносостійкого сопла піскоструменевої машини // Наукові нотатки. – Випуск 29. – Луцьк: РВВ ЛНТУ, 2010. – С. 179-184.

Стаття надійшла до редакції 29.04.2013.

В.І. Слободян, П.М. Райтер, А.П. Джус, О.В. Івасів
ВИЗНАЧЕННЯ КОРОЗІЙНИХ ВТРАТ МЕТАЛУ ТРУБ З ВИКОРИСТАННЯМ
ВИСОКОЧАСТОТНОГО ІНДУКТИВНОГО ДАВАЧА

У статті проаналізовано проблему контролю корозійних втрат металу на поверхні трубопроводу з ізоляцією та застосування сучасних методів і засобів вихрострумowego контролю для її вирішення. Приведено результати розроблення автоматизованої системи контролю з наступним відтворенням ділянок втрат металу на базі просторових даних про товщину стінки труби, отриманих від динамічної системи переміщення, створеної на базі високочастотного індуктивного давача як сенсора втрат металу в кожній точці контролю. Експериментальне тестування запропонованого методу і системи контролю показали можливість проведення просторового вимірювання глибини корозійних втрат металу з точністю $0,2 \div 0,5$ мм за умови відсутності деформації труби.

Ключові слова: вихрострумований індуктивний давач, трубопровід, поверхня металу, контроль, корозійні втрати.
Рис. 6. Табл. 1. Літ. 17.

В.И. Слободян, П.Н. Райтер, А.П. Джус, О.В. Ивасив
ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОРРОЗИОННЫХ ПОТЕРЬ МЕТАЛЛА ТРУБ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ
ВЫСОКОЧАСТОТНОГО ИНДУКТИВНОГО ДАТЧИКА

В статье проанализирована проблема контроля коррозионных потерь металла на поверхности трубопровода с изоляцией и применение современных методов и средств вихретокового контроля для ее решения. Приведены результаты разработки автоматизированной системы контроля с последующим воспроизведением участков потерь металла на базе пространственных данных о толщине стенки трубы, полученных от динамической системы перемещения, созданной на базе высокочастотного индуктивного датчика как датчика потерь металла в каждой точке контроля. Экспериментальное тестирование предложенного метода и системы контроля показали возможность проведения пространственного измерения глубины коррозионных потерь металла с точностью $0,2 \div 0,5$ мм при отсутствии деформации трубы.

Ключевые слова: вихретоковий індуктивний датчик, трубопровід, поверхність металу, контроль, корозійні втрати.

V. Slobodyan, P. Raiter, A. Dzhus, O. Ivasiv
THE CORROSION LOSS METAL PIPE DETERMINATION WITH USE OF HIGH
FREQUENCY EDDY CURRENT SENSORS

The problem of the evaluation of corrosion metal loss on the surface of the pipe with insulation and the use of modern methods and means of eddy current testing for its decision was analyzed in the article. The results of automated control system with subsequent reproduction sections metal losses on the basis of spatial information on the thickness of the pipe wall, obtained from the dynamic displacement system, established on the basis of high-frequency inductive sensor as a sensor of metal losses in each inspection point. Experimental testing of the proposed method and control system has shown the possibility of measuring the spatial depth of corrosion of metal loss within the accuracy of $0,2 \div 0.5$ mm in the absence of pipe deformation.

Keywords: eddy current probes, pipeline, metal surface, monitoring, corrosion loss.

Постановка проблеми. Актуальність проблеми визначення залишкового ресурсу експлуатації газопроводів зумовлена тривалими термінами їх експлуатації. В значній мірі залишковий ресурс визначається міцнісними характеристиками, які напряму залежать від залишкової товщини стінок та величини втрат металу виробу, що знаходяться в експлуатації [1,2,3].

Враховуючи підземне розташування переважної більшості магістральних трубопроводів, захист їх лінійної частини від ґрунтової корозії є одним з головних завдань забезпечення їх надійного функціонування. При спорудженні основних фондів трубопровідних систем в 1960-1980 роках, траплялись серйозні прорахунки і вимушені технічні рішення щодо захисту трубопроводів від корозії, коли тривалий період часу використовувалися ненадійні ізоляційні покриття у вигляді полімерних стрічок. Тому, в умовах інтенсивного старіння, відмов і аварій на магістральних трубопроводах зумовлених ґрунтовою корозією, корозійне пошкодження залишаються однією із основних причин зниження надійності трубопровідних систем.

Оцінити фактичний стан газопроводу і оптимальним чином спланувати черговість проведення вибіркового ремонту та терміни подальшого діагностичного контролю стає можливим за результатами виконання двох важливих та взаємопов'язаних етапів [4]. Першим етапом є виявлення дефектних ділянок трубопроводів за результатами електрометричних обстежень або з використанням внутрішньо трубних дефектоскопічних пристроїв. Визначення характеру і лінійних розмірів дефектів, виявлених вказаними методами, здійснюється, як правило, традиційними методами неруйнівного контролю.

З метою діагностування стану діючих трубопроводів найчастіше використовуються один або поєднання кількох методів з наступного переліку:

- ультразвукова товщинометрія;
- вимірювання механічних властивостей матеріалів (зокрема, твердості);
- електромагнітна (магнітна) товщинометрія ізоляційного покриття;
- вимірювання глибини залягання трубопроводу;
- електроіскровий контроль суцільності ізоляційного покриття;
- ультразвукова дефектоскопія;
- радіографія.

Наступним етапом є аналіз дефектних ділянок на міцність і довговічність на основі достовірних розрахункових методик та формулювання висновків щодо стану газопроводу. Вхідними даними на цьому етапі є дані, отримані за результатами дефектоскопії, оскільки вони є основою для проведення аналітичних розрахунків з метою оцінки термінів безаварійної роботи трубопроводу [5, 10]. Сучасні прилади неруйнівного контролю в основному розроблені для виконання завдань пошуку та ідентифікації дефектів в тілі труби. Тому їх застосування для завдань визначення величини (площі, об'єму) та орієнтації корозійних поверхневих пошкоджень трубопроводів є досить трудомістким. Особливо це відчувається за умови контролю труб покритих ізоляцією, коли застосування частини вказаних вище методів контролю корозійних втрат металу в польових умовах є практично неможливим.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Вказані складності в реалізації контролю корозійних пошкоджень трубопроводів спонукали науковців та інженерів до пошуку та розробки таких методів контролю, які би поєднували систему сканування по поверхні труби та сенсори постійного визначення рівня корозійних пошкоджень металу [11, 12, 13]. На даний час проблема вирішується шляхом комп'ютеризації процесів контролю та автоматизації зберігання і обробки інформації. Сучасні товщиноміри і твердоміри мають пам'ять для запису результатів вимірювань та забезпечені можливістю зв'язку з комп'ютером для створення баз даних і паспортизації об'єктів. Ультразвуковий товщиномір «Скат-4000» [17] дозволяє також реєструвати рельєф виробу, що є важливим в процесі оцінки ступеня корозійного пошкодження внутрішньої стінки трубопроводу. Але використання ультразвукових сенсорів вимагає наявності постійного імерсійного середовища між давачем та поверхнею, що в польових умовах реалізується лише при точковому контролі товщини стінки трубопроводу та при ультразвуковій дефектоскопії тіла труби чи зварного шва.

Обґрунтованим є вирішення вказаної проблеми шляхом реалізації вихрострумowego контролю поверхні металу труби з використанням індуктивних електромагнітних давачів [14, 15]. Це зумовлено тим, що даний метод виключає безпосереднє контактування робочої поверхні давача з контрольованою поверхнею і дозволяє реалізувати контроль параметрів корозійних пошкоджень без зняття ізоляції з поверхні труби. Детальний аналіз реалізації вказаного методу на основі застосування індуктивних давачів в різному конструктивному виконанні наведено в роботі [6]. Проведений аналіз свідчить, що можливості добре відомого вихрострумowego контролю у вирішенні завдань оцінки втрат металу зумовлених різними причинами (корозія, ерозія, кавітація, тощо) є ще далеко не вичерпаними.

Зокрема RFEC - метод далекого вихрострумowego контролю на низьких частотах змінного струму, зараз відомий як RFT, вже більше 50 років застосовується для виявлення корозійних і ерозійних дефектів (втрат в перетині) в трубах малого діаметра, що використовуються в бойлерах і теплообмінниках [7]. RFT-перетворювачі містять, як мінімум, одну котушку збудження і одну приймальну котушку. Котушка збудження живиться змінним струмом низької частоти, який створює змінне магнітне поле близько біля котушки збудження. Це поле взаємодіє з феромагнітним матеріалом труби (як з якорем магніту) і поширюється вздовж труби на відстань декількох діаметрів. На відстані двох і більше діаметрів первинне (пряме) поле котушки збудження різко падає, тоді як вторинне поле, що виникає за взаємодії поля збудження з феромагнітним матеріалом стінки труби, поширюється далі і його можна використовувати для визначення втрати перерізу труби. Значення фази (часу проходження сигналу) і амплітуди (інтенсивності сигналу) можуть бути використані для визначення товщини стінки в області знаходження приймальної котушки (котушок). Для підвищення роздільної здатності методу при виявленні виразкової корозії на трубах великого діаметру використовується збірка приймальних котушок.

Новий метод, відомий як ELF (Extremely Low Frequency – наднизькі частоти) [7], є відносно недорогим методом контролю трубопроводів малого діаметра, змійовиків і бойлерних труб. Метод реалізується за допомогою приладу, що вимірює фазу і амплітуду сигналу, і портативного персонального комп'ютера. Метод дозволяє виявляти і визначати розміри виразкової корозії на внутрішній поверхні труби під час контролю із зовнішньої поверхні через захисне покриття або з внутрішньої поверхні труби. Метод ELF є розвитком методу RFT і також базується на вики ристанні поля змінного струму, індукованого в трубі за допомогою котушки збудження. Частота струму збудження зазвичай менше 1 кГц. Група приймальних котушок в перетворювачі, розташованому в середині труби, реєструє зміну індукованого сигналу, який пропорційний місцевій товщині стінки. Для ELF – перетворювача, що працює по зовнішній поверхні труби, загальна площа приймальних котушок досягає 1/3 довжини кола (рис. 1). На замовлення користувачів виготовляють перетворювачі, що дозволяють контролювати повне коло труби за один прохід, швидкість контролю - 10 м/хв [7].

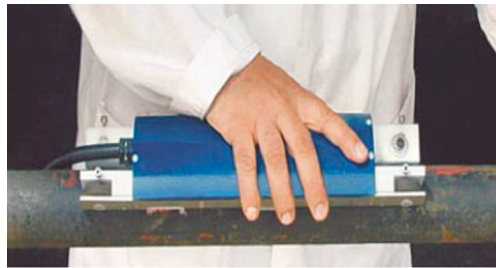


Рис. 1. ELF-перетворювач для контролю по зовнішній поверхні труби діаметром 50 мм [7]

В роботах [8, 9] запропоновано метод і пристрій контролю в основі яких лежить оригінальне вирішення конструкції сенсорних котушок для реалізації вихрострумовео контролю корозійних пошкоджень поверхні труби. В пропонованому методі замість однієї або кількох збуджуючих і приймальних котушок реалізовано їх матрицю на гнучкій плівці, що покриває поверхню контролю (рис. 2а). При цьому всі котушки є плоскими спіральними котушками та збуджуюча і приймальна котушки розташовані одна над одною (рис. 2б).

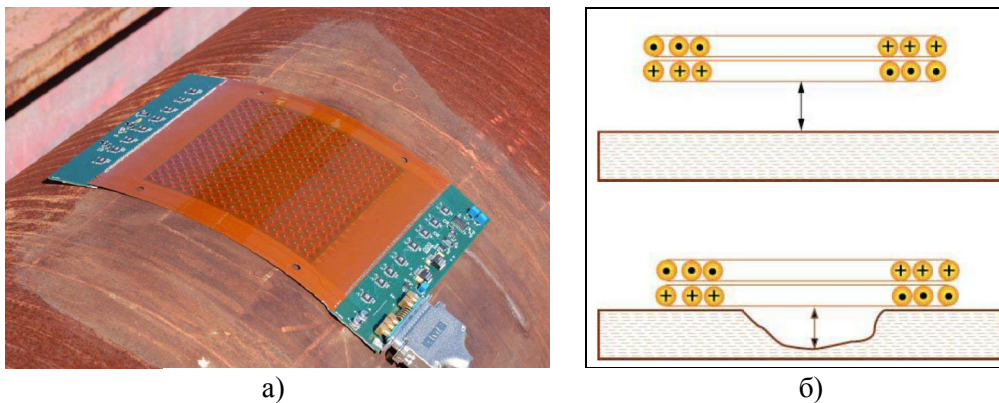


Рис. 2. Матриця сенсорних котушок на гнучкій основі: (а) - фотозображення та (б) еквівалентність сигналу індуктивного датчика (пари котушок вихрострумовео методу) за наявності повітряного зазору між котушками і поверхнею контролю (вверху) та за наявності корозійного пошкодження в тілі труби (внизу) [9]

Втрати металу зовнішньої поверхні тіла труби в результаті корозії спричиняють зміну сигналу у приймальній котушці аналогічну зміні сигналу, яка би відбувалась в цій котушці за умови збільшення повітряного зазору між некородованою поверхнею і цією котушкою. Враховуючи, що розмір котушки складає 8,74 мм, а відстань між ними 9,5 мм, дана конструкція сенсорного масиву індуктивних датчиків дозволяє ідентифікувати на поверхні навіть частково піттингову корозію. В результаті опрацювання сигналів від масиву 256 сенсорів матриці 16×16 загальної контрольованої квадратної ділянки 157×157 мм в пропонованій системі програмно реконструюється рельєф кородованої поверхні труби. Дослідження авторів роботи [9] показали,

що оптимальною є частота струму збуджуючої котушки 4,7 МГц. Це дозволило втричі в порівнянні з частотою 100 кГц збільшити чутливість контролю і використати лише один каскад підсилення сигналу приймаючої котушки перед подачею її на мультиплексор і далі в аналого-цифровий перетворювач системи контролю. Що особливо важливо, вища робоча частота суттєво зменшує вплив неоднорідності в провідності і основне – в магнітній проникності кородованої поверхні металу на результати вимірювання втрат металу. На вищій частоті глибина проникнення електромагнітного поля в метал зростає із-за скін-ефекту суттєво зменшується і складає за результатами досліджень авторів лише 6 мкм.

Невирішені частини проблеми. Існуючі системи, як правило, зорієнтовані на зняття шару ізоляційного покриття і на, в основному, ручний контроль визначених точок або ділянок поверхні труби. В будь-якому із випадків використання вказаних вище пристроїв в польових умовах, а саме при шурфуванні ділянок трубопроводів, є ускладненим через обмежений доступ до всієї поверхні труби. Доцільним є розроблення методології контролю корозійних втрат металу трубопроводів лінійної частини в польових умовах, яка би дозволила автоматизувати процес контролю без пошкодження ізоляційного покриття.

Метою виконаної роботи є розроблення методу та пристрою автоматизованого контролю з наступним відтворенням ділянок втрат металу на базі просторових даних про товщину стінки виробу, отриманих за допомогою динамічної системи переміщення, що містить індуктивний датчик як сенсор втрат металу в кожній точці контролю.

Основні результати дослідження. Аналізуючи можливі шляхи реалізації механічного приводу пристрою автоматизованого контролю, нами запропоновано скористатися машиною для різання труб типу "Орбіта" (рис. 3). За своїм призначенням вона покликана забезпечувати кисневе різання труб з використанням ацетилену або його замінників в польових умовах при будівництві магістральних трубопроводів і на промислових підприємствах. Машина складається з ходової частини, блоку різання, блоку живлення, приводного ланцюга, кабелів, рукавів.

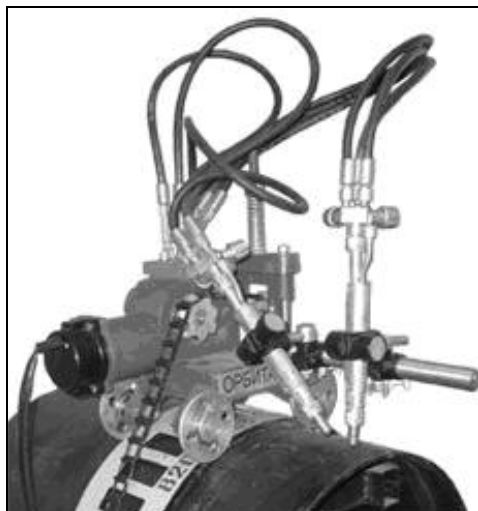


Рис. 3. Машина для різання труб типу "Орбіта"

Промисловістю на сьогоднішній день виготовляються машини для різання труб з ручним приводом та приводом від електричного двигуна. Прийнятним у нашому випадку є використання машини з приводом від електричного двигуна, так як при цьому забезпечується переміщення пальників в коловому напрямку з постійною швидкістю.

Характеристика такої машини передбачає можливість її використання для труб діаметром від 530 до 1420 мм. При цьому швидкість переміщення самохідної каретки змінюється в діапазоні від 100 до 1200 мм/хв. Неспівпадіння початку і кінця різки та відхилення його контура від площини становить не більше 1 мм. Шляхом монтажу на одній із напрямних переміщення пальника спеціального кронштейна для кріплення індуктивного датчика з пристроєм для забезпечення переміщення вздовж осі труби, реалізовано можливість безперервного контролю стану поверхні металу по колу із дискретним зміщенням вздовж осі труби (рис.4).

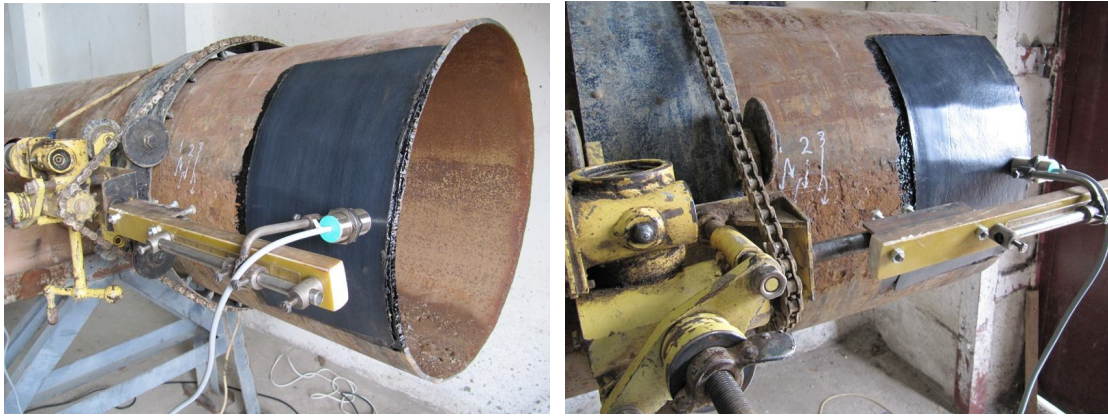


Рис. 4. Загальний вигляд переносної машини для різання труб типу "Орбіта" модифікованої пристроєм переміщення індуктивного давача вздовж осі труби, індуктивним давачем та мікропроцесорним інформаційно-керуючим блоком.

Як сенсор втрат металу в кожній точці контролю використано індуктивний давач з діапазоном вимірювань від 3 до 8 мм (рис. 5). Робоча напруга давача 15...30 В, вихідний аналоговий сигнал 0...20 мА є прямо пропорційним відстані відповідно 3...8 мм, відтворюваність результатів вимірювань 0...6 мкм.



Рис. 5. Індуктивний давач втрат металу в процесі контролю без ізоляції та контрольована частина кородованої ділянки труби

Змінний струм, що проходить через котушку з дроту, створює навколо неї магнітне поле. Якщо котушка підноситься близько до провідної поверхні, то вона індуктує вихрові струми в поверхні, які в свою чергу створюють магнітне поле, що протидіє первинному магнітному полю. Амплітуда і фаза цих "вторинних котушок" знаходяться під впливом геометрії розташування (яка містить простір між котушкою і провідним матеріалом), електропровідності і магнітної проникності матеріалу. Як правило вихроструміві системи містять пару котушок: одна є збуджуючою, а друга приймаючою, так як дві обмотки трансформатора. Взаємозв'язок між двома котушками залежить від способу, яким вихрострумівий давач взаємодіє із зразком металу. Сильним фактором у цьому зв'язку є відстань між котушками давача і поверхнею зразка. Коли котушки знаходяться близько до зразка, взаємозв'язок є сильний, якщо котушки переміщається далі від його поверхні, зв'язок зменшується. Таким чином, існує значний ефект впливу цієї відстані на імпеданс котушок і вихідний сигнал індуктивного давача. Коли вихрострумівий індуктивний давач використовується в пристроях, де основною метою є виявлення невеликих тріщин, цей ефект, як правило, небажаний, оскільки він створює "шум", зумовлений нестабільністю відстані між робочою поверхнею індуктивного давача і поверхнею металу. В інших застосуваннях цього ефекту зміна сигналу від нестабільності вказаної відстані є перевагою, оскільки це дозволяє застосувати індуктивний давач для її вимірювання між давачем і зразком. Вихроструміві індуктивні давачі, які працюють в цьому режимі, є основою давачів переміщення, що мають широке коло використання.

Для вимірювання глибини корозійних втрат металу на поверхні труби, саме ця зміна сигналу давача від зміщення його відносно поверхні або навпаки поверхні відносно давача (в англомовній

літературі liftoff), є визначальною. При вимірюванні корозії в області, яка, як правило, є великою в порівнянні з розміром котушок давача, корозійні втрати проявляються більше як зміна зміщення давача від поверхні металу, ніж локальна зміна в провідності чи проникності. Підхід до визначення корозійних втрат полягає у використанні як зондів вихрострумів індуктивних давачів для вимірювання глибини корозійних ямок шляхом фіксації значення «зсуву» між робочою поверхнею давача і дном ямки, як показано на рис. 2б. Нами досліджувався аналогічний підхід в умовах рухомого сканування індуктивним давачем з метою побудови карти рельєфу поверхні і знаходження місць з максимальною глибиною корозійних втрат металу.

Критично важливим в процесі такого контролю є питання визначення оптимальної частоти коливань котушки збудження індуктивного давача з кута зору мінімізації проникнення поля в метал поверхні трубопроводу, а отже і впливу зміни значень електропровідності та магнітної проникності на сигнал давача. Аналіз фізики методу, відомих залежностей та експериментальних довідкових даних літературних першоджерел (наприклад [16]) про залежність глибини проникнення електромагнітного поля в тіло металу свідчить, що для сталі найбільша глибина проникнення складає відповідно для частот: 1кГц – 0,019 мм, 4кГц – 0,095 мм, 16кГц – 0,0048 мм, 64 кГц – 0,0024 мм, 256 кГц – 0,0012 мм, 1МГц – 0,0006 мм. Власні експериментальні дослідження показали, що значне підвищення частоти призводить до зменшення чутливості методу через поглинання енергії електромагнітного поля в шарі ізоляції. Тому в процесі експериментальних досліджень оптимальною визначена частота роботи індуктивного давача 800 кГц. На ній експериментально досягнуто оптимуму між мінімізацією проникнення поля в метал труби та чутливістю методу.

З використанням вказано підходу та практичного його втілення в розроблену систему контролю на базі приводу системи «Орбіта», нами проведено тестові вимірювання корозійних втрат металу індуктивним давачем на ділянці труби магістрального трубопроводу (рис. 5) з відповідною реєстрацією результатів (частина яких наведена в табл. 1). Привід машини для різки металу «Орбіта» забезпечує рівномірне зміщення давача на контрольованій ділянці по колу труби (це названо терміном «прохід»). Після завершення одного проходу давач повертався у вихідне положення, зміщався в напрямку осі труби на 2 мм і здійснювалась реєстрація сигналу давача на наступному проході. Процес реєстрації повторювався до досягнення краю контрольованої ділянки. В результаті вимірювань отримано двовимірний масив значень сигналу індуктивного давача з дискретністю 1 с для контрольованої ділянки: один вимір – час реєстрації, другий вимір – номер проходу.

Таблиця 1. Фрагмент даних з результатами контролю корозійних втрат металу на контрольованій ділянці труби отриманих на автоматизованій установці

Прохід 1		Прохід 2		Прохід 3	
Час виміру, год:хв:сек	Відстань від поверхні давача до поверхні металу, мм	Час виміру, год:хв:сек	Відстань від поверхні давача до поверхні металу, мм	Час виміру, год:хв:сек	Відстань від поверхні давача до поверхні металу, мм
11:14:25	5	11:18:23	5.3	11:24:25	5.2
11:14:26	5	11:18:24	5.3	11:24:26	5.2
11:14:27	5	11:18:25	5.2	11:24:27	5.2
11:14:28	5.4	11:18:26	5	11:24:28	5.1
11:14:29	5.7	11:18:27	5	11:24:29	5
11:14:30	5.5	11:18:28	4.9	11:24:30	4.9
11:14:31	5.3	11:18:29	4.7	11:24:31	4.8
11:14:32	5.3	11:18:30	4.8	11:24:32	5

На рис. 6 наведено графіки зміни рельєфу поверхні труби по чотирьох сусідніх проходах давача, що знаходяться на відстані 2 мм між відповідними сусідніми проходами. Оскільки рух давача по колу задавався зі швидкістю 1 мм/с і відліки аналогового сигналу давача реєструвались через 1 с, то відстань між зареєстрованими точками в напрямку кола труби була 1 мм. В той час як в напрямку осі труби – 2 мм (відстань між проходами). Робоча зона чутливості індуктивного давача згідно паспорта починається на відстані 3 мм від його поверхні. Тому давач при проведенні експериментів встановлювали таким чином, щоб його робоча поверхня знаходилась на відстані 4 мм від непошкодженої по-

верхні труби (запас 1 мм на нерівність труби). Корозійні втрати металу призводили до «віддалення» поверхні труби від давача, який рухався на фіксованій відстані від непошкодженої поверхні. При проведенні експериментів складним завданням виявилось забезпечення паралельності поверхні давача і уявної дотичної поверхні в точці контролю, оскільки практично усі труби, що знаходяться тривалий час в експлуатації, є частково деформованими. Вирішення цієї задачі потребує детального дослідження.

З метою оцінки достовірності контролю нами вирізано контрольовану ділянку труби і проведено вимірювання її товщини в непошкодженій частині за допомогою мікрометра моделі 102 з точністю 0,01 мм, а на кородованій поверхні – за допомогою ультразвукового товщиноміра УТ-31 з точністю 0,05 мм (рис. 7). Для співставлення значень виміряних індуктивним давачем, мікрометром і УЗ товщиноміром використано поліетиленові прозирки із нанесеною сіткою з кроком 2 мм виготовлені за розмірами контрольованої ділянки. Закріплення прозірок з протилежних сторін зразка дало можливість точно відмітити місця встановлення давача УЗ товщиноміра при вимірюванні з внутрішнього (непошкодженого) боку труби товщини її стінки в різних місцях контрольованої ділянки металу.



Рис. 6. Графіки зміни відстані між робочою поверхнею індуктивного давача та кородованою поверхнею металу труби на контрольованій ділянці при почерговому виконанні проходів вздовж ділянки зі зміщенням між проходами 2 мм



Рис. 7. Визначення розмірів корозійних втрат металу труби контрольованої ділянки (по центру) за допомогою мікрометра моделі 102 (некородовані ділянки) та ультразвукового товщиноміра УТ-31 (кородовані ділянки)

Порівняння результатів товщинометрії зразка проведеної за допомогою індуктивного давача та вказаних взірцевих засобів вимірювань показали, що відхилення у вимірюваннях різними методами складають від 0,2 до 0,5 мм. Найбільші відхилення спостерігались в місцях для яких характерна значна «зрізаність» рельєфу кородованої поверхні труби. Як наслідок, на нашу думку, покази УЗ товщиноміра для такого місця не можна вважати взірцевими в повному розумінні (із-за часткових заломлень УЗ сигналу на нерівностях поверхні металу).

Після опрацювання в середовищі Excel отриманий масив значень глибини корозії перетворений в реконструйовану тривимірну поверхню. На рис. 6 наведено частину відтвореної на персональному комп'ютері поверхні в двовимірному форматі за допомогою ізоліній.

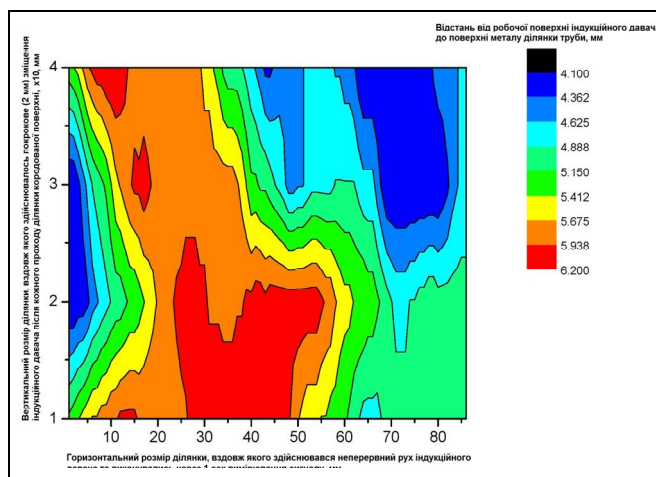


Рис. 6. Комп'ютерна реконструкція рельєфу ділянки кородованої поверхні труби після опрацювання сигналів індукційного давача

Висновки. Аналізуючи вище наведене можна зробити наступні висновки.

1. Аналіз сучасних досліджень в галузі застосування вихрострумового методу контролю для визначення корозійних втрат металу на поверхні трубопроводу свідчить про доцільність розроблення таких засобів за умови використання високочастотних індуктивних давачів як первинних перетворювачів засобів контролю.

2. Для автоматизованого контролю корозійних поверхневих втрат металу на лінійній частині магістральних трубопроводів з ізоляцією на поверхні доцільно використовувати розроблену систему контролю на основі доповнення приводу машини для різання труб типу "Орбіта" модулем індуктивного давача, блоком реєстрації та обробки інформації.

3. Експериментальні дослідження методу та системи контролю показали можливість досягнення просторового вимірювання глибини корозійних пошкоджень з точністю від 0,2 до 0,5 мм за умови відсутності деформації труби.

4. Доцільно продовжити дослідження з метою вдосконалення методу і системи шляхом доповнення останніх модулем реєстрації просторової орієнтації індуктивного давача, що виключить необхідність прив'язки його напрямку руху до місця zdeформованої поверхні труби.

1. ДСТУ-Н Б В.2.3 – 21- 2008. Настанова визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів з дефектами. – [Діючий від 20.08.2008] – К.: МРР та БУ, 2008. – 91 с.
2. Положение об анализе результатов внутритрубной диагностики магистральных газопроводов ДК «Укртрансгаз» и организации выполнения ремонтных работ по устранению дефектов [Действующее от. 16.12.2009]. – К.: ДК «Укртрансгаз», 2009. – 31 с.
3. Методика оценки технического состояния труб газопровода с длительным сроком эксплуатации и его остаточного ресурса [Действующая от 15.12.2003]. – К.: ДК «Укртрансгаз», 2002. – 72 с.
4. В 31 G. Руководство по определению окончательного ресурса корродированного трубопровода: дополнение к стандартам ASME В 31 для напорных трубопроводов, опубл. ASME International. – American Society of Mechanical Engineers, 1991. – 55 p.
5. Кондратьев Д.В., Критерий определения необходимости проведения ремонта коррозионного дефекта / Д.В. Кондратьев // Газовая промышленность (Ремонт объектов газотранспортной системы: приложение к журналу), 2012.- Приложение – С. 34-35.
6. Javier Garcia-Martin, Jaime Gomez-Gil, Ernesto Vazquez-Sanchez, Non-Destructive Techniques Based on Eddy Current Testing / Javier Garcia-Martin, Jaime Gomez-Gil, Ernesto Vazquez-Sanchez // Sensors (Open Access), 2011. – 11. – P. 2525-2565.
7. Ваджпай Анкит, Новый метод выявления коррозионных труб /Анкит Ваджпай // В мире неразрушающего контроля, 2006. – № 1 (31) март. – С. 63-65.
8. Crouch A.E., Burkhardt G.L., Porter P.C., Conformable array for mapping corrosion profiles / Alfred E. Crouch, Gary L. Burkhardt, Patrick C. Porter // Final Report, August 21, 2001–November 21, 2002, Southwest Research Institute, San Antonio, Texas (DOE Contract No. DE-FC26-01NT41153.) - for U.S. Department of Energy, Morgantown, West Virginia, 2002. – 31 p.
9. Crouch A.E., Goyen T.H., Defect assessment using conformable array data / Alfred E. Crouch, Todd H. Goyen // Final Report, October 1, 2002–September 30, 2003, Southwest Research Institute, San Antonio, Texas (DOE Contract No. DE-FC26-02NT41644.) - for U.S. Department of Energy, National Energy Technology Laboratory, Morgantown, West Virginia, 2003. – 26 p.
10. Nessim M., Estimating the risk of pipeline failure due to corrosion/ M. Nessim/ Uhlig's Corrosion Handbook, Third Edition, Edited by R. Winston Revie. - John Wiley & Sons, Inc. – 2011– P. 75-82

11. *Heidersbach R.*, Inspection, monitoring, and testing / Robert Heidersbach // Metallurgy and Corrosion Control in Oil and Gas Production, 2011- John Wiley & Sons, Inc. – P. 186-208.
12. *Roberge P.R.*, Corrosion Inspection and Monitoring / Pierre R. Roberge/ WILEY SERIES IN CORROSION.-2007. - John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey. – 383 p.
13. *Yang L.*, Techniques for corrosion monitoring/ Lietai Yang / SOUTHWEST RESEARCH INSTITUTE, Woodhead Publishing and Maney Publishing on behalf of The Institute of Materials, Minerals & Mining, 2008 - Cambridge England. – 670 p.
14. *Y. Zhang, G. Yan*, Detection of Gas Pipe Wall Thickness Based on Electromagnetic Flux Leakage// Russian Journal of Nondestructive Testing, 2007 – № 43. – P. 123-132.
15. *Kikuchi H., Shimizu I., Ara K., Kamada Y, Kobayashi S.*, Applicability of Magnetic Flux Leakage Method for Wall Thinning Monitoring in Nuclear Power Plants/ Hiroaki Kikuchi, Isamu Shimizu, Katsuyuki Ara, Yasuhiro Kamada, Satoru Kobayashi / Electromagnetic Nondestructive Evaluation (XIV) T. Chady et al. (Eds.), 2011. - IOS Press BV, Amsterdam, Netherlands. – P. 275-281.
16. *Hellier C.J.* Handbook of Nondestructive Evaluation. / Charles J. Hellier. - The McGraw-Hill Companies, 2003. – 594 p.
17. *Мазур І.І., Іванцов О.М.*, Безопасность трубопроводных систем /И.И. Мазур, О.М. Иванцов. – М.: ИЦ «Елима»б 2004. – 1004 с.

Стаття надійшла до редакції 29.04.2013.

УДК 621.771.25

Е.Н. Смирнов, В.А. Скляр, В.Ю. Семенова

ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТИ ПРОИЗВОДСТВА СОРТОВОГО ПРОКАТА ИЗ РЕССОРНО-ПРУЖИННЫХ МАРОК СТАЛИ В УСЛОВИЯХ ТИПОВОГО НЕПРЕРЫВНОГО СТАНА

В статье с использованием компьютерного моделирования произведена оценка возможности производства сортового проката из рессорно-пружинных марок стали в условиях типового непрерывного стана. Для проведения исследования была разработана конечно-элементная модель процесса подстуживания подката для чистой группы клетей стана. По результатам расчета рекомендованы конструкция участка подстуживания и технологические параметры процесса.

Ключевые слова: непрерывный стан, подстуживание, контролируемая прокатка, петля самоотпуска, моделирование. Табл. 3. Рис. 5. Лит. 5.

Є.М. Смирнов, В.О. Скляр, В.Ю. Семенова

ОЦІНКА МОЖЛИВОСТІ ВИРОБНИЦТВА СОРТОВОГО ПРОКАТУ З РЕССОРНО-ПРУЖИННИХ МАРОК СТАЛЕЙ В УМОВАХ ТИПОВОГО БЕЗПЕРЕРВНОГО СТАНУ

У статті з використанням комп'ютерного моделювання проведена оцінка можливості виробництва сортового прокату з рессорно-пружинних марок сталей в умовах типового безперервного стану. Для проведення дослідження була розроблена кінцево-елементна модель процесу охолодження підкату для чистої групи клітей стана. За результатами розрахунку рекомендовані конструкція ділянки охолодження і технологічні параметри процесу.

Ключові слова: безперервний стан, охолодження, контрольована прокатка, петля самовідпуску, моделювання.

Y. Smyrnov, V. Sklyar, V. Semenova

EVALUATION OF THE POSSIBILITY LONG PRODUCTS MADE OF SPRING STEEL IN CONDITIONS OF TYPICAL CONTINUOUS MILL

In this paper, using computer simulation evaluated the possibility of production of long products made of spring steel in a typical continuous mill. To conduct the study was developed by the finite-element model of the process cooling rolled for finishing mill stand. The calculations are recommended construction site cooling and technological parameters of the process.

Keywords: continuous mill, cooling, controlled rolling, loop of self-tempering, modeling.

Постановка задачи. Кризисная ситуация на рынке металлопроката приводит к необходимости поиска новых рынков сбыта продукции. Достигнуть успеха на этом пути можно за счет расширения марочного сортамента стана. В настоящее время на сортовых станах Донецкого региона недостаточно внимания уделяется вопросам прокатки рессорно-пружинных марок стали. Поэтому работы, направленные на изучение возможностей прокатки рессорно-пружинных марок стали, в первую очередь на непрерывных станах, являются актуальными.

Анализ последних исследований и публикаций. Анализ мировых тенденций производства проката из рессорно-пружинных марок стали, разливаемых непрерывным способом, показал, что для получения качественного проката необходимо выполнение целого ряда дополнительных операций и жесткой регламентации температурно-деформационных параметров. В частности, обязательной является гарантированное обеспечение температуры подката перед чистой группой клетей на уровне 780-950°C (PQR-процесс), которая в большинстве случаев достигается за счет применения установки подстуживания проката как перед чистой группой, так и перед калибровочным блоком.

В соответствии с анализом литературных данных, выявлено две концепции обустройства линии подстуживания для обеспечения требуемой температуры самоотпуска раската:

- 1) увеличение расстояния от блока междеформационного подстуживания до чистой группы клетей (калибрующего блока), влекущее за собой увеличение длины стана;
- 2) создание петлевого стабилизатора (технология Multiline-LOOP) без увеличения длины стана.

Следует отметить, что первый вариант получил достаточно широкое распространение. Расстояние между группами клетей в этом случае составляет обычно 50...65 метров. Так, на типовом стане с термомеханической обработкой проката секция ускоренного охлаждения расположена перед калибровочным блоком, а также после него [1].

На сортопрокатном стане завода Hangzhou Zijin [2] для контроля температуры конца прокатки после промежуточной группы клетей установлены две секции водяного охлаждения. После которых расположены три предварительно напряженные клетки (PSG stands) типа CGA

180/100, которые представляют собой редуцированные калибровочные клетки последнего поколения, установленные для получения геометрических размеров высокой точности.

На стане завода Tianjin Iron & Steel установлены две камеры водяного охлаждения между 14-й и 15-й клетями на соответствующем расстоянии для выравнивания температуры поверхности металла. Благодаря такой компоновке можно достичь общее снижение температуры на 260 °С без изменения качества поверхности, т.е. без локального переохлаждения и фазовых изменений [3]. Указано, что понижение температуры поверхности проката в секции подстуживания должно быть не ниже 400°С, что обеспечит отсутствие локального переохлаждения и фазовых превращений, а неконтролируемая разница температур между поверхностью и центром подката (после самоотпуска) перед прокаткой в чистой группе клеток должна находиться на уровне 30°С (не более 50°С). Аналогичное решение по составу и расположению оборудования принято и в литейно-прокатном комплексе №5 компании Baosteel Shanghai [4].

Следует также отметить, что данная компоновка оборудования имеет существенный недостаток: наличие длинного участка самоотпуска противопоказано для марок стали, которые должны прокатываться при высокой температуре.

Однако в последнее время, все большее распространение получает технология Multiline-LOOP предложенная фирмой «MannesmannDemag» (SMSMeer), которая позволяет существенно экономить место в цеху для стана за счет самоотпуска раската в петле температурной стабилизации (рис. 1). Такая технология лишена вышеописанного недостатка. Данная технология, например, реализована на станах заводов «GerdauAcominas» (Бразилия) и «Voest-Alpine» (Австрия) [5]. По этой технологии раскат может напрямую поступать в чистовую группу или проходить через секции охлаждения и петлю температурной стабилизации.

Нерешенные части задачи. Проанализировав основные параметры существующих непрерывных станов контролируемой прокатки (табл. 1) можно сделать выводы о том, что единственным станом в Донецком регионе, который относится к типовым станам и на котором целесообразна организация производства проката из рессорно-пружинных марок стали с использованием непрерывнолитой заготовки в качестве исходного сырья, является стан 390 Макеевского филиала ПАО «Енакиевский металлургический завод». Вместе с тем, в литературе существуют лишь фрагментарные сведения о проведенных исследованиях в этом направлении. Поэтому работа, направленная на оценку возможности производства сортового проката из рессорно-пружинных марок стали в условиях типового непрерывного стана, которым является стан 390 ПАО «ЕМЗ», является актуальной.

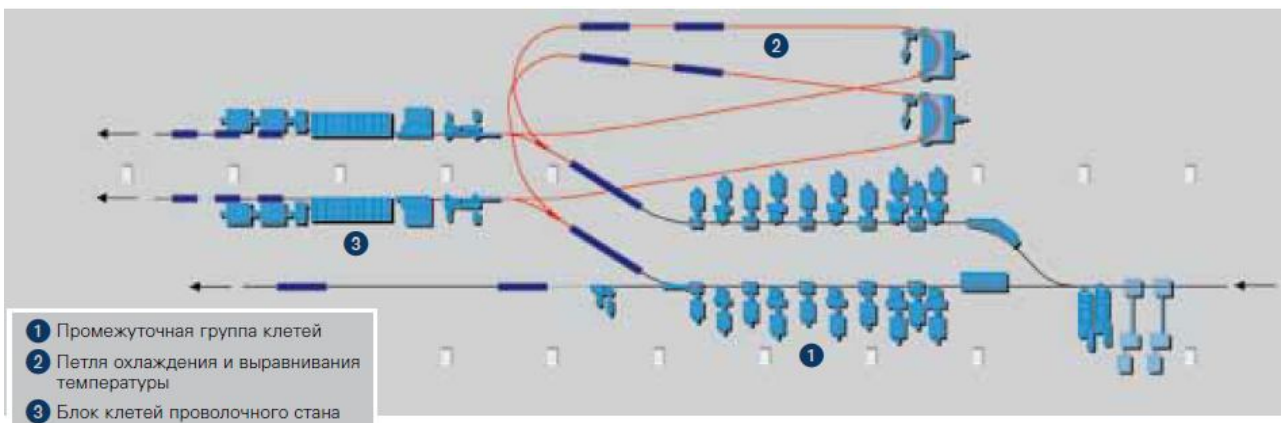


Рис. 1. Схема расположения оборудования проволочного стана при использовании технологии Multiline-LOOP [5]

Цель исследования. Оценить возможности производства сортового проката из рессорно-пружинных марок стали в условиях непрерывного стана 390 Макеевского филиала ПАО «ЕМЗ» и выбрать подходящую технологию производства с учетом возможности реконструкции стана.

Основные результаты исследования. В соответствии с вышеописанным были рассмотрены оба варианта компоновки секции подстуживания для реализации контролируемой прокатки (рис. 2). Анализ межклетевых расстояний при прокатке круглых прутков на стане 390 ПАО «ЕМЗ» (рис. 3) позволяет сделать вывод о том, что данные расстояния достаточно велики, и в этом промежутке могут быть установлены охлаждающие устройства.

Таблица 1. Характеристика современных сортовых станов низкотемпературной прокатки

	Типовой сортовой стан с ТМО	Стан завода Hangzhou Zijin	Стан завода Tianjin Iron & Steel	ЛПК №5 компании Baosteel Shanghai	Стан 390 ПАО «ЕМЗ»
1	2	3	4	5	6
Количество секций подстуживания, шт.	1	2	2	1	
Межклетевой промежуток совершения подстуживания	15-16	16-17	14-15	14-15	
Всего клетей, шт.	18	19	18	18	18
Число клетей низкотемпературного деформирования, шт.	3	3	4	4	
Тип клетки	H-V-H	H-V-H	H-V-H-V	H-V-H-V	
Диаметр валков, мм		180/100			
Конечная скорость прокатки, м/с		15	10	16	до 18
Сортамент продукции	Круг, катанка, полоса, квадрат, шестигранник	Круг Ø 24-55 (65), полоса 50x7-100x30. Шестигранник, квадрат - в перспективе	Круг Ø16-60	Круг Ø15-60, Круг в бунтах Ø18-40, катанка 5-20 мм	Круг Ø 20-50, шестигранник 20-48, квадрат 18-45, арматура 14-36, уголок, швеллер, полоса
Стандарт			GB1222-84, GB3077-99	HNV3, AISI 52100, AISI 9260, AISI 1045, AISI 4140	ГОСТ 4543-71, ДСТУ 2651-2005 (ГОСТ 380-2005), ГОСТ 5781-82
Марки стали	Качественные марки стали	Конструкционные, легированные конструкционные, рессорно-пружинные и шарикоподшипниковые	Ст. 45, 60Si2Mn, 60Si2Cr, 40Cr, 40MnB	4Cr9Si3, GCr15, 60Si2Mn, ML45, 40CrMo, Ст. 45	Углеродистые, конструкционные
Годовая производительность, тыс. т/год		800	750	350	

Однако вопрос обеспечения необходимого перепада температур по сечению раската (не более 50 °С) остается открытым.

Для изучения температурного поля подката на участке подстуживания была разработана конечно-элементная модель в программном комплексе ANSYS.

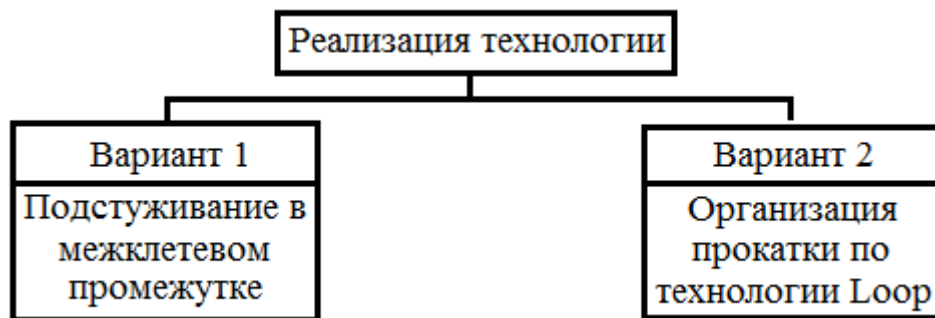


Рис. 2. Варианты реализации технологии контролируемой прокатки на стане 390 ПАО «ЕМЗ»

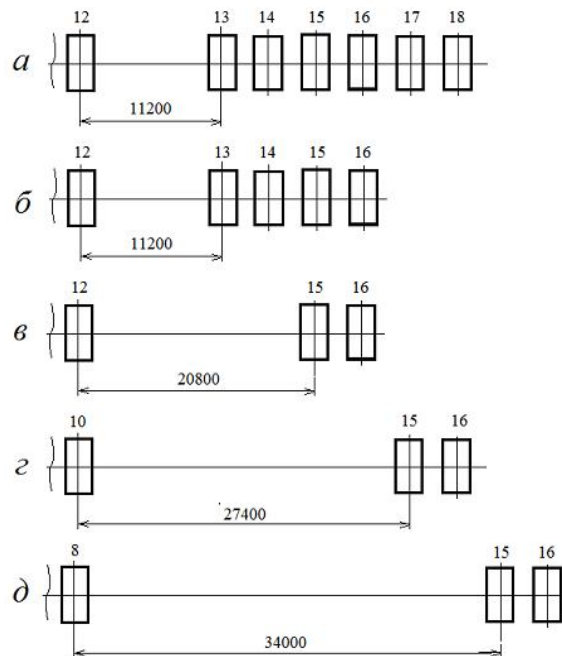


Рис. 3. Схемы прокатки круглых профилей в последних клетях стана 390
 а – для круга 20 мм; б – для круга Ø 22 мм; в – для круга Ø 30 мм; г – для круга Ø 40 мм; д – для круга Ø 50 мм

Расчет осуществляли для круглого профиля из стали марки 60С2, который выходит из последней клетки промежуточной группы с равномерно распределенной по сечению температурой 970 °С и с указанной скоростью проходит 2 секции водяного охлаждения. Между секциями и после них прокат охлаждается на воздухе, а затем попадает в чистовую группу. Протяженность секций водяного охлаждения 2,5 м. Исходные данные для расчета температурного режима охлаждения прутка приведены в таблице 2.

Конечно-элементная модель раската разбивалась на двумерные тепловые элементы PLANE55. Замена объемной цилиндрической модели раската четвертью поперечного сечения обусловлена следующими факторами: длина цилиндрической подката гораздо больше его диаметра, поэтому теплообменом по длине подката можно пренебречь и рассмотреть плоское сечение, которое, в силу симметрии, заменяется четвертью поперечного сечения с адиабатическими поверхностями по линиям симметрии и с заданными условиями теплообмена на поверхности.

Целью расчетов являлось определение времени, необходимого для стабилизации температуры по сечению, при котором разница температуры между центром и поверхностью не

будет превышать 50 °С. По полученным результатам построены графики зависимости температуры различных точек сечения заготовки от времени нахождения в секции водяного охлаждения и на воздухе.

Таблица 2. Исходные данные для расчета температурного режима охлаждения прутка

Диаметр готового прутка, мм	Размеры подката hxb, мм	Скорость подката, м/с	Коэффициент теплоотдачи, Вт/м ² ·град	
			в секции	на воздухе
20	37,5x31,3 (с 12 клетки)	4,81	40000	100
22	34,5x29,5 (с 12 клетки)	5,75	40000	
30	37x33,6 (с 12 клетки)	4,61	40000	
40	48,5x47,9 (с 10 клетки)	2,58	21000	
50	61x60 (с 8 клетки)	1,6	13000	

На рис. 4 приведены зависимости температуры в различных точках сечения раската (температура на поверхности, в центре и среднемассовая) от времени охлаждения подката для конечного круга Ø 20 мм.

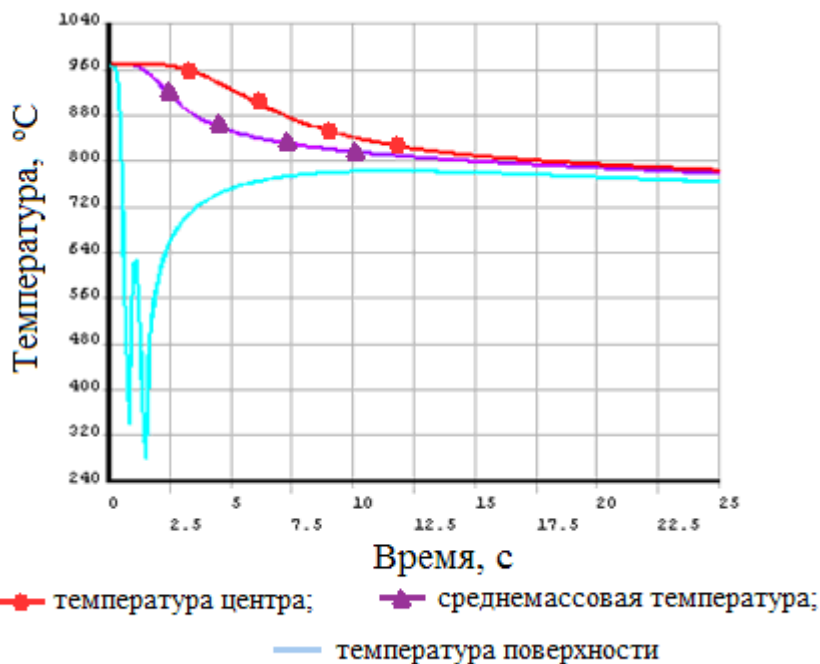


Рис. 4. График зависимости температуры от времени охлаждения

Температура поверхности в первой секции падает с 970 °С до 340 °С, затем происходит разогрев до 630 °С и снова охлаждение до 280 °С. Далее происходит разогрев поверхности проката до 780 °С, после чего температура начинает выравниваться по сечению. Однако расчеты показали, что указанного выше расстояния между чистой и промежуточной группой не хватает для выравнивания температуры по сечению. Так, в рассматриваемом случае выравнивание температуры наблюдается только через 15 секунд от начала охлаждения, что соответствует длине участка самоотпуска 72 метра. Поэтому реализацию подстуживания подката на стане 390 ПАО «ЕМЗ» можно реализовать только по технологии Multiline-LOOP.

График влияния перепада температуры по сечению в зависимости от длины петли самоотпуска показан на рисунке 5. Из полученных зависимостей для остальных размеров подката получали необходимую длину петли самоотпуска. Результаты расчета приведены в таблице 3.

Вывод. Выполненные первичные расчеты и анализ особенностей расположения оборудования стана 390 ПАО «ЕМЗ» показали, что для реализации низкотемпературного

процесса прокатки необходима реконструкция стана с организацией участка подстуживания подката для чистой группы по технологии Multiline-LOOP. С помощью компьютерного моделирования установлено, что при этом длина петли самоотпуска при производстве круглого проката диаметром 20, 22 и 30 мм, будет колебаться в пределах от 67 до 72 м, а для круглого проката диаметром 40 и 50 мм - 90...96 м.

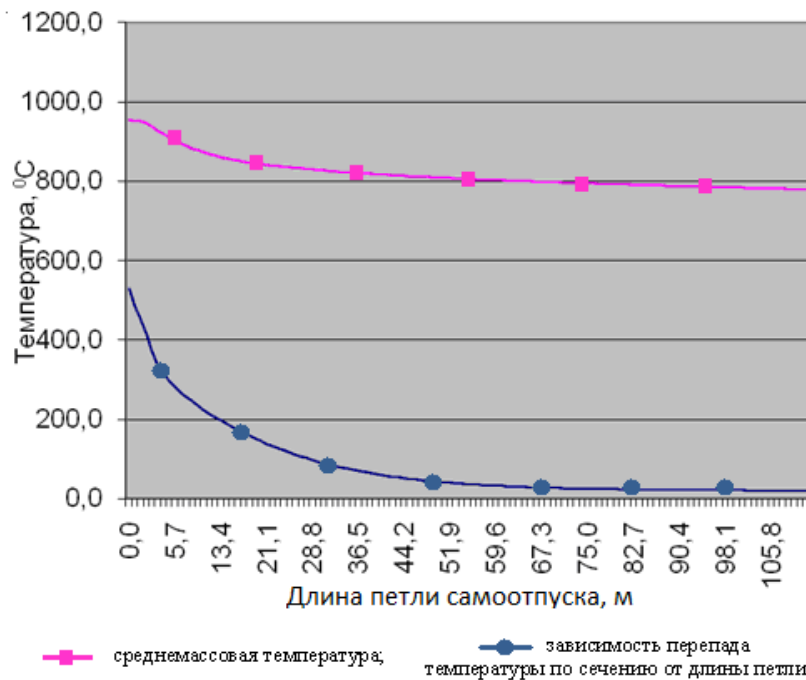


Рисунок 5 – Залежність змінення середньомасової температури та перепаду температури по сеченню від довжини петлі самоотпуска

Таблиця 3 – Результати розрахунків охолодження подкатів

Диаметр готового круга, мм	Время самоотпуска, с	Температура, °C				Длина петли самоотпуска, м
		поверхности	центра	средняя	перепад	
20	15	767	810	791	43	72,15
22	12,5	755	799	780	44	71,88
30	14,5	765	810	790	45	66,85
40	35	779	819	801	40	90,3
50	60	761	808	787	47	96

1. Masini, R. Latest bar mill technology / R.Masini, A.Lainati // Millenium Steel. – 2005. – С. 216-221.
2. Тоски, Ф. Низкотемпературная прокатка на сортовом стане для производства спец сталей на заводе Tianjin Iron & Steel / Ф.Тоски, В.Бинсиа // Danieli News / - 2006. – Volume III. – 8 с.
3. Masini, R. Технология калибровки сортового проката в многокалиберных двухвалковых клетях в комбинации с термомеханической обработкой / R.Masini // Steel Times International. – 2005. – №14. – С. 18-22.
4. Тоски, Ф. Литейно-прокатный комплекс №5 компании Baosteel Shanghai (КНР) для производства катанки и сортового проката нержавеющей и специальных сталей – пусконаладка и результаты эксплуатационных испытаний / Ф.Тоски // Danieli News / - 2004. – Volume II. – 15 с.
5. Мелкосортно-проволочные станы / SMS MEER – Germany: SMS group – 40 с.

Стаття надійшла до редакції 29.04.2013.

УДК 629.7.058(043.2)

А.В. Стельмах

АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ ИЗМЕРИТЕЛЬНО-ИСПЫТАТЕЛЬНАЯ СИСТЕМА ИССЛЕДОВАНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ТРЕНИИ ГРАНИЧНЫХ СЛОЕВ

Рассматривается программно-аппаратный комплекс сбора, обработки и анализа данных лабораторных исследований процессов трения деталей механизмов для оценки их эксплуатационных свойств и повышения ресурса техники.

Ключевые слова: трение, эксплуатационные свойства, динамические процессы, граничные слои.

Рис. 7. Табл. 1. Лит. 1.

О.В. Стельмах

АВТОМАТИЗОВАНА ВИМІРЮВАЛЬНО-ВИПРОБУВАЛЬНА СИСТЕМА ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ПРИ ТЕРТІ ГРАНИЧНИХ ШАРІВ.

Розглядається програмно-апаратний комплекс збору, обробки та аналізу даних лабораторних досліджень процесів тертя деталей механізмів для оцінки їх експлуатаційних властивостей і підвищення ресурсу техніки.

Ключові слова : тертя , експлуатаційні властивості , динамічні процеси , граничні шари.

O. Stelmach

AUTOMATED MEASUREMENT AND TEST SYSTEM STUDY DYNAMIC PROCESSES IN FRICTION BOUNDARY LAYERS.

We consider hardware and software system for collecting, processing and analysis of laboratory tests of friction parts of mechanisms to assess their performance properties and enhancing resource engineering.

Keywords : friction, performance characteristics, dynamic processes, boundary layers.

Постановка проблемы. В классической трибологии для исследований и моделирования трения скольжения широко используется модель трибоконтакта радиального подшипника скольжения, в котором при трении скольжения вала в определенном направлении присутствуют три характерные области относительно минимального зазора в контакте. В области входа вала в зону контакта по направлению скольжения зазор между валом и подшипником является сужающимся (конфузорным). Вторая область расположена вблизи минимального зазора и максимальных контактных напряжений. Прохождение вала с граничными слоями смазки через эту область образует расширяющийся (диффузорный) зазор по направлению вращения вала.

Экспериментально установлено [1], что при перемещении поверхности вала в конфузорной области, кроме набегающего потока граничных слоев, возникают вторичные течения смазочной среды, обратные направлению вращения вала. В диффузорной, расширяющейся области, при определенных скоростях возникает маслопаровоздушная фаза смазки и вторичные течения из среды в контакт. Экспериментально установлены закономерности распределения давления в смазочном слое P_m : в конфузорной области повышение, а в диффузорной – понижение относительно давления окружающей среды (рис. 1).

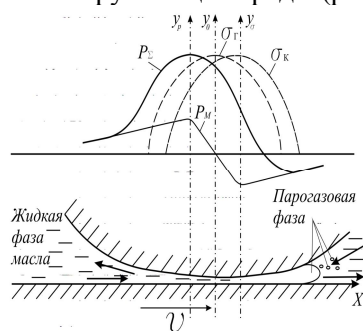


Рис. 1. Схема контактно-гидродинамических процессов в граничных слоях смазки

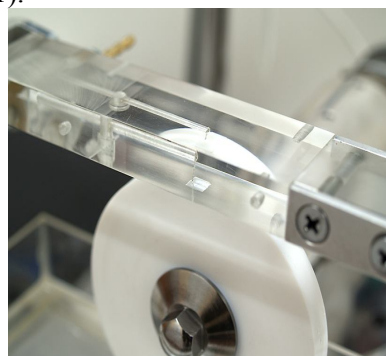


Рис. 2. Внешний вид линейного контакта с приемным устройством давления на рабочей поверхности оптически прозрачного модельного подшипника скольжения

- формирование и передачу массива данных в ПК;
 - прием данных из ПК для формирования сигналов управления АД, и ШД. Программное обеспечение выполняет функции формирования алгоритма управления исполнительными устройствами, отображение в цифровом или в графическом виде рабочих параметров и режимов лабораторной установки АСБ-02.

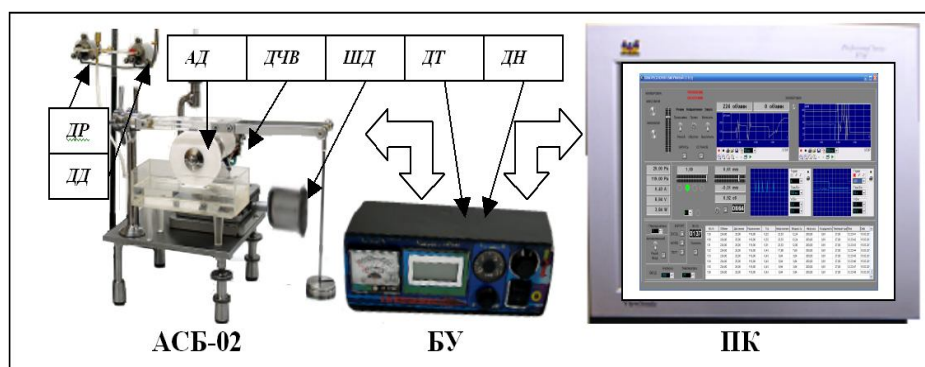


Рис. 5. Структура автоматизированной измерительно-испытательной системы: АСБ-02 – лабораторная установка для измерения компрессионно-вакуумных процессов; БУ – блок управления; ПК – персональный компьютер; АД – асинхронный двигатель; ШД – шаговый двигатель; ДР – датчик разрежения; ДД – датчик давления; ДЧВ – датчик частоты вращения; ДТ – датчик тока; ДН – схема измерения напряжения

Управление скоростью позиционно-сканирующего механизма при исследовании процесса трения скольжения автоматизировано. Предусмотрено ручное юстирование зоны контакта. Частота вращения основного двигателя автоматически поддерживается на заданном значении независимо от нагрузки и скорости сканирования.

Формирование таблицы 1 осуществляется в ручном или в автоматическом режиме с предварительной установкой периода записи. Предусмотрена возможность экспорта данных в программу EXCEL с целью дальнейшей статистической обработки.

Таблица 1. Результаты исследований

№ пп	Об/мин	Давление	Разрежение	Ток	Напряжение	Мощность	Нагрузка	Координата	Температура	Время
0	100	255	255	2,55	60	153	0	-1	0	20:02:41
1	115,5	255	255	2,55	60	153	0	-0,91	0	20:02:59
2	132,03	255	255	2,55	60	153	0	-0,65	0	20:03:13
3	162	255	255	2,55	60	153	0	-0,45	0	20:03:23
4	187,83	255	255	2,55	60	153	0	-0,23	0	20:03:31
5	211,6	255	255	2,55	60	153	0	0,01	0	20:03:39
6	132,03	255	255	2,55	60	153	0	-0,65	0	20:03:43
7	162	255	255	2,55	60	153	0	-0,45	0	20:03:48
8	187,83	255	255	2,55	60	153	0	-0,23	0	20:03:52
9	211,6	255	255	2,55	60	153	0	0,01	0	20:03:59
10	132,03	255	255	2,55	60	153	0	-0,65	0	20:03:63
11	162	255	255	2,55	60	153	0	-0,45	0	20:04:28
12	187,83	255	255	2,55	60	153	0	-0,23	0	20:04:32

Графический интерфейс (рис. 6) программы дает возможность визуально наблюдать в реальном времени необходимые графические зависимости с сохранением изображений (рис. 7) в памяти ПК.

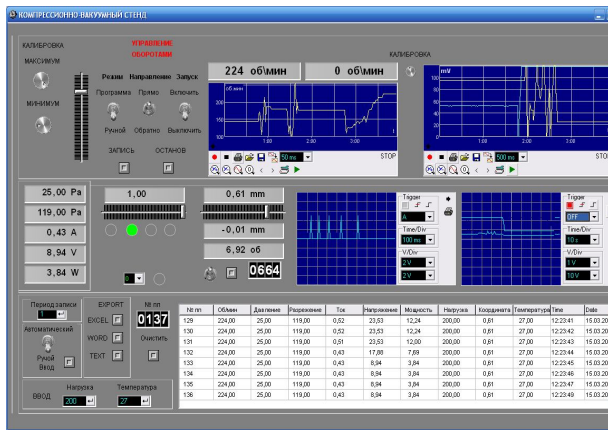


Рис. 6. Внешний вид графического интерфейса программного обеспечения

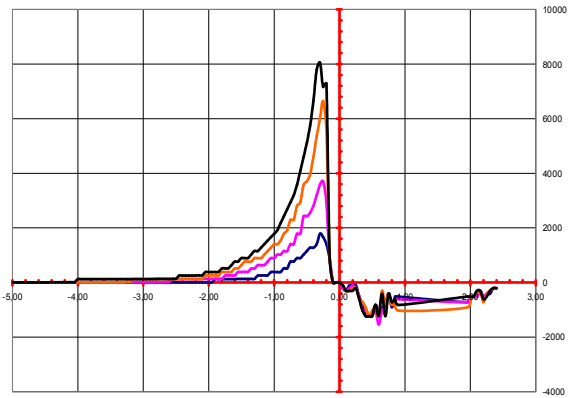


Рис. 7. Результаты экспорта и первичной обработки измеренных параметров

Графический интерфейс в совокупности с программными модулями математической обработки экспериментальных данных позволило создать наглядную, удобную и относительно простую автоматизированную систему регистрации параметров и управления режимами трения скольжения.

Выводы: Использование базовых аппаратных и программных модулей систем [3,4] с разработанными программными модулями математической обработки экспериментальных данных и формирования алгоритма управления позволило за короткое время и с минимальными финансовыми и аппаратными затратами спроектировать и создать эффективную автоматизированную измерительно-испытательную систему определения компрессионно-вакуумных составляющих процессов трения скольжения.

Разработанная и внедренная система значительно повысила производительность экспериментальных исследований трибологических свойств смазочных материалов, исключая влияние человеческого фактора (субъективное принятие решений оператором).

Графический интерфейс программного обеспечения позволяет формировать алгоритмы управления, визуальное наблюдение в реальном времени необходимых графических зависимостей.

Управляющий позиционно-сканирующий механизм обеспечивает равномерность износа деталей при трении, что повышает достоверность результатов исследований.

1. *Стельмах А.У* Возникновение контактных струйных течений в условиях граничной смазки и механизм их образования. –Деп. ГНТБ Украины 14.04.09, №20 – Ук2009. – 43 с.
2. Положительное решение №1514/ЗУ/11 от 14.01.2011 о выдаче декларационного патента на полезную модель «Прибор определения трибологических характеристик трения скольжения в условиях граничной смазки» авторов Стельмах А.У., Бондарь В.С. и др.
3. *Шмаров В.Н., Стельмах О.В.* Система активного контроля параметров энергосиловых установок. В сб. «Технологический системы», №4, Киев, 2008. – С. 17-20.
4. *Шмаров В.М., Стельмах О.В.* Апаратно-програмна інформаційно-вимірювальна система. В сб. «Технологический системы», №1, Киев, 2010. – С.88-90.

Статья надійшла до редакції 27.04.2013.

УДК 621.891:539.375(043.2)

А.У. Стельмах, Д.Д. Хуссейн

ЗАКОНОМЕРНОСТЬ ВЛИЯНИЯ СКОРОСТИ СКОЛЬЖЕНИЯ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ТРИБОКОНТАКТА ПОСРЕДСТВОМ ИЗМЕНЕНИЯ АГРЕГАТНОГО СОСТОЯНИЯ СМАЗОЧНОЙ СРЕДЫ

Показано, что образование масло-воздушной суспензии, вызванное увеличением скорости вращения вала, приводит к увеличению на порядок коэффициентов сжатия и растяжения исходно жидкой смазочной среды, что в свою очередь обуславливает уменьшение степени сжатия смазочных слоёв в конфузальной и понижению степени их разрежения в диффузорной областях контакта, что является причиной снижения интегральной вязкости и силы трения

Ключевые слова: скорость скольжения, смазочная среда, трибоконтакт, сила трения

Рис. 5. Лит.10.

О.У. Стельмах, Д.Д. Хуссейн

ЗАКОНОМІРНІСТЬ ВПЛИВУ ШВИДКОСТІ КОВЗАННЯ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ТРИБОКОНТАКТА З ДОПОМОГОЮ ЗМІНИ АГРЕГАТНОГО СТАНУ МАСТИЛЬНОГО СЕРЕДОВИЩА

Показано, що утворення масло-повітряної суспензії, викликане збільшенням швидкості обертання вала, призводить до збільшення на порядок коефіцієнтів стиснення і розтягування на початку рідкого мастильного середовища, що в свою чергу обумовлює зменшення ступеня стиснення мастильних шарів у конфузальній і пониження ступеня їх розрідження в дифузійній областях контакту, що є причиною зниження інтегральної в'язкості і сили тертя.

Ключові слова: швидкість ковзання, смазочна середу, трибоконтакт, сила тертя.

O. Stelmach, D. Hussein

THE PATTERN OF INFLUENCE OF SLIDING VELOCITY ON THE CHARACTERISTICS TRYBOKONTAKTA BY CHANGING THE PHYSICAL STATE OF LUBRICATING MEDIUM.

It is shown that the formation of oil-air suspension caused an increase in the speed of rotation of the shaft, resulting in an increase of the order of coefficients compression and tension at the beginning of lubricating liquid medium, which in turn causes a decrease in the degree of compression lubricant layers konfuzorniy and lowering the degree of vacuum in the diffuser regions contact, causing reduction integrated viscosity and friction.

Keywords: sliding speed, the oil medium tribocontacts, the friction force.

Постановка проблеми. Зависимость сил трения от скорости скольжения является одной из главных характеристик трибоконтакта. В трибологии ее принято называть «характеристикой трения» и рекомендуется учитывать при конструировании трибосистем. Экспериментальные данные, полученные в различных лабораториях, свидетельствуют о вариациях силы трения при увеличении скорости скольжения в зависимости от условий [1...3]. В одних случаях она практически не изменяется, в других – возрастает, в-третьих – уменьшается, а в условиях жидкостного трения при обильном смазывании контакта с увеличением скорости скольжения, как правило, наблюдается увеличение коэффициента трения до некоторого максимального значения, после которого сила трения уменьшается [2]. При достижении критической скорости сила трения начинает возрастать, вплоть до схватывания [3].

Влияние скорости скольжения v на изменение силы трения видно из диаграммы Герси-Штрибека (рис. 1), представляемой в виде зависимости коэффициента трения μ от характеристики подшипника, то есть от безразмерной величины $\lambda = \eta v / p$, где η - вязкость, p – осевая нагрузка. Эта характеристика по своей сути отражает толщину смазочного слоя. При значении $\lambda = \lambda^*$, соответствующем минимуму коэффициента трения μ , происходит переход от граничного трения к жидкостному. Кривая интенсивности изнашивания I показывает, что при $\lambda > \lambda^*$ контакт деталей размыкается, и износ теоретически исчезает [4].

Многочисленные экспериментальные данные об ЭГД-контакте со смазкой жидкими маслами свидетельствуют о нелинейной зависимости силы трения от скорости скольжения: в области малых и средних скоростей сила трения возрастает до максимума, а с дальнейшим повышением скорости она уменьшается [5...7]. Такое изменение силы трения в ЭГД-теории противоречиво. При повышении скорости скольжения в несущем смазочном слое ЭГД-контакта давление возрастает, что приводит к увеличению его толщины, вязкости и силы трения. При увеличении скорости температура смазки повышается, толщина ее слоя и несущая способность

уменьшаются, чем и объясняют некоторое увеличение силы трения до максимума (рис. 2) и повышение силы трения в области средних скоростей скольжения (0,2...0,5 м/с).

Дальнейшее повышение скорости скольжения, исходя из ЭГД-теории, приводит к более интенсивному локальному росту температуры и понижению вязкости масла, чем и объясняют снижение силы трения. Однако такое видение экспериментально не подтверждается, так как объёмная температура масла увеличивается лишь на несколько градусов, а измерить гипотетически высокую локальную температуру в смазочном слое ЭГД-контакта (более 100 °С) пока не удавалось.

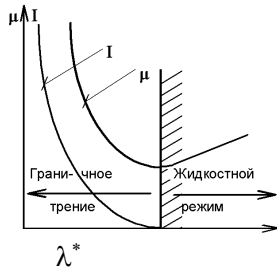


Рис. 1. Диаграмма Герси-Штрибека

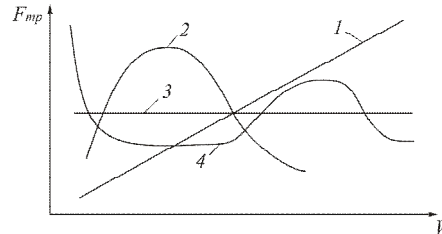


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения μ от скорости скольжения v в моторных маслах: 1 – линия Н.П.Петрова [8]; 2 – по Д.С.Кодниру [4]; 3 – адгезионно-деформационная теория граничного трения [3]; 4 – по Б.И.Костецкому [8]

Эластогидродинамическая теория смазки базируется на ряде известных основных положений, характеризующих ЭГД-контакт. На рисунке 3 представлена зависимость давления p в смазочном слое толщиной h от расстояния по оси X относительно центра нагрузки O при движении плоской поверхности со скоростью V . Плоская подвижная поверхность с неподвижной поверхностью h_x образуют контакт протяженностью $[-aOa]$, где без трения возникают контактные напряжения p_n , при трении - p_x , и минимальная толщина смазочного слоя соответствует области выхода полуплоскости OX из контакта с поверхностью h_{min} . Из основных положений ЭГД-теории смазки (рис. 3) следует, что для повышения ресурса трибосистем необходимо реализовывать обильное смазывание контакта и избегать возможности возникновения условий масляного голодания. Теоретически трение ЭГД-контакта является безызносным, однако при эксплуатации трибосистемы качения и скольжения изнашиваются, что объясняется неустойчивостью режима трения в пуско-остановочные периоды работы. В ряде случаев обильное смазывание ЭГД-контакта приводит к увеличению интенсивности износа поверхностей, их выкрашиванию или к термическому разрушению. Увеличение расхода смазочного материала для обеспечения более интенсивного теплоотвода от ЭГД-контакта оказалось малоэффективным и, как показала практика, стает причиной дополнительного теплообразования особенно при высоких скоростях качения или скольжения (больше 10 м/с).

Изложение основного материала статьи. Вопрос о нелинейности поведения силы трения с ростом скорости скольжения или качения в жидкой смазочной среде, не находит удовлетворительного объяснения с точки зрения ЭГД-теории и по сути остаётся открытым.

В данной работе сделана попытка объяснить нелинейность характеристики подшипников с позиций компрессионно-вакуумной гипотезы (КВ) о природе трения [9,10]. Исходя из КВ гипотезы, процессы, протекающие в эластогидродинамическом контакте, представляются несколько более сложными (рис.4). При движении нижней плоской поверхности со скоростью V в конфузорной области из-за набегающего потока граничных слоев возникают вторичные, обратные движению течения смазочной среды (показано стрелками). В диффузорной, расширяющейся области, при определенных скоростях возникает маслопаровоздушная фаза смазки и вторичные, обратные движению, течения из среды в контакт. Это происходит в соответствии с экспериментально-наблюдаемой закономерностью распределения давления в смазочном слое P_m , которое в конфузорной области выше, а в диффузорной ниже давления окружающей среды. При этом реактивные давления, возникающие на поверхности неподвижного криволинейного трибоэлемента P_Σ , представляют собой сумму герцевских напряжений σ_r и давления в смазочном слое P_m , а контактные напряжения σ_k следует рассматривать, как разницу герцевских напряжений σ_r и давления в смазочном слое P_m . При этом под термином «контактные напряжения», следует понимать те напряжения, которые возникают лишь в области разрежения, то есть в диффузорной

части контакта, так как в конфузурной – поверхности раздвигаются граничными слоями с высоким давлением.

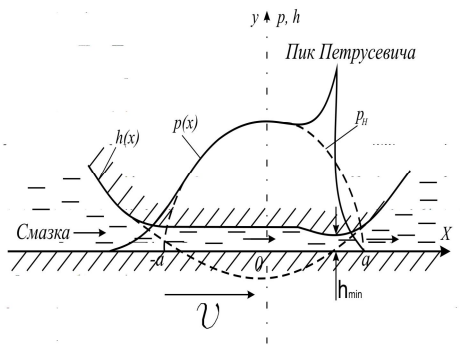


Рис.3. Зависимость давления p в смазочном слое толщиной h от расстояния (ось X) от центра нагрузки O при движении плоской поверхности со скоростью V в контакте с неподвижной поверхностью h_x протяженностью $[-aOa]$, где без трения возникают контактные напряжения p_n , при трении - p_x , а минимальная толщина смазочного слоя h_{min} .

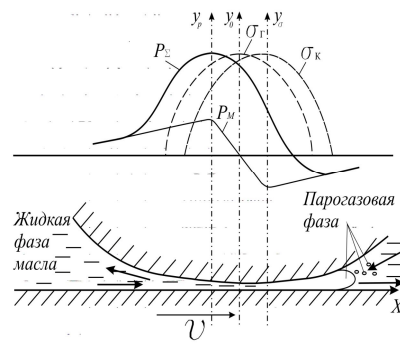


Рис.4. Схема контактно-гидродинамических процессов с позиций компрессионно-вакуумной теории трения

Характеристики сил трения при скольжении в среде авиационного моторного масла МС-20 проводились на лабораторном приборе трения АСБ-01. Линейный контакт создавался поверхностью образующей цилиндр ролика (модель вала) с плоской гранью неподвижного параллелепипеда (модель подшипника скольжения). В неподвижном образце было вмонтировано приемное устройство в виде щели с сечением 0,3x5 мм. Осевая нагрузка составляла 20 Н, ширина контакта – 9 мм. Контакт помещался в специальную ванночку, которая заполнялась маслом МС-20. На расстоянии 2 мм от самого контакта в области входа вала в контакт размещалось приемное устройство в виде щели, которое через внутренние каналы образца-параллелепипеда сообщалось с датчиком давления. Это позволило экспериментально определять давление P в конфузурной области контакта и величину силы трения $F_{тр}$ по изменению мощности электропривода постоянного тока при различных скоростях скольжения одновременно. Оптическая прозрачность неподвижного образца и ванночки, изготовленная из стекла, позволяли наблюдать за течениями в околосконтактной области, а также за агрегатным состоянием масла МС-20. Линейная скорость скольжения поверхности образующей цилиндр фторопластового ролика изменялась плавно от 0,4 до 2,5 м/с, с шагом 0,2м/с и выдержкой в течение 10 минут, когда все параметры стабилизировались. При постоянной осевой нагрузке 2 Н, комнатной температуре и атмосферном давлении окружающей среды измерялись давление смазки через приёмное устройство и потери мощности электропривода. Графики зависимостей силы трения $F_{тр0}$ и давления ΔP_0 в слоях смазки от скорости скольжения через 1 минуту после установления определенной скорости v , представлены на рис.4. Аналогичные зависимости были получены при тех же скоростях, но через 10 минут трения.

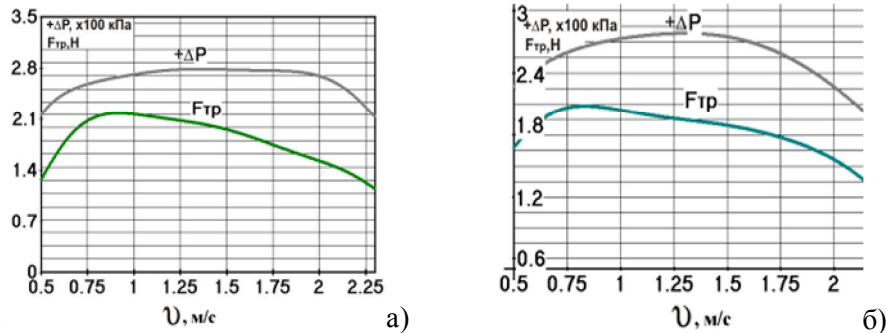


Рис. 5. Зависимость силы трения $F_{тр}$ и максимального избыточного давления ΔP от скорости линейного скольжения v при осевой нагрузке 4 Н через 1 мин. (а) и через 10 мин. (б) после выхода на установившийся режим

Как видно из полученных зависимостей (рис. 5), при данных условиях трения в режиме жидкостной смазки с увеличением скорости сила трения возрастает от 0,1 до 0,6 м/с, после чего наблюдается ее уменьшение. Давление в конфузальной области контакта ведет себя аналогично: синхронно с силой трения возрастает до максимальных значений, после чего оно уменьшается также как и сила трения. Визуальное наблюдение показало, что с увеличением скорости в прозрачном масле МС-20 происходило возникновение воздушных пузырьков. Во времени их количество возрастало. Повышение скорости скольжения приводило к росту интенсивности их образования в масле МС-20. При скорости 0,6 м/с масло теряло прозрачность и при дальнейшем увеличении частоты вращения ролика превращалось в непрозрачную однородную масляно-воздушную смесь в виде суспензии белого цвета. Объемная температура масла к концу серии испытаний повышалась на 4 °С.

Таким образом, использованием масляно-воздушной смеси вместо гомогенной однофазной жидкой смазки достигается повышение эффективности трибосистем, что подтверждает основные положения компрессионно-вакуумной (КВ) гипотезы о природе трения. Это явление наблюдается при пуске холодных двигателей внутреннего сгорания.

1. Причиной нелинейного изменения силы трения (увеличения до максимума и дальнейшего уменьшения) при увеличении скорости скольжения ЭГД-контакта, обильно смазанного моторным маслом, является переход его из гомогенного прозрачного жидкого состояния в мезогенную масляно-воздушную фазу суспензии.

2. Образование масляно-воздушной суспензии, вызванное увеличением скорости вращения вала, приводит к увеличению коэффициента сжатия и растяжения исходно жидкой смазочной среды. Уменьшение сил сжатия смазочных слоёв в конфузальной области контакта и разрежения в диффузорной приводит к снижению интегральной вязкости, скорости вторичных обратных течений, температуры и силы трения.

3. При проведении трибологических лабораторных испытаний смазочных материалов следует учитывать фактическое фазовое состояние смазочной среды (особенно при испытаниях смазочных материалов и присадок к ним на средних и больших скоростях). Фазовое состояние смазочных материалов может оказывать существенное влияние на результаты при оценке эффективности смазок с разными реологическими свойствами.

1. Ахматов А.С. Молекулярная физика граничного трения. – М.: Физматгиз, 1963. – 472 с.
2. Гаркунов Д.Н. Триботехника: Учебник для студентов вузов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1989. – 328 с.
3. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, – 1977. – 526 с.
4. Коднир Д.С. Контактная гидродинамика смазки деталей машин М.: М., 1976– 304 с.
5. Ковеза Ю.В., Никитин С.В., Пшеничных С.И. О решении тепловой задачи применительно к обычным и гибридным подшипникам качения газотурбинных двигателей. Ж. «Авиационно-космическая техника и технология», 2008, №10 (57). – С.132-135.
6. Kenneth C Ludema, Arbor A. Friction, wear, lubrication. A Textbook in Tribology. – CRC Press, Inc. - Boca Raton, New York, London, Tokyo. – 1996. – 257 p.
7. Демидович В.М. Исследование теплового режима подшипников ГТД. – М.: Машиностроение, 1978. – 172 с.
8. Б.И. Костецкий Трение, смазка и износ в машинах – «Техніка», 1970, 396 с.
9. Стельмах А.У. Компрессионно-вакуумный механизм адгезионного трения и изнашивания – Деп. в ГНТБ Украины. – 07.07.2008, №109-Ук 2008. – 28 с.
10. Стельмах А.У. Возникновение контактных струйных течений в условиях граничной смазки и механизм их образования. Нац. авиац. ун-т. – Киев, 2009. – Рус. Деп. В ГНТБ Украины 14.04.09, №20 – Ук 2009. – 43 с.

Стаття надійшла до редакції 29.04.2013.

УДК 620.178:620.181

О.З. Студент, Г.В. Кречковська, А.Д. Марков
ВПЛИВ ТЕПЛОЗМІН У ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНОМУ ВОДЕНЬВМІСНОМУ
СЕРЕДОВИЩІ НА ДЕГРАДАЦІЮ СТАЛІ 15Х1М1Ф ПАРОГОНІВ ТЕС

Проаналізовано вплив зупинок технологічного процесу на ТЕС на зміну структури, механічних властивостей та механізмів руйнування теплотривкої парогінної сталі 15Х1М1Ф. Виявлено, що зростання кількості зупинок може істотно інтенсифікувати структурні зміни в ній. Розкрито етапність структурних змін, накопичення пошкод у теплотривкій сталі та встановлено, що деградація механічних характеристик сталі після більшої кількості зупинок є істотною. Розроблено метод оцінювання технічного стану експлуатованої сталі 15Х1М1Ф парогонів ТЕС.

Ключові слова: теплотривкі сталі, зупинки технологічного процесу, парогони ТЕС, структурні зміни, анізотропія механічних властивостей.

Форм. 1. Табл. 1. Рис. 11. Літ. 9.

А.З. Студент, Г.В. Кречковская, А.Д. Марков
ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОСМЕН В ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ВОДОРОДСОДЕРЖАЩЕЙ
СРЕДЕ НА ДЕГРАДАЦИЮ СТАЛИ 15Х1М1Ф ПАРОПРОВОДОВ ТЭС

Проанализировано влияние остановок технологического процесса на ТЭС на изменение структуры, механических свойств и механизмов разрушения теплостойкой паропроводной стали 15Х1М1Ф. Обнаружено, что с увеличением количества остановок существенно интенсифицирует структурные изменения в ней. Раскрыты этапы структурных изменений, накопления повреждений в теплостойкой стали та установлено, что деградация механических характеристик стали после большего количества остановок есть существенная. Разработано метод оценивания технического состояния эксплуатируемой стали 15Х1М1Ф парогонів ТЭС.

Ключевые слова: теплостойкие стали, остановки технологического процесса, парогонів ТЭС, структурные изменения, анизотропия механических свойств.

A. Student, H. Krechkovska, A. Markov
THE INFLUENCE OF HEATCYCLES IN HEAT TEMPERATURE HYDROGENATED
ENVIRONMENT ON DEGRADATION OF 15KH1M1F STEEL OF THE HEAT POWER
PLANT

The influence of shut-downs of operating procedure on the structural changes, mechanical properties and fracture mechanical of heat-resistant 15Kh1M1F steel for steam pipelines was analyzed. It was revealed that increasing of number of shut downs can essentially intensify of structural changes in metal. Stages of structural changes and damages accumulation in heat-resistant steel were revealed. It was found that degradation of mechanical characteristics after a large numbers of shut-down is essential.

Keywords: heat-resistant steel, main steam pipeline of thermal power plant, shutdowns of technological process, structural change, anisotropy of mechanical characteristics.

Постановка проблеми. На сьогодні оцінка роботоздатності теплоенергетичного устаткування є особливо актуальною проблемою для України. Адже вже на кінець 2005 року кількість теплоенергетичного устаткування з терміном експлуатації 30 і більше років складала 80% [1]. Разом з тим для обґрунтованого продовження терміну їх експлуатації потрібна достовірна інформація про властивості саме тривало експлуатованого металу. Проте багатофакторність експлуатаційних впливів ускладнює узагальнення інформації та наукове вирішення проблеми в цілому. До основних чинників, які викликають втрату металом початкової роботоздатності, відносять: робочі температуру, тиск середовища [2] та тривалість його експлуатації [3-4]. Також звертає на себе увагу такий технологічний чинник як кількість зупинок технологічного процесу [5-7], котрі супроводжуються значними динамічними перевантаженнями (особливо під час зупинок в нерегламентованому режимі). Практика експлуатації ТЕС впродовж останніх 10-15 років за маневреного режиму роботи з частими пусками—зупинками технологічного процесу свідчить про частіше виникнення пошкоджень. Останнім часом експлуатаційну деградацію парогонів ТЕС пов'язують з деструктивною дією водню. На це вказують не лише досвід їх експлуатації, але і значне зниження механічних характеристик в результаті термоцикування сталей у газоподібному водні в лабораторних умовах, яке спричиняє значну трансформацію мікроструктури металу. Отже, можна припустити, що зупинки технологічного процесу під час експлуатації теплотривких сталей на головних парогонів ТЕС можуть інтенсифікувати деградацію, змінивши їх мікроструктуру та знизивши механічні характеристики. Тому врахування впливу теплосмін на деградацію структури та властивостей тривало експлуатованих наводнених сталей парогонів є завданням, яке актуальне і з наукової, і з прикладної точок зору.

Мета дослідження є оцінювання стану деградованої сталі на основі досліджень структурних змін, механічних властивостей та механізмів руйнування теплостійкої сталі головних парогонів ТЕС після її високотемпературної деградації у наводнювальних середовищах за експлуатаційних і модельних лабораторних умов та запропонування методу, який враховуватиме інтенсифікацію зміни її технічного стану за впливу теплосмін під час зупинок технологічного процесу.

Об'єкт досліджень та використані методики. Досліджували сталь 15X1M1Ф у вихідному стані (з труб запасу) та після $\sim 2 \cdot 10^5$ год експлуатації за температури до 545°C і тиску до 24 МПа на головних парогонях ТЕС. Діаметр і товщина стінки труб становили 325 і 60 мм відповідно. Для з'ясування впливу зупинок технологічного процесу на інтенсивність деградації порівняли стан сталі експлуатованої впродовж $\sim 2 \cdot 10^5$ год відповідно на різних блоках ТЕС. Метал з цих шести блоків був після практично однакової тривалості експлуатації, проте різної кількості вимушених N_e і загальної кількості N_z зупинок технологічного процесу. Для сталі 15X1M1Ф для досліджень вибрали метал з блоку № 2 $N_z = 501$, а $N_e = 219$ та з блоку № 6 $N_z = 576$, $N_e = 283$.

Деградацію сталей моделювали термоцикуванням зразків у газоподібному водні згідно відомої методики [8]. Технічний стан металу оцінювали за кімнатної температури, визначаючи характеристики міцності і пластичності за розтягу (у тому числі електролітично наводнених зразків), твердість, ударну в'язкість та характеристики статичної і циклічної тріщиностійкості (ЦТ). Зразки на розтяг наводнювали у водному розчині сірчаної кислоти з додаванням 2 г/л тіосечовини за густини струму 50 mA/cm^2 . Після їх попереднього наводнювання впродовж 0,25 год їх розтягували на повітрі, або в середовищі за безперервного наводнювання. Анізотропію деградації і її градієнт по товщині стінки труб оцінювали за результатами випроб розтягом (гладких циліндричних зразків $\varnothing 5 \text{ мм}$) та на удар (призматичних зразків з V - та U - подібними надрізами) осьових ($L-R$), тангенціальних ($C-L$) та радіальних ($R-C$) зразків, вирізаних на трьох рівнях по товщині стінки труб.

Для випроб на тріщиностійкість сталей використали балкові зразки ($10 \times 20 \times 160 \text{ мм}$) з крайовим надрізом. Статичну тріщиностійкість K_c визначали за випроб триточковим згином, а ЦТ – консольним згином частотою 10 Гц з побудовою кінетичних діаграм втомного руйнування (КДВР) у номінальних і ефективних координатах. Визначали номінальні ΔK_{th} та ефективні $\Delta K_{th \text{ eff}}$ (з урахуванням закриття тріщини (ЗТ) порогові розмахи коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН), а ефект ЗТ оцінювали методом податливості.

Металографічні дослідження проводили на оптичному мікроскопі Neofot-21 та сканівному електронному мікроскопі EVO-40XVP із системою мікрорентгенівського спектрального аналізу INCA Energy 350, а фрактографічні – на сканівних електронних мікроскопах EVO-40XVP та Hitachi S-2600N.

Основні результати дослідження. Сталі з труб запасу властива ферит-бейнітна структура з майже рівномірним розподілом зерен фериту і бейніту в усьому їх перерізі (рис. 1а, крива 1).

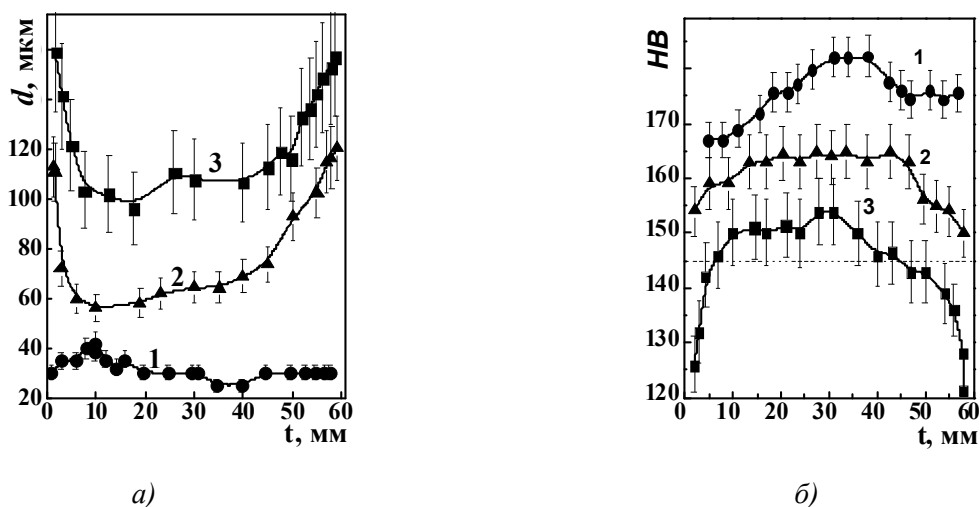


Рис. 1. Зміна середнього діаметра зерен d (а) та твердості HB (б) поперек стінки труб зі сталі 15X1M1Ф залежно від віддалі t від їх зовнішньої поверхні для сталі у вихідному стані (1) та після експлуатації на блоках № 6 (2) та № 2 (3)

Біля зовнішньої і внутрішньої поверхонь труб домінували зерна фериту розміром 27...33 мкм, що є наслідком знеуглечення, а зерна бейніту (30...40 мкм) почали з'являтися лише на глибині 0,5...0,7 мм від бічних поверхонь труб. За вищої роздільної здатності всередині зерен високовідпущеного бейніту спостерігали дрібні карбіди (0,05...0,1 мкм), розташовані вздовж меж його пластин. У мікроструктурі експлуатованої сталі виявили ознаки перерозподілу вуглецю. Біля внутрішньої і зовнішньої поверхонь експлуатованих труб феритна структура збереглася (рис. 2а), однак елементи легування у феритній матриці практично відсутні. Межі зерен фериту майже не травилися і лише за розташуванням ланцюжків карбідів судили про їх розміри. Зокрема, в сталі з блоку № 6 вони зросли до 56...120, а з блоку № 2 – до 96...159 мкм (рис. 1а, криві 2 і 3). Це вказує на укрупнення зерен, а розсіпання меж розділу між невеликими суміжними зернами слід розглядати як етап цього процесу. В діаметральному перерізі експлуатованих труб спостерігали міжзеренні тріщини, які поширювалися на глибину до 50 мкм від їх зовнішніх поверхонь (рис. 2б). Внаслідок високотемпературної взаємодії металу з повітрям простір між берегами тріщин заповнили оксиди. Їх об'єм істотно перевищує об'єм металу, тому виникають напруження, що розкривають тріщини і сприяють їх поглибленню.

Загалом, внаслідок експлуатації сталі твердий розчин збіднюється на елементи легування, а вздовж меж зерен виділяються і коагулюють складнолеговані хромом і молібденом карбіди. Глибина від зовнішньої поверхні труб, на якій спостерігали знеуглечення матриці з виділенням карбідів вздовж меж зерен, залежить від кількості зупинок технологічного процесу, і сягає 7 і 9 мм для сталі, експлуатованої на блоках № 6 і № 2 відповідно. Зі збільшенням кількості зупинок відзначили також більший розкид даних по d (рис. 1а), а також декогезію великих (1...2 мкм) карбідів від матриці (рис. 2в). Декогезію менших карбідів було методично складно виявити.

У структурі експлуатованого металу часто фіксували відшарування включень сульфідів марганцю від матриці (рис. 2г), або сліди від них у вигляді характерних стрічок з великих ямок. Оскільки розміри сульфідів істотно перевищували розміри карбідів, то можна було кількісно проаналізувати долю сульфідів з ознаками декогезії від матриці. Виявлено, що після більшої кількості зупинок доля відокремлених сульфідів зросла на 75%. Це дає підстави припустити, що подібна тенденція збережеться також стосовно декогезії карбідів вздовж меж зерен.

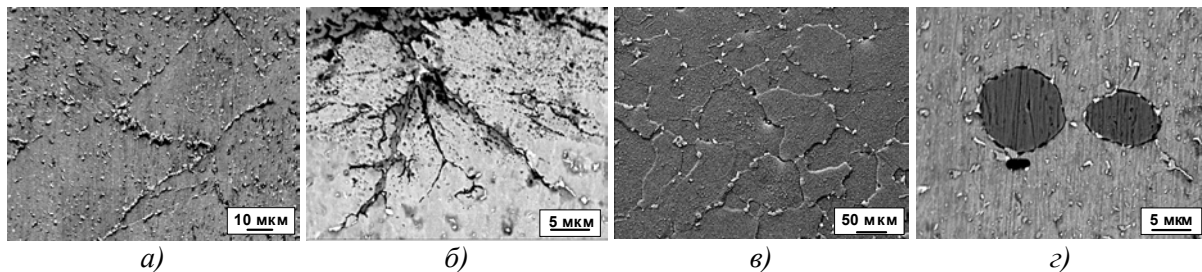


Рис. 2. Мікроструктура сталі 15X1M1Ф, експлуатованої на блоці № 6 (а) і № 2 (б-г) на глибині 5 мм від зовнішньої поверхні труби (а, в, г) та безпосередньо під нею (б)

Таким чином, під час експлуатації сталі 15X1M1Ф відбулася поетапна трансформація структури з розсіпанням меж між суміжними пакетами високовідпущеного бейніту, перерозподілом вуглецю і елементів легування на межі зерен та виділенням і коагуляцією тут карбідів, збільшенням розмірів феритних зерен та декогезією неметалевих включень та карбідів від матриці з утворенням мікропорожнин. Причому в сталі з більшою кількістю зупинок технологічного процесу ці особливості проявилися сильніше і чіткіше.

Механічні властивості. Трансформація структури та виникнення пошкоджень під час експлуатації сталі впливає на її механічні властивості. Так, твердість сталі знижується по всій товщині стінки труби (рис. 1б), істотніше після більшої кількості зупинок та в околі обох поверхонь труб, що пов'язано, очевидно, з інтенсивнішим перерозподілом елементів з твердого розчину на межі зерен та утворенням складнолегованих карбідів.

Після експлуатації на парогонях ТЕС ударна в'язкість сталі 15X1M1Ф з блоку № 2 (після більшої кількості зупинок) знизилася істотніше (рис. 3). Така тенденція зберігається незалежно ні від орієнтації зразків, ні від напрямку поширення руйнування. Однак для зразків $R-C$ та $C-L$ орієнтацій чутливість показників KCU і KCV до деградації істотно вища. Значення KCU сталі з обох блоків, визначені на зразках $L-R$ орієнтації, не нижчі за регламентоване значення (0,5 МДж/м²), хоча значення для сталі з блоку № 2 практично досягло граничної межі. З порівняння даних для різних орієнтацій

впливає, що опір крихкому руйнуванню сталі з блоку № 2 в осьовому напрямі перестав відповідати вимогам регламенту (рис. 3). Показник KCV виявився чутливим до експлуатаційної деградації сталі. Це зв'язали з меншою (ніж за використання показника KCU) частиною роботи на зародження тріщини. Зі зростанням кількості зупинок блоків ударна в'язкість сталі істотно знижується (рис. 3).

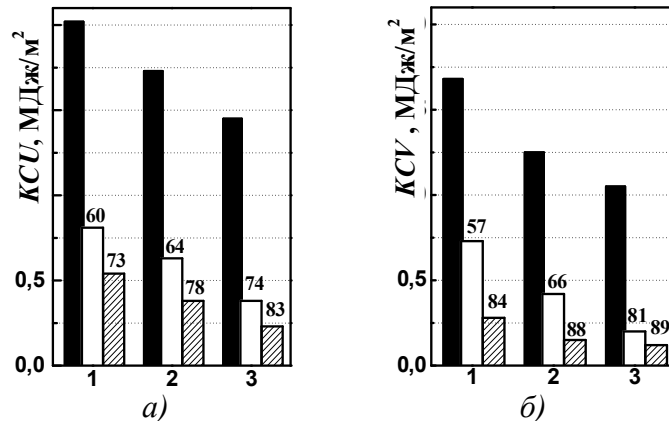


Рис. 3. Ударна в'язкість KCU (а) та KCV (б) сталі 15X1M1Φ у вихідному стані (чорні), з блоків № 6 (білі) та № 2 (заштриховані стовпчики), визначена на зразках $L-R$ (1), $R-C$ (2) та $C-L$ (3) орієнтацій. Цифри над стовпцями характеризують відсоток, на який знизилися рівні KCU та KCV сталі, експлуатованої на кожному з блоків, порівняно з вихідним станом

Фрактографічно виявили меншу (порівняно з неексплуатованою сталлю) зону руйнування за механізмом зсуву та домінування крихкого кризьзеренного руйнування на етапі доламування зразків з блоку № 6, та міжзеренного – з блоку № 2, що вважали за ознаку зниження когезивної міцності меж зерен в сталі з блоку з більшою кількістю зупинок.

Таблиця 1. Границі міцності σ_B і плинності $\sigma_{0,2}$, відносні видовження δ і звуження ψ сталі 15X1M1Φ у вихідному стані

Механічні характеристики	Орієнтація зразків										
	Рівень в перерізі труби без попереднього наводнювання		Осьова		Тангенціальна				Радіальна		
			З попереднім наводнюванням		Без попереднього наводнювання		З попереднім наводнюванням		Без попереднього наводнювання		
	Руйнування										
	На повітрі		У середовищі за наводнювання		На повітрі		У середовищі за наводнювання		На повітрі		У середовищі за наводнювання
σ_B , МПа	1	613	600	-	626	622	-	-	-	-	-
	2	643	636	608	661	660	625	637	627	584	
	3	650	640	-	662	660	-	-	-	-	
$\sigma_{0,2}$, МПа	1	370	375	-	384	391	-	-	-	-	
	2	396	414	388	461	496	450	371	383	380	
	3	445	466	-	465	486	-	-	-	-	
δ , %	1	27,5	21	-	25	20	-	-	-	-	
	2	22,5	19,9	8,8	22	19,8	6,8	20	18	6,9	
	3	20	18	-	19	17	-	-	-	-	
ψ , %	1	77,8	74	-	76	74	-	-	-	-	
	2	75	73,5	18	72	67	17	65	59,5	15	
	3	72	62	-	67	60	-	-	-	-	

Характеристики сталі за розтягу визначали на осьових, тангенціальних та радіальних зразках, вирізаних з металу біля зовнішньої (рівень 1) і внутрішньої (рівень 3) поверхонь труб запасу та з центральної їх частини (рівень 2) (табл. 1). Незалежно від орієнтації зразків очевидний ефект зміцнення і втрати пластичності сталі у вихідному стані поблизу внутрішньої поверхні труби. Максимальне зміцнення отримали на тангенціальних, а втрату пластичності – на радіальних зразках.

Про вплив тривалої експлуатації судили за співвідношенням відповідних характеристик експлуатованої та неексплуатованої сталі (рис. 4): за підвищення після експлуатації характеристик це відношення більше, а за зниження – менше за одиницю. Внаслідок експлуатації сталі на обох блоках границя міцності дещо знизилася, за винятком незначного зміцнення металу з блоку № 6 в околі зовнішньої поверхні труби (рис. 4а). За меншої кількості зупинок технологічного процесу під час експлуатації весь переріз труби за характеристикою $\sigma_{0,2}$ зміцнюється, а за більшої – майже весь знеміцнюється (рис. 4б), причому незалежно від орієнтації зразків. Зазначимо, що за обома характеристиками ефект зміцнення сталі внаслідок експлуатації максимально проявляється біля зовнішньої, а знеміцнення – внутрішньої поверхонь труб.

За меншої кількості зупинок (блок № 6) знижуються обидві характеристики пластичності, однак за більшої (блок № 2) – тільки ψ , тоді як δ в околі внутрішньої поверхні труб зростає порівняно з властивим вихідному стану (рис. 4в, г). Останнє зумовлене розкриттям дефектів, що виникли ще на етапі експлуатації сталі, або міжзерним мікророзтріскуванням металу за активного навантаження зразків, яке фрактографічно виявили на фоні класичного в'язкого (ямкового) руйнування зразків. Його трактували як доказ внутрішнього розтріскування вздовж меж зерен, ослаблених декогезією карбідів від матриці під час експлуатації, і вважали прямою ознакою деградації сталі. Поява цього ефекту в приповерхневих шарах труб (зі сторони транспортування пари) на користь деструктивної дії водню, абсорбованого металом з боку внутрішньої поверхні труб.

З аналізу механічних характеристик за розтягу встановлено, що чутливість до деградації сталі найвища за використання радіальних, а найнижча – осьових зразків. Ці результати послужили основою для обґрунтування рекомендацій щодо вибору орієнтації зразків під час оцінювання технічного стану експлуатованої сталі.

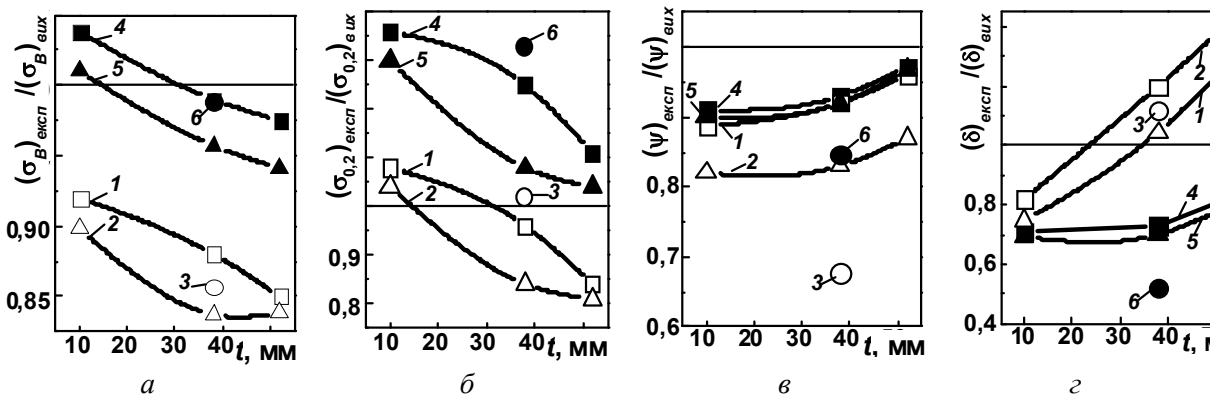


Рис. 4. Зміна характеристик σ_B (а), $\sigma_{0,2}$ (б), ψ (в) і δ (г) сталі 15X1M1Ф, експлуатованої на блоках № 2 (1–3) та № 6 (4–6), відносно відповідних характеристик неексплуатованої сталі, визначених на зразках осьової (1, 4), тангенціальної (2, 5) та радіальної (3, 6) орієнтації, вирізаних на віддалі t від зовнішньої поверхні труб

Вплив наводнювання на механічні характеристики. Про вплив наводнювання на характеристики сталі 15X1M1Ф за розтягу судили за відносною зміною відповідних характеристик внаслідок експлуатації. Зразки вирізали таким чином, щоб поверхня їх руйнування розташовувалася в серцевині стінки труби (рис. 5). Використали дві схеми наводнювання. Згідно першої з них зразки наводнювали перед випробами (вплив внутрішнього водню), а другої – додатково під час випроб (внутрішній і зовнішній водень). Загалом сталь, експлуатована на блоці № 2, схильніша до водневої крихкості. Незалежно від орієнтації зразків її міцність і пластичність за впливу і внутрішнього, і зовнішнього водню виявилися нижчими, ніж для сталі у вихідному стані. Винятком стало лише відносне видовження осьових зразків за впливу лише внутрішнього водню, коли показник пластичності δ виявився вищим, ніж для сталі у вихідному стані. Загалом ефект деградації чіткіше проявився за наводнювання сталі з більшою кількістю зупинок технологічного процесу.

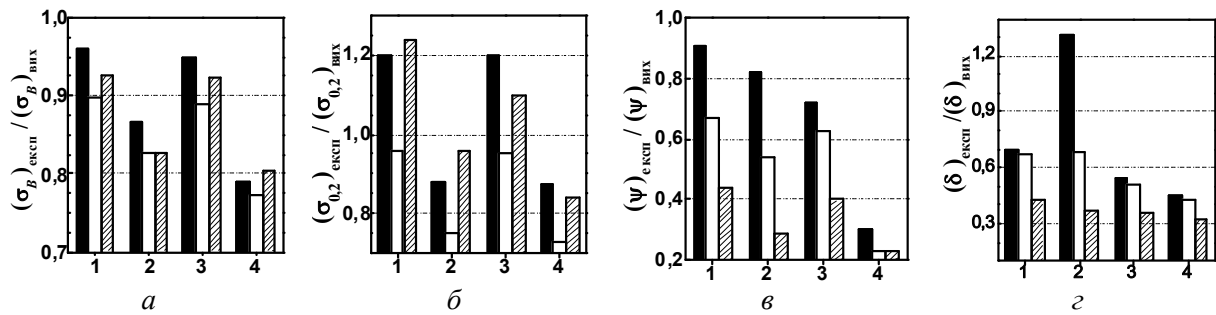


Рис. 5. Відносна зміна характеристик σ_B (а), $\sigma_{0,2}$ (б), ψ (в) і δ (г) сталі 15X1M1Ф, спричинена її експлуатацією на блоках № 6 (1, 3) та № 2 (2, 4), визначена на зразках осьової (чорні), тангенціальної (білі) та радіальної (заштриховані стовпчики) орієнтацій, з наводнюванням за схемами № 6 (1, 2) та № 2 (3, 4)

За додаткового наводнювання під час розтягу механічні характеристики (особливо пластичність) знижуються набагато сильніше. Загалом низький рівень пластичності нівелює вплив орієнтації зразків, а рівень δ вже лише знижується. Звідси можна зробити висновок, що виявлене зростання цього показника пластичності за дії лише внутрішнього водню зумовлене розкриттям дефектів, утворених під час розтягу осьових зразків. Отже, за зовнішнього електролітичного наводнювання всі орієнтації зразків дають можливість чіткіше судити про погіршення стану експлуатованої сталі. Зокрема, за показником δ ефект деградації сталі з блоку № 2 залежить від орієнтації зразків і змінюється від 57 до 68 %, а за показником ψ коливається від 70 до 87 %.

Статична тріщиностійкість. Найвищі значення K_c властиві сталі у вихідному стані (~ 100 МПа·м^{1/2}). Після експлуатації сталі на блоці № 6 тріщиностійкість знизилася до 67, а на блоці № 2 – до 58 МПа·м^{1/2}, що вказує на інтенсифікацію деградації металу зі збільшенням кількості зупинок.

Фрактографічно виявлено, що у вихідному стані реалізується лише в'язке руйнування шляхом зародження, росту та злиття мікропорожнин (рис. 6а). В експлуатованій сталі після невеликого докритичного росту тріщини за в'язким механізмом подальше руйнування металу з блоку № 6 відбувається за змішаним кризь- та міжзеренним механізмом (рис. 6б), а з блоку № 2 – практично за міжзеренним (рис. 6в). Отже, і у випадку випроб на статичну тріщиностійкість міжзеренне руйнування домінує на зламах зразків після більшої кількості зупинок, що вважали за ознаку зниження когезивної міцності меж зерен.

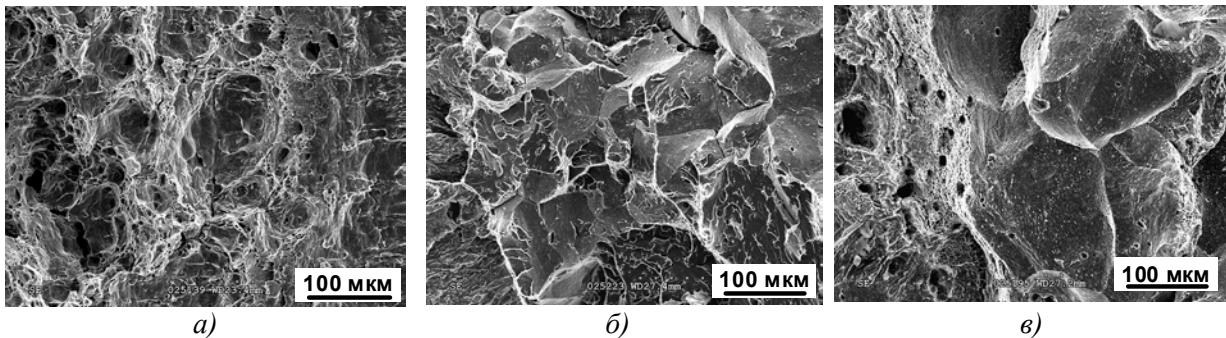


Рис. 6. Фрактографічні особливості статичного підростання тріщини в сталі 15X1M1Ф у вихідному стані (а) та після експлуатації на пароганах блоку № 6 (б) і № 2 (в)

Циклічна тріщиностійкість. Сталь 15X1M1Ф випробували у вихідному стані, після $\sim 2 \cdot 10^5$ год експлуатації на обох блоках, та додатково після $\sim 48 \cdot 10^3$, $\sim 11 \cdot 10^4$ та $\sim 14 \cdot 10^4$ год експлуатації, після відповідно 86, 127 і 147 вимушених зупинок технологічного процесу. Побудовано номінальні і ефективні КДВР (рис. 7), з яких очевидно, що найінтенсивніше знижуються ефективні пороги ЦТ $\Delta K_{th\,eff}$, засвідчуючи вплив зупинок (рис. 7а) та тривалості експлуатації (рис. 7б).

Для обґрунтування критичного значення порогу ЦТ $\Delta K_{th\,eff}^c$, за досягнення якого зростає імовірність крихкого руйнування, використали лабораторну методику термоцикування зразків у водні. Визначили рівні $\Delta K_{th\,eff}$ сталі після 30, 50, 100, 200 і 300 термоциклів n у водні та, крім того, після додаткової (після термоцикування) дегазації впродовж 2 год у вакуумі за температури 560 °С. Отримали дві залежності $\Delta K_{th\,eff} - n$ для наводненої і дегазованої сталей, які перетинаються (рис. 8). До точки їх перетину в міру зростання n водень, абсорбований сталлю під час термоцикування зразків у водні, підвищує рівні $\Delta K_{th\,eff}$, а після неї – знижує. Очевидніше це

ілюструє коефіцієнт β_{H_2} , що характеризує відносну зміну ефективних порогів ЦТ наводненої і дегазованої сталей після однакової кількості n . Рівень $\Delta K_{th\,eff}$ в точці перетину отриманих залежностей вважали за характеристику критичного стану деградованої сталі.

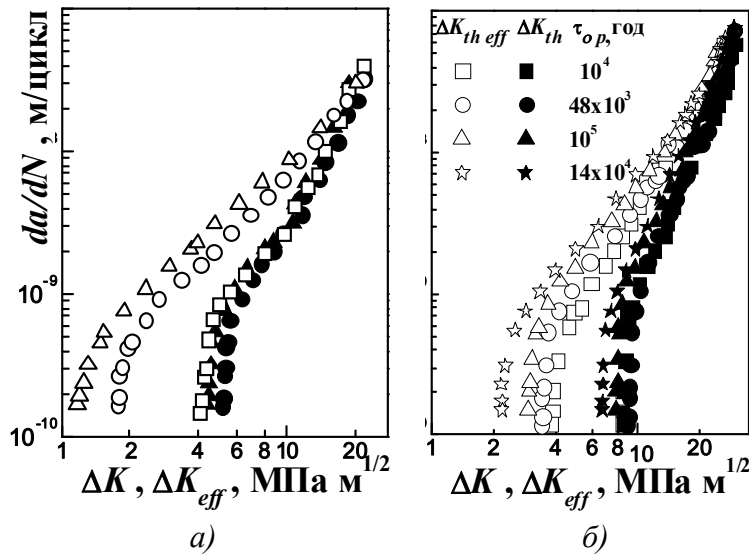


Рис. 7. Номінальні $da/dN - \Delta K$ (темні) і ефективні $da/dN - \Delta K_{eff}$ (світлі символи) КДВР сталі 15X1M1Ф у вихідному стані (■, □) та після $2 \cdot 10^5$ год експлуатації на блоках № 6 (●, ○) і № 2 (▲, Δ) (a) та після різної тривалості експлуатації τ_{op} (б)

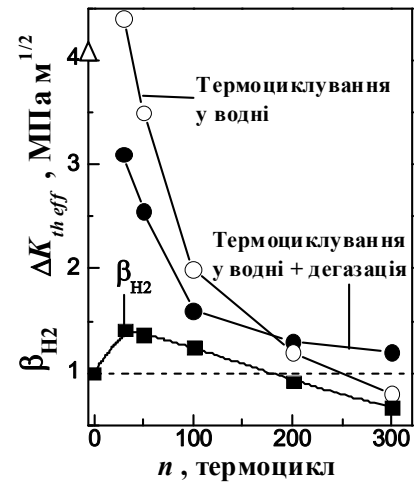


Рис. 8. Залежності $\Delta K_{th\,eff} - n$ для наводненої сталі 15X1M1Ф (○) і після додаткової її дегазації (●) та $\beta_{H_2} - n$ (■)

Оскільки поріг $\Delta K_{th\,eff}$ сталі однозначно знижується незалежно від умов деградації (експлуатаційні чи лабораторні), це вказує на правомірність використання методики термоцикування зразків у водні для моделювання наслідків тривалої експлуатації сталі на парогонгах ТЕС та для обґрунтування критичного рівня деградації, за досягнення якого сталь стає схильною до крихкого руйнування під впливом абсорбованого нею водню. Фрактографічно це проявилось появою на фоні доволі плиткого утомного рельєфу зламів у вигляді фестонів з дрібними втомними боріздками міжзеренних фрагментів руйнування навіть за припорогових швидкостей РВТ в деградованій сталі.

Чутливість механічних характеристик до деградації. Всі механічні характеристики в більшій (тріщиностійкість, ударна в'язкість), чи меншій (твердість, міцність та пластичність) мірі чутливі до зміни технічного стану металу внаслідок деградації (рис. 9), спричиненої у тому числі і різною кількістю зупинок технологічного процесу.

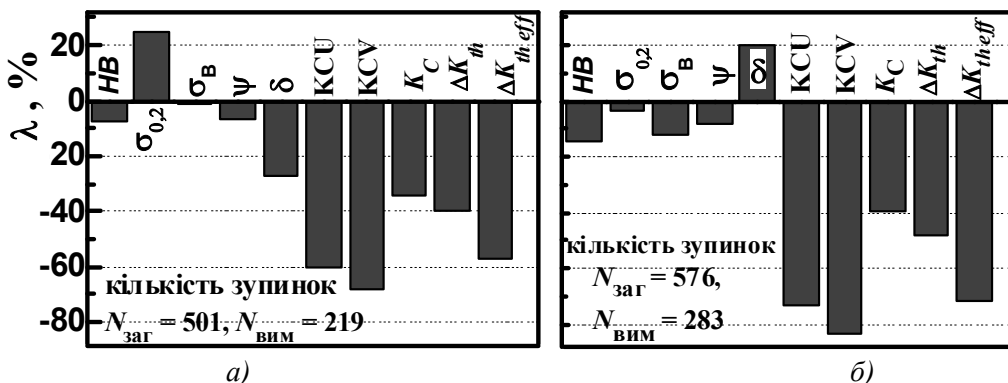


Рис. 9. Відносна зміна λ механічних характеристик сталі 15X1M1Ф, спричинена експлуатацією на блоках № 6 (a) та № 2 (б) з різною кількістю зупинок

Відзначили якісно протилежну зміну характеристик δ і ψ сталі, експлуатованої з більшою кількістю зупинок (№ 2), що пов'язали з розкриттям внутрішніх дефектів. Отже виникає проблема правомірності використання показника δ як характеристики пластичності деградованої сталі.

Запропоновано використовувати механічний ($\Delta K_{th\,eff}$) та технологічний (ефективна тривалість експлуатації τ_{eff}) показники технічного стану експлуатованого металу. Перший з них вибрано як один з найчутливіших до зміни стану сталей внаслідок експлуатації. На технологічний показник впливають номінальна тривалість експлуатації сталі τ_{op} у наводнювальному середовищі та кількість зупинок. Враховували також жорсткіший режим охолодження системи через вимушені зупинки, тому їх кількість $N_{взм}$ виокремили із загальної кількості N_3 . Технологічний показник стану експлуатованого металу запропоновано визначати як:

$$\tau_{eff} = \tau_{op} [1 + m \cdot (N_{взм} / N_3)^p], \quad (1)$$

Коефіцієнти m і p враховують вплив швидшого охолодження під час вимушених зупинок та наводнювання на інтенсифікацію деградації сталі [9]. Їх визначили їх емпірично ($m = 5, p = 2$).

За розрахованими значеннями τ_{eff} і визначеними $\Delta K_{th\,eff}$ побудували базові залежності $\Delta K_{th\,eff} - \tau_{eff}$ для теплотривкої сталі 15X1M1Ф (рис. 10). На їх основі в подальшому можна судити про стан металу без його механічних випроб: за порохом на основі даних історії експлуатації сталі значенням τ_{eff} можна визначати відповідний йому рівень $\Delta K_{th\,eff}$. Для обґрунтування граничного рівня τ_{eff}^c , яке відповідає стану критично деградованого металу, використали результати випроб зразків після їх деградації в лабораторних умовах термоцикуванням у водні (рис. 11). Виходили з припущення, що $\Delta K_{th\,eff}$ характеризує стан металу незалежно від умов деградації (лабораторні чи експлуатаційні). За критичне значення цього показника прийняли значення $\Delta K_{th\,eff}^c$, отримане в точці перетину залежностей $\Delta K_{th\,eff} - n$ для наводненої і дегазованої після термоцикування у водні сталі. Тоді сталь, деградована в експлуатаційних умовах, але з тим самим рівнем $\Delta K_{th\,eff}^c$, можна вважати деградованою до критичного рівня.

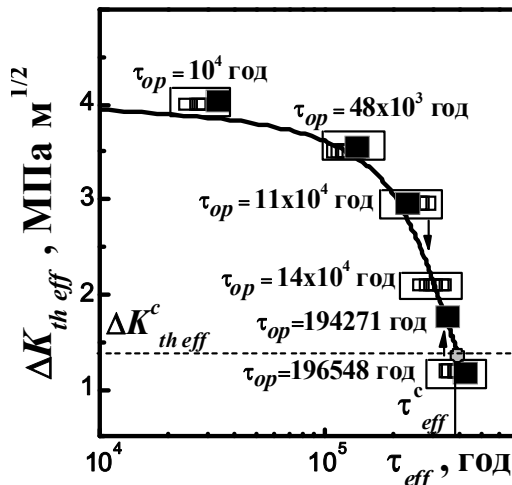


Рис. 10. Базова крива $\Delta K_{th\,eff} - \tau_{eff}$ для визначення технічного стану сталі 15X1M1Ф після різної тривалості експлуатації τ_{op} : ■ – отримані з експериментально визначених рівнів $\Delta K_{th\,eff}$ та розрахованих τ_{eff} ; □ – отримані лише розрахунком τ_{eff}

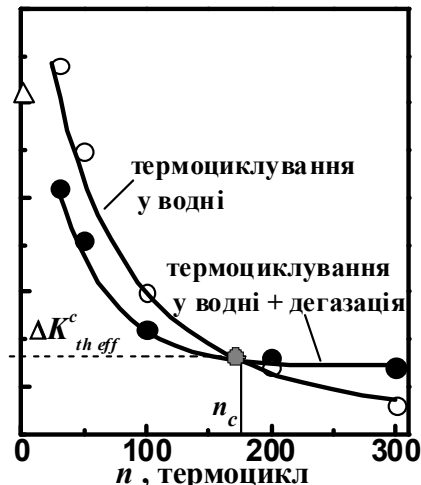


Рис. 11. Залежності $\Delta K_{th\,eff} - n$ для сталі 15X1M1Ф: ○ – після термоцикування у водні, ● – після додаткової дегазації після термоцикування; $\tau_{eff}^c, \Delta K_{th\,eff}^c$ – критичні значення технологічного і механічного показників стану металу

З базової діаграми $\Delta K_{th\,eff} - \tau_{eff}$ для сталі 15X1M1Ф, деградованої в експлуатаційних умовах (рис. 10), за величиною $\Delta K_{th\,eff}^c$, визначеною на зразках, деградованих в лабораторних умовах, можна оцінити критичний рівень τ_{eff}^c і судити про технічний стан сталі на проміжних етапах експлуатації без проведення додаткових механічних випроб. Якщо значення $\tau_{eff} \leq \tau_{eff}^c$, то експлуатацію сталі можна продовжувати; якщо ж $\tau_{eff} > \tau_{eff}^c$, то водень, абсорбований металом під час експлуатації, може знизити $\Delta K_{th\,eff}$ і, тим самим, спричинити його водневе розтріскування.

Структурною ознакою критичного стану деградованої сталі, особливо чутливої до водневої крихкості, вважали початок розтріскування вздовж меж зерен. Адже водень, абсорбований сталлю під час експлуатації, сприятиме поширенню цього процесу на інші зерна. При цьому за збереження зовнішньої цілісності металу в ньому по наростаючій утворюватиметься що раз більше таких дефектів, які суттєво знижуватимуть фактичний робочий переріз труби та підсилюватимуть концентрацію напружень. Як наслідок, механічний показник роботоздатності сталі $\Delta K_{th\,eff}$, який характеризує її опір крихкому руйнуванню, стрімко знижується.

Висновки. Аналізуючи вище викладене, можна зробити такі висновки:

1. Деградація сталі 15X1M1Ф відбувається шляхом збіднення твердого розчину на вуглець і елементи легування, формування феритної структури з великими карбідами вздовж меж зерен, декогезії карбідів від матриці з утворенням мікропорожнин та після їх злиття міжзеренних тріщин, а зростанням кількості зупинок ці процеси інтенсифікуються.
2. Виявлено анізотропію механічних характеристик сталі парогонів ТЕС за випроб розтягом та ударом залежно від орієнтації зразків. Чутливість до деградації сталі найвища за використання радіальних, а найнижча – осьових зразків.
3. Виявлено градієнт експлуатаційної деградації характеристик міцності та пластичності сталі 15X1M1Ф по товщині стінки труб: максимальний спад міцності властивий металу біля внутрішньої, а пластичності – зовнішньої поверхонь. Для сталі з більшою кількістю зупинок відносно видовження біля внутрішньої поверхні труб зростає порівняно з вихідним металом, внаслідок розкриття розсіяних пошкод в металі під час розтягування зразків.
4. Проаналізовано комплекс механічних характеристик сталі 15X1M1Ф і встановлено, що ефективний поріг ЦТ та ударна в'язкість найчутливіші до деградації. За однакової тривалості експлуатації на парогоних ТЕС, але різної кількості зупинок блоків, деградація сталі за зміною механічних властивостей інтенсивніше проявляється після їх більшої кількості. Ефективний поріг ЦТ $\Delta K_{th\,eff}$ високочутливий до зміни стану металу під впливом теплових змін під час зупинок.
5. Розкрито закономірності впливу внутрішнього та зовнішнього водню на характеристики міцності та пластичності сталі. Показано, що експлуатаційно деградована сталь чутливіша до водневої крихкості і ця чутливість підсилюється зі збільшенням кількості зупинок.
6. Обґрунтовано критичний рівень експлуатаційної деградації сталі з використанням пришвидшеного методу деградації шляхом термоцикування зразків у водні. Фрактографічно критична деградація проявляється значною часткою міжзеренного руйнування, що вважали за ознаку ослаблення меж зерен.
7. Для парогінної сталі побудовано базову залежність $\Delta K_{th\,eff} - \tau_{eff}$, яка через ефективний час експлуатації τ_{eff} враховує вплив зупинок технологічного процесу на деградацію сталі, і дає можливість визначати поточний технічний стан експлуатованої сталі за появою ризику неконтрольованого крихкого руйнування у наводнювальному середовищі.

1. *Забара Ю.* Вихід завжди є. // Обрій ПБ. [Електронний ресурс] – 2002. - №24 (82).– Режим доступу: <http://www.obriy.pib.com.ua>.
2. *Галашов Н.Н.* Технологические процессы выработки электроэнергии на ТЭС и ГЭС: [учебное пособие] / Н.Н. Галашов. – Томск: Из-во Томского политехнического университета, 2010. – 90 с.
3. *Heloisa Cunha Furtado.* High temperature degradation in power plants and refineries / Heloisa Cunha Furtado, Iain Le May // *Materials Research*. – 2004. – V. 7, № 1 – P. 103-110.
4. *Студент О. З.* Оцінка високотемпературної водневої деградації сталей енергетичного та нафтохімічного обладнання : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня доктора техн. наук : спец. 05.02.01 "Матеріалознавство" / О. З. Студент. – Львів, 2003. – 34 с.
5. *Výrostková A.* Degradation of 0.5Cr-0.5Mo-0.25V steel microstructure during exploitation / A. Výrostková, J. Kepič, R. Macko, V. Homolová // *Materials Engineering – Materiálové inžinierstvo*. – 2011. – № 18. – P. 73-78.
6. Типовое руководство по эксплуатации трубопроводов пара и горячей воды ТЭС. – М.: ОАО "НПО ЦНИИТМАШ", 2007. – 36 с.
7. Маневренность и мобильность ТЭС – [електронний ресурс]. – режим доступу : <http://teplobr.ru/manevrennost-i-mobilnost-tes/5-osnovnye-kriterii-nadezhnosti-puskov.html>.
8. *Nykyforchyn H. M.* Express method of evaluation of high temperature hydrogen degradation of structural steels / H. M. Nykyforchyn, O. Z. Student, B. P. Loniuk // *Proc. Polish–Japanese Symp.: Environmental effects on high technology materials, Zakopane, 1997.* – Warsaw: Inst. Phys. Chem. Polish Academy of Sciences. – 1997. – P. 161-166.
9. *Студент О.З.* Оцінка технічного стану металу парогонів з урахуванням впливу зупинок в експлуатації блоків ТЕС / Студент О. З., Кречковська Г.В. // *Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин.* – Київ: ІЕЗ НАНУ, 2006. – С. 563-566.

Стаття надійшла до редакції 29.04.2013.

УДК 621.9(075.8)

В.В. Ступницький, Є.М. Махоркін
ТРИБОТЕХНІЧНИЙ КРИТЕРІЙ ФОРМУВАННЯ ФУНКЦІОНАЛЬНО-ОРІЄНТОВАНОЇ
ТЕХНОЛОГІЇ ВИГОТОВЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ В МАШИНОБУДУВАННІ

У статті наведені аналітичні залежності взаємозв'язку експлуатаційних властивостей деталей машин з параметрами якості їх робочих поверхонь. Використання цих рівнянь дозволить прогнозувати експлуатаційні показники деталей машин, від яких залежить надійність та довговічність їх роботи. Вирішення цієї задачі дозволить визначити фізичну суть формування мікронерівностей поверхні, що забезпечує оптимальні експлуатаційні параметри від структури та параметрів технологічних процесів їх механічного оброблення та складання

Ключові слова: шорсткість, мікротопологія поверхні, паралельний інжиніринг, зношування, трибоконтакт
Форм. 42. Табл. 1. Рис. 1. Літ. 11.

В.В. Ступницький, Е.Н. Махоркин
ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЙ КРИТЕРИЙ ФОРМИРОВАНИЯ ФУНКЦИОНАЛЬНО-
ОРИЕНТИРОВАННОЙ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ В
МАШИНОСТРОЕНИИ

В статье приведены аналитические зависимости взаимосвязи эксплуатационных свойств деталей машин с параметрами качества их рабочих поверхностей. Использование этих уравнений позволит прогнозировать эксплуатационные показатели деталей машин, от которых зависит надежность и долговечность их работы. Решение этой задачи позволит определить физическую суть формирования микронеровностей поверхности, которая обеспечивает оптимальные эксплуатационные параметры от структуры и параметров технологических процессов их механического обрабатывания и сборки

Ключевые слова: шероховатость, микротопология поверхности, параллельный инжиниринг, изнашивание, трибоконтакт

V. Stupnytskyy, E. Mahorkin
TRIBOLOGICAL CRITERION FOR MANUFACTURING PARTS FUNCTIONAL-ORIENTED
TECHNOLOGY IN ENGINEERING

The paper presents the analytical dependence relationship performance properties of machine parts with quality parameters of working surfaces. Using these equations will predict the performance indicators of machine parts which depend on the reliability and durability of their work. Solving this problem will determine the physical nature of the microscopic surface formation provides optimal operating parameters on the structure and parameters of technological processes for machining and assembly

Keywords: roughness, mikrotopology of surface, concurrent engineering, wear, frictional connection

Постановка проблеми. Впровадження функціонально-орієнтованого технологічного проектування, що реалізує концепцію PLM, базується на основі паралельного проектування (або т.зв. паралельного інжинірингу). Розвиток технологій паралельного проектування пов'язаний, передусім, з підвищенням для споживача таких нецінових чинників конкурентоздатності, як якість функціональних та споживчих якостей виробу. У цьому випадку, реалізується якісно новий методологічний підхід в проектуванні функціонально-орієнтованих технологій, що полягає у формуванні структури і параметрів технологічного процесу виготовлення виробу у відповідності до умов його майбутньої експлуатації. При цьому забезпечується можливість повної адаптації виробу до заданого, необхідного або граничного експлуатаційного потенціалу в машині або технологічній системі [1]. Зв'язок між функціональними властивостями виробу та технологією їх забезпечення повинен носити прогностичний характер. Проте проаналізувати їх вплив диференційовано можна лише використавши можливості комплексного імітаційного реологічного та аналітичного моделювання, а експериментальним шляхом можна лише підтвердити адекватність їх сукупного впливу на формування мікрогеометрії остаточно.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Вітчизняними і закордонними вченими в роботах, пов'язаних з вивченням інженерії поверхонь, встановлено, що не завжди зменшення мікронерівності поверхні спричинює зменшення сили тертя і сприяє менш інтенсивному зношуванню основних функціональних поверхонь машинобудівних виробів [5,9,10]. В першу чергу це пояснено положеннями молекулярно-механічної теорії тертя проф. І.В.Крагельського [5]. Згідно цієї теорії, зниження шорсткості призводить до зменшення механічної складової коефіцієнту тертя, підвищуючи при цьому його адгезійну та молекулярну складову. Таким чином, традиційно контрольовані параметри шорсткості поверхні Ra і Rz не дають повної оцінки експлуатаційних властивостей, оскільки не відображають форму мікрорельєфу, що є надзвичайно

важливим для забезпечення заданих експлуатаційних властивостей функціональних поверхонь деталей машин. Для вирішення цієї задачі необхідна непараметрична оцінка мікротопології поверхні [9].

У цьому зв'язку, заслуговує на увагу досвід західноєвропейських держав, зокрема Німеччини, де контролюються не тільки параметри мікрогеометрії поверхні, але і форма профілю з використанням опорної лінії (кривої Аббота) [7]. Так, наприклад, на підприємствах Німеччини вимоги до відповідальних поверхонь пневмонасосів, що підлягають активному зношуванню, висуваються такі вимоги [8]:

Таблиця 1. Вимоги до мікротопології внутрішніх поверхонь деталей пневмонасосів, що підлягають активному зношуванню

Поздовжнє вимірювання	$R_{pk} + R_k$ (мкм)	R_{vk} (мкм)	R_z (мкм)
Середнє значення	< 0,4	> 0,9	> 2,2
Максимальне значення	0,5	--	--
Мінімальне значення	--	0,7	1,8
Поперечне вимірювання	R_{vk} (мм)		
	<10		

Знаючи вплив технологічних чинників на якість поверхні, можна призначати умови обробки, що забезпечують досягнення заданих показників надійності і довговічності деталей машин в процесі їх експлуатації. Істотний вплив має шорсткість на умови сухого або граничного тертя між спряженими поверхнями. Сухе тертя виникає через те, що при малих зазорах при малій шорсткості мастило витискається із зони тертя. У результаті в зонах безпосереднього контакту поверхонь утворюються міцні металеві зв'язки, тобто відбувається їх прихоплювання, що, у свою чергу, також обумовлює інтенсивне зношування деталей.

У діючому на сьогоднішній день стандарті (ГОСТ 2789-73) регламентуються лише 7 параметрів шорсткості, в той час, як Міжнародний стандарт ISO 4287-1997 містить 76 параметрів. Велика кількість контрольованих параметрів зумовлена значними відмінностями в умовах функціонування деталей в машинах та вибором відповідних часткових показників шорсткості або їх комплексів. Наприклад, параметр R_{pk} (середнє арифметичне значення висот вершин, розташованих вище обраного рівня перетинів профілю) дозволяє визначити величину зношування матеріалу в процесі припрацювання. Параметр R_k (глибина усіченого профілю) характеризує допустиме зношування найбільш відповідальної поверхні, що найсуттєвіше впливає на тривалість служби деталі, а параметр R_{vk} (середнє арифметичне значення глибин впадин, розташованих нижче вибраного рівня перетинів профілю) відображає здатність поверхні до утримання мастила [10]. Усвідомлюючи все це, в останні роки вчені інтенсифікували теоретичні та експериментальні дослідження по встановленню взаємозв'язку експлуатаційних властивостей деталей машин і їх з'єднань з параметрами мікротопології поверхонь шляхом їх технологічного забезпечення [7,8,9].

Невирішені частини проблеми. Для врахування особливостей експлуатації окремих деталей в машині або технологічній системі і забезпечення заданого, необхідного або граничного їх експлуатаційного потенціалу, необхідно реалізувати алгоритм прийняття рішень щодо вибору структури та параметрів технологічного процесу, виходячи з прогностичних можливостей імітаційного моделювання процесів формоутворення машинобудівних виробів. Це найбільш повно реалізовано у автоматизованій системі формоутворення виробів (CAF-система) [11]. Вхідними даними для формування обмежень та критеріїв оптимізаційної задачі, що має на меті реалізацію функціонально-орієнтованого принципу проектування (або корекції) структури та параметрів технологічного процесу є комплекс кваліметричних параметрів, що реалізується на 2-х етапах. На першому етапі в САЕ-системі відбувається імітаційне моделювання умов експлуатації вузла та окремих його деталей. На другому етапі ці імітаційні моделі набувають аналітичної інтерпретації та формалізації, достатньої для використання у оптимізаційній моделі. Проте, на сьогоднішній день ще не існує математичного апарату, що в повній мірі формалізує рекурентний взаємозв'язок між структурними складовими САЕ-системи: формалізовані експлуатаційні вимоги до виробу – *топологічна структура функціональних поверхонь* – *структура та параметри технології механічного оброблення цих поверхонь*. Теоретичному обґрунтуванню реалізації цього алгоритму і присвячена дана публікація.

Метою дослідження є встановлення аналітичних залежностей взаємозв'язку експлуатаційних властивостей деталей машин з параметрами якості їх робочих поверхонь. При цьому буде створюватись можливість встановлення фізичної суті, отримання теоретичних рівнянь, що описують цей взаємозв'язок. Використання цих рівнянь дозволить прогнозувати експлуатаційні показники деталей машин, від яких залежить надійність та довговічність їх роботи. Вирішення зворотної задачі дозволить визначити фізичну суть формування мікронерівностей поверхні, що забезпечує оптимальні експлуатаційні параметри (зношування, контактну жорсткість тощо), від структури та параметрів технологічних процесів їх механічного оброблення та складання.

Основні результати дослідження. При виборі структури та параметрів функціонально-орієнтованого технологічного процесу, операції та переходу, заданих умовами експлуатації, точності виготовлення деталей машин і якості їх робочих поверхонь, потрібно мати на увазі, що якість обробленої поверхні і точність деталей машин в основному характеризуються: геометричними параметрами (мікрогеометрією, шорсткістю, напрямом штрихів оброблення, точністю взаємного розташування елементарних поверхонь тощо); фізико-механічними властивостями поверхневого шару (наклепом, залишковими напруженнями) і фізико-хімічними властивостями поверхневого шару, які формуються взаємодією малонасичених силових полів поверхневих атомів твердого тіла з силовими полями молекул зовнішнього середовища, що перебуває у контакті з поверхнею твердого тіла.

Мікропрофіль обробленої поверхні, що визначає значення її шорсткості, утворюється в результаті векторного додавання трьох складових: висоти мікронерівностей, одержуваної в процесі копіювання різальної частини інструмента з урахуванням кінематичних характеристик її руху (Δ_1), висоти мікронерівностей, яка визначається коливаннями елементів різального інструменту (Δ_2) та складової мікронерівності, що формується внаслідок пластичного деформування матеріалу заготовки в зоні силового впливу різального клина (Δ_3) [9]. Процес виникнення нерівностей внаслідок геометричних причин прийнято трактувати як копіювання на оброблюваної поверхні траєкторії руху і форми різальних лез. З геометричної точки зору величина, форма і взаємне розташування нерівностей (напрям інструментальних рисок) визначаються формою і станом різальних лез і тими елементами режиму різання, які впливають на зміну траєкторії руху цих лез відносно оброблюваної поверхні. У різних умовах обробки пластичні і пружні деформації оброблюваного матеріалу і вібрація спотворюють геометрично правильну форму нерівностей, порушують їх закономірний розподіл на поверхні і в значній мірі збільшують їх висоту. У ряді випадків пластичні деформації і вібрації викликають появу поздовжньої шорсткості, що досягає значних розмірів, і збільшення поперечної шорсткості. Переважний вплив на формування шорсткості поверхні надає (як правило) одна з трьох зазначених груп причин, яка і визначає характер і величину шорсткості. Однак в окремих випадках шорсткість виникає в результаті одночасного і майже рівнозначного впливу всіх зазначених причин і внаслідок цього не має чітко виражених закономірностей.

Опорна лінія профілю змінюється від рівня найбільшого піку профілю ($t_p = 0$) до рівня найбільшої впадини ($t_p = 100\%$). По ній можна отримати параметри, що характеризують форму мікрогеометрії поверхні:

- R_{pk} - усереднена висота виступів. Це верхня частина профілю поверхні, яка, як правило, руйнується в процесі припрацювання виробу;
- R_k - глибина нерівностей профілю поверхні, що визначає основу профілю. На цьому рівні поверхня тривалий час знаходиться в роботі. Даний параметр має вирішальний вплив на термін служби і якісні показники роботи виробу;
- R_{vk} - усереднена глибина западин профілю, що визначають змащувальну здатність поверхні.

Таким чином, криві опорних поверхонь мають значення для розрахунків контактних деформацій, а також забезпечення мастилоутримуючих властивостей з'єднання. При контактуванні шорстких поверхонь у більшості випадків в контакт беруть участь тільки найбільш високі виступи, що складають верхню частину опорної кривої. Застосування такого підходу дозволяє більш коректно задавати вимоги до функціональних поверхонь. На рис.1 представлений приклад профілограми і опорної лінії профілю з відповідними характеристиками для зносостійких поверхонь.

Феноменологічна модель тертя розглядає його як процес дисипації енергії, що протікає при відносному тангенціальному взаємному переміщенні спряжених поверхонь, що здійснюється в зонах реального контакту, створеного під дією зовнішніх навантажень та в середовищі реальних умов взаємодії контртіл. При зближенні шорстких поверхонь під навантаженням спочатку дотикаються найбільш високі нерівності, що підлягають дії значних локальних тисків. Це призводить до значної деформації нерівностей і введенням в контактну взаємодію нових мікроступів. Таке явище відбувається до тих пір, поки загальна площа контакту не забезпечить несучу здатність поверхні у відповідності до її розмірів, прикладеного зовні навантаження, умов контакту та фізико-механічних властивостей матеріалів спряжених деталей. Як показують дослідження [3,7,9], сформований таким чином фактичний контакт майже на 2 порядки менше номінального. Причому, фактична площа контакту (ФПК) має суттєвий вплив на такі важливі кваліметричні властивості, як теплопровідність, електричний опір реальних спряжень, контактна міцність та корозійна стійкість тощо [10].

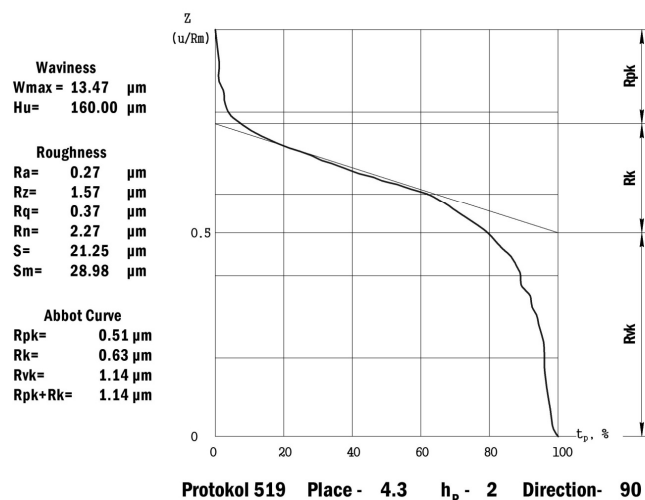
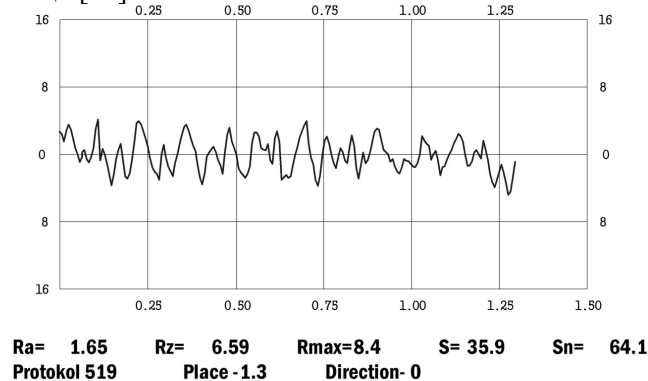


Рис. 1. Приклад профілограми і опорної лінії профілю з мікрогеометричними характеристиками (R_{pk} R_k R_{vk}) для зносостійких поверхонь

Для спрощення розрахунку ФПК, найбільш ефективним є модель Дьомкіна, де формулюється поняття шорсткої еквівалентної поверхні, що акумулює в собі шорсткість обох спряжених поверхонь і дозволяє обмежитись розглядом контакту такої еквівалентної поверхні і ідеально-гладкої [3]. Цей підхід базується на ступеневій апроксимації площі опорної поверхні η відносно опорної кривої (рис.1) з використанням апроксимуючих коефіцієнтів b і ν_d , що описується формулою [3,8]:

$$\eta = b \cdot \varepsilon^{\nu_d} \quad (1)$$

Параметри b і ν_d пов'язані з параметрами мікронерівностей відношеннями :

$$b = t_m \left(\frac{R_{\max}}{R_p} \right)^{\nu_d}, \quad (2)$$

$$v_D = 2t_m \frac{R_p}{Ra} - 1, \quad (3)$$

де t_m – відносна опорна довжина на рівні середньої лінії.

Для шорсткої еквівалентної поверхні сформульовані такі співвідношення:

$$b = k \cdot b_1 \cdot b_2 \cdot (R_{\max 1} + R_{\max 2}) \frac{v_{D1} + v_{D2}}{R_{\max 1}^{v_{D1}} \cdot R_{\max 2}^{v_{D2}}}, \quad (4)$$

$$v_D = v_{D1} + v_{D2} \quad (5)$$

де $k = \frac{\Gamma(v_{D1} + 1) \cdot \Gamma(v_{D2} + 1)}{\Gamma(v_{D1} + v_{D2} + 1)}$;

Γ – гама-функція.

Таким чином, ми можемо апроксимувати контурну площу спряжених поверхонь до вигляду контакту шорсткої поверхні з віртуальними показниками b і v_D і умовним радіусом закруглення мікрогеометричної поверхні r^2 з абсолютно гладкою поверхнею. Очевидно, що кожен мікровиступ деформується спочатку пружно, а потім пружно-пластично. При цьому вважається, що мікровиступ деформується абсолютно пружно за умови:

$$\frac{R}{r^2} < K_m \frac{\sigma_T (1 - \mu^2)}{E} \quad (6)$$

де R – радіус плями контакту;

σ_T – межа текучості матеріалу.

K_m – коефіцієнт, що залежить від умов деформування [3] $K_m = 6 \dots 8$;

μ – коефіцієнт Пуассона;

E – модуль Юнга.

Іншим критерієм переходу від пружного контакту до пластичного служить критерій Вільямсона-Грінвуда [7], або т.зв. індекс пластичності. При цьому вважається, що пластична текучість мікронерівності починається тоді, коли максимальний герцовий тиск q_{\max} досягає значення $0,6H$ (H – твердість найбільш м'якого з контактуючих матеріалів). Приймаючи до уваги апроксимаційну модель сферичної форми мікронерівності, при втисканні кулі в площину, зближення у пов'язане з тиском співвідношенням:

$$y = \frac{\pi^2 q_{\max}^2 \mu}{4 E^2} \quad (7)$$

Підставляючи $q_{\max} = 0,6H$, отримуємо критичне зближення:

$$[y] = 0,89 \cdot \mu \cdot \left(\frac{H}{E}\right)^2 \quad (8)$$

Для розрахунку контактних деформацій необхідно класифікувати мікроспряжені поверхні за геометричною формою у відповідності до форми змодельованих мікронерівностей, отриманих як векторна сума геометрико-кінематичної, вібраційної та деформаційної складової [9]. Для них розроблені типові моделі рішення контактних задач пружності і пластичності. Так, моделювання взаємодії сферичної поверхні і пластичного площинного півпростору, вирішуємо за алгоритмом А.Ю. Ішлінського [3], моделюючи взаємодію плоского клина, розглядаємо задачу К.Хілла [8]; при мікроконтакті циліндричної і плоскої поверхні, використовуємо аналітичні залежності, сформульовані в задачі Прандтля [2] тощо.

Так, при пружному контакті сферичних виступів за формулою Герца можна розрахувати питомий контактний тиск за формулою [3,7,8]

$$q_r = 0,43 \sqrt{\frac{y}{l^2 \cdot J}} \quad (9)$$

де:

$$l = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2}; \quad J = \frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2} \quad (10)$$

R_1, R_2 – радіуси спряжених поверхонь;

y – умовне зближення спряжених поверхонь.

У випадку пластичної деформації для визначення контактного тиску використовується формула Майєра [8]:

$$N_i = g d^g, \quad (11)$$

де N_i - навантаження на індентор;

d - діаметр відбитку;

g, g - коефіцієнти, що характеризують пластичну властивість матеріалу.

Так, для спряження циліндричних поверхонь, отримуємо формулу [8]:

$$N_i = (8Rpr)^{g/2} g \varepsilon^{g/2}, \quad (12)$$

Тоді контактний тиск визначається за формулою:

$$q_r = \left(\frac{2H_M^{1/m_1} R p}{\alpha r} \cdot \varepsilon \right)^{m_1}, \quad (13)$$

де $m_1 = g/2 - 1$;

H_M - твердість по Майєру, що отримується при умові $d = D$, тобто при втисканні сфери до екватора:

$$g = \frac{\pi H_M}{4D^{g-2}}, \quad (14)$$

Отже, підтверджується формула Герца [5]:

$$q_r = B(\varepsilon)^\omega, \quad (15)$$

де B і ω - коефіцієнти, що залежать від форми мікровиступів і фізико-механічних властивостей матеріалу.

Загальна формула зближення спряжених шорстких поверхонь при класичному пружно-пластичному контакті визначатиметься за формулою [3,7,8]:

$$y = \frac{N}{2\pi r C \sigma_T} + \frac{3}{8} \sqrt{N \pi C \sigma_T}, \quad (16)$$

В даній формулі перша частина визначає пластичну складову зближення, а друга - пружну.

Згідно з формулою 13, граничне пружне навантаження, що сприймається одиночним мікровиступом, можна подати у вигляді:

$$N_i = q_r \Delta A_{r_i} = B(\varepsilon_i)^\omega \Delta A_{r_i}, \quad (17)$$

де відносне зближення поверхонь $\varepsilon = \frac{y_i}{R_{pk}}$;

ΔA_{r_i} - дійсна площа плями контакту у випадку даного зближення.

Враховуючи те, що середньостатистична висота виступу відрізняється від максимального значення $R_{pk_{max}}$, повне навантаження визначаємо сумуванням навантажень окремих виступів і з врахуванням, що $dN_i = N_i dn_r$. Провівши інтегрування за всіма виступами, що вступили в контакт та з урахуванням умов еквівалентності (4 та 5) отримаємо [3]:

$$N = \frac{\Gamma(2 + \omega) \Gamma(v + 1)}{\Gamma(v + \omega + 1)} \alpha \cdot t_m \cdot A_c \cdot B \cdot \varepsilon^{\omega+v}, \quad (18)$$

або враховуючи константу $K_3 = \frac{\Gamma(2 + \omega) \Gamma(v + 1)}{\Gamma(v + \omega + 1)}$, можна зробити перетворення:

$$N = K_3 \cdot \alpha \cdot t_m \cdot A_c \cdot B \cdot \varepsilon^{\omega+v}, \quad (19)$$

Значення коефіцієнта K_3 наведені в технічній літературі [3,7,8].

Тоді формула відносного зближення набуде вигляду:

$$\varepsilon = \left(\frac{q_r}{\alpha \cdot K_3 \cdot t_m \cdot B} \right)^{1/(\omega+v)}. \quad (20)$$

Відносна площа контакту :

$$\eta = \alpha^{\frac{\omega}{(v+\omega)}} \cdot t_m^{\frac{\omega}{(v+\omega)}} \cdot q_r^{\frac{v}{(v+\omega)}} \cdot K_3^{\frac{(v+\omega)}{v}} \cdot B^{\frac{(v+\omega)}{v}}. \quad (21)$$

де α - коефіцієнт пружності мікроступів (можна умовно прийняти $\alpha=0,5$ у випадку пружного контакту за умови забезпечення критерію Вільямсона-Грінвуда; або $\alpha=1,0$ у випадку пластичного контакту за умови перевищення індексом пластичності величини $0,5H$ [7];

t_m – відносна опорна довжина по середній лінії профілограми мікронерівностей профіля;

ν - параметр кривої Аббота;

B, ω - емпіричні коефіцієнти, що залежать від властивостей матеріалу [7].

Таким чином, при моделюванні трибоконтакту з урахуванням параметрів мікротопології поверхонь формули (1-3) повинні бути змінені, приймаючи до уваги необхідність формалізації еквівалентної поверхні у відповідності до моделі Дьомкіна [3]:

$$v_{ekv} = v_1 + v_2; \quad (22)$$

$$tm_{ekv} = K_p \cdot tm_1 \cdot tm_2; \quad (23)$$

$$Rpk_{ekv} = K_p \cdot Rpk_1 \cdot Rpk_2; \quad (24)$$

$$K_p = \frac{(Rpk_1 + Rpk_2)^{v_{ekv}}}{Rpk_1^{v_1} Rpk_2^{v_2}}; \quad (25)$$

$$b_{ekv} = \frac{(Rmax_1 + Rmax_2)^{v_{ekv}}}{Rmax_1^{v_1} Rmax_2^{v_2}}; \quad (26)$$

$$Rvk_{ekv} = K_v \cdot Rvk_1 \cdot Rvk_2; \quad (27)$$

$$K_v = \frac{(Rvk_1 + Rvk_2)^{v_{ekv}}}{Rvk_1^{v_1} Rvk_2^{v_2}}; \quad (28)$$

$$Rk_{ekv} = Rk_1 + Rk_2; \quad (29)$$

Таким чином, середня несуча площа контакту залежить від навантаження на трибоспряження в ступені, що змінюється від 1 до 0,2, причому домінуючий вплив має саме форма мікронерівностей, а не їх висотні та крокові параметри.

Згідно теорії молекулярно-механічної природи триботехнічних систем [5] і механізму втомного зношування [7], для шорсткої поверхні найбільш характерною є деформаційно-механічна складова руйнування зношуванням, а для гладкої – молекулярна. При взаємодії мікронерівностей циклічно виникають напруження і деформації, що залежать від умов навантаження, форми і розмірів мікрорельєфу, властивостей матеріалу тощо. Це явище є наслідком часткового руйнування спряжених поверхонь, відокремленню або текучості частин деталей. Такий процес слід розглядати як підвид поверхневого руйнування – фрикційно-контактну втому [4].

Крім того, відомо [6], що контактна взаємодія визначається тільки формою зазору між контактуючими тілами (їх зсувна взаємодія до уваги не береться, зважаючи на незначний інтегральний вплив). Тоді, без обмеження адекватності, можна вважати шорсткою межу тільки одного з контактуючих поверхонь, якщо при цьому забезпечити відповідність профілю шорсткості проміжку між недеформованими поверхнями, тобто використати профіль еквівалентною шорсткості і приведений модуль пружності :

$$E_{ekv} = \frac{1}{\left(\frac{1-\mu_1^2}{E_1}\right) + \left(\frac{1-\mu_2^2}{E_2}\right)}; \quad (30)$$

де E_1 і E_2 — модулі пружності матеріалів спряжених контртіл;

μ_1 і μ_2 — коефіцієнти Пуассона контактуючих тіл.

Інтенсивність лінійного зношування визначається за формулою:

$$I_h = \frac{y}{L}, \quad (31)$$

де y – величина зношеного шару (абсолютне зближення спряжених поверхонь – формула (16));

L – шлях тертя, на якому відбувається зношування.

Основна формула для розрахунку інтенсивності зношування має вигляд

$$I_h = i \frac{A_r}{A_a} = i \frac{P_a}{P_r} \quad (32)$$

де A_a , A_r – номінальна та фактична площа трибоконтaktu спряжених поверхонь, відповідно;

де P_a , P_r – номінальне та фактичне навантаження спряжених поверхонь, відповідно;

i – питома зношування, що являє собою кількість матеріалу, що видаляється з фактичної площі дотику на довжину d :

$$i = \frac{y}{d(v+1)n} \quad (33)$$

З аналізу формул (32) - (33) очевидно, що інтенсивність зношування визначається числом циклів, що призводять до відділення частки матеріалу, і відношенням номінального тиску до фактичного. Число циклів залежить від контактних напружень і деформацій, які пов'язані з тертям. Розрахунок зношування зводиться до аналітичного виразу цих величин через механічні характеристики спряжених поверхонь і зовнішні параметри процесу (навантаження, температура, швидкість, що можна змодельовати в САЕ системі). Відповідно до видів порушення фрикційних зв'язків розрізняють три основні види зношування: при мікрорізанні; при пластичному контакті; при пружному контакті. Строго кажучи, в практиці навряд чи зустрічаються вузли, в яких реалізувався лише один з видів зношування. Проте переважання того або іншого виду зношування є цілком очевидним фактом, так що кажучи «вузол працює в умовах пружного контакту», ми маємо на увазі, що пружний контакт є домінуючим в цій парі, і зношування, викликане втомним руйнуванням в умовах пружного контакту, також є переважальним.

У випадку пружного контакту в зоні мікроспряжених поверхонь кількість циклів n до руйнування визначається за формулою [5]:

$$n = \left(\frac{\sigma_0}{k \cdot f \cdot P_r} \right)^t \quad (34)$$

де σ_0 – початкове екстрапольоване значення напружень при $n=1$;

де f – коефіцієнт тертя ковзання;

k – коефіцієнт, що залежить від фізико-механічних властивостей матеріалу. Так, для крихких матеріалів ($t_x \geq 2$) приймаємо $k = 5$; для умовно-крихких ($1 \leq t_x < 2$) приймаємо $k = 4$; для пластичних матеріалів ($t_x < 1$) приймаємо $k = 3$. Проте, для матеріалів, що допускають виникнення значних пластичних матеріалів, але працюючих в пружній області і лише для випадку виконання умови Вільямсона-Грінвуда (формула 7):

$$k = 1,5 \sqrt{4 \cdot (1 - \mu - \mu^2) + \frac{(1 - 2\mu)^2}{f^2}} \quad (35)$$

де μ – коефіцієнт Пуассона.

Тоді при пружному контакті інтенсивність зношування визначається за формулою [4]:

$$I_h = \frac{c_1 \cdot P_a^{1+\gamma t}}{\chi} (\Gamma)^{f-\gamma t-1} \left(\frac{kf}{\sigma_0 c_2} \right)^t \Delta^{\gamma t v} \quad (36)$$

де приведений еквівалентний показник ступеня γ визначається за формулою:

$$\gamma = \frac{1}{2v_{ekv} + 1} \quad (37)$$

константи c_1 , c_2 :

$$c_1 = \frac{3\pi \sqrt{v_{ekv}}}{8k(v_{ekv} + 1)}; \quad c_2 = 0,5 \cdot \left(\frac{3\pi}{2k} \right)^{2v_{ekv}\gamma} \quad (38)$$

Δ_{ekv} – безрозмірний комплекс, що характеризує еквівалентну шорсткість поверхні:

$$\Delta_{ekv} = \frac{R \max_{ekv} \cdot b_{ekv}^{v_{ekv}}}{r} \quad (39)$$

v_{ekv} – параметр ступеневої апроксимації кривої Аббота;

b_{ekv} – безрозмірний параметр кривої опорної еквівалентної поверхні (за формулою 26)

У спрощеному вигляді формула (36) може бути записана:

$$I_h = \frac{0,6(1 - \mu^2) \cdot P_a}{\sqrt{v_{ekv}} (v_{ekv}^2 - 1) \cdot K_2 \cdot E \cdot n} \quad (40)$$

При досить гладких металевих поверхнях ($Ra=0,1 \dots 0,5$ мкм, для яких $v_{ekv} = 3$ і $\mu = 0,3$, $K_2 = 0,12$ [2]), справедливе спрощення формули (40):

$$I_h = \frac{0,6P_a}{E_{ekv} \cdot n} \quad (41)$$

Ця формула може бути рекомендована для приблизного розрахунку на зношування. Число циклів слід вибрати по кривій Веллера [2], враховуючи, що розтягуюче напруження σ_p приблизно дорівнює $5fPr$.

Як впливає з формули (36), інтенсивність зношування в умовах пружного контакту прямо пропорційна номінальному тиску P_a і обернено пропорційна до числа циклів n і еквівалентному модулю пружності E_{ekv} .

Проте саме число циклів є функцією номінального тиску і модуля пружності матеріалу, геометричної характеристики контакту і т. д. Відділення часток зношування відбувається в результаті перетину втомних тріщин. Очевидно, втомна тріщина утворюється під впливом розтягуючого напруження, що діє на контактній поверхні тертя.

Криву Веллера з деяким наближенням можна виразити як:

$$n = \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_p} \right)^t \quad (42)$$

де t - показник кривої втоми, що змінюється в межах від 3 до 14 [2];

σ_0 - екстрапольоване значення еквівалентного напруження до $n = 1$;

σ_p - дійсне розтягуюче напруження.

Висновки. Таким чином, можна зробити висновок, що в умовах пружного контакту інтенсивність зношування залежить від топології мікрогеометричних характеристик спряжених поверхонь (b , v , $Rmax$, tm), механічних властивостей матеріалів (σ_0 , E , μ), коефіцієнта тертя f , втомної характеристики t і тисків - номінального P_a і контурного P_c . На інтенсивність зношування суттєвий вплив також мають такі чинники, як зовнішні умови тертя, механічні властивості матеріалів та мікротопологія спряжених поверхонь та їх фрикційні характеристики. Проте, у вищенаведених моделях відсутні такі важливі характеристики, як швидкість ковзання і пов'язана з нею температура трибоспряження, що можуть створити значущий вплив на закономірності зношування. Очевидно, що у імітаційних CAE моделях роботи машин і механізмів слід враховувати комплексну дію механічних та термодинамічних чинників.

1. Михайлов А.Н. Основы синтеза функционально-ориентированных технологий. – Донецк: ДонНТУ, 2009. – 346 с.
2. Власьевский С.В. Методика триботехнического исследования механических узлов подвижного состава в условиях низких температур. Хабаровск: Изд-во ДВГУПС, 2008. – 96 с.
3. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981.- 224 с.
4. Комбалов В.С. Влияние шероховатости твердых тел на трение и износ. М.: Наука, 1974. – 112 с.
5. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчета на трение и износ. М., «Машиностроение». 1977. – 526 с.
6. Мохель А.Н., Салганик Р.Л., Федотов А.А. Контактное взаимодействие упругих тел при наличии двух резко различных по протяженности шероховатости их границ// Вычислительная механика сплошных сред. М.: – 2008.- Т.1, №4. – С. 61-68.
7. Мышкин Н.К., Петроковец М.И. Трение, смазка, износ. Физические основы и технические приложения трибологии. М.: Физмаглит, 2007. – 368 с.
8. Сафонов Б.П., Бегова А.В. Инженерная трибология: оценка износостойкости и ресурса трибоспряжений. Новомосковск. Изд-во МХТУ им. Менделеева, 2004, – 65 с.
9. Сулов А.Г. Инженерия поверхности деталей – М.: Машиностроение, 2008. – 320 с.
10. Шнейдер Ю.Г. Эксплуатационные свойства деталей с регулярным микрорельефом. Л.: Машиностроение, 1982. - 247с.
11. Stupnytskyu Vadym. Computer aided machine-building technological process planning by the methods of concurrent engineering// Europäische Fachhochschule: Wissenschaftliche Zeitschrift, ORT Publishing. Stuttgart, Germany. № 3.- 2013 (Märzs-April). Section 13. – P.346-354.

Стаття надійшла до редакції 29.04.2013.

УДК 621.762

В.В. Фурс
МЕТОДИ УТИЛІЗАЦІЇ МЕТАЛООБРОБКИ

В статті проводиться аналіз існуючих технологій переробки відходів машинобудівного виробництва для отримання сировини, що буде взята за основу при виготовленні матеріалів конструкційного призначення. А саме розглядаються та аналізуються методи розділення відходів на металеві і неметалеві складові, описуються їхні переваги та недоліки.

Ключові слова: шлам, металевий порошок, фракція, подрібнення, абразив, утилізація, переділ, мастило, відпал, мастильно-охолоджувальна рідина (МОР), сепарація.

Рис.3. Літ. 11.

В.В. Фурс
МЕТОДЫ УТИЛИЗАЦИИ МЕТАЛЛООБРАБОТКИ

В статье проводится анализ существующих технологий переработки отходов машиностроительного производства для получения сырья, которая будет взята за основу при изготовлении материалов конструкционного назначения. А именно рассматриваются и анализируются методы разделения отходов на металлические и неметаллические компоненты, описываются их преимущества и недостатки.

Ключевые слова: шлам, металлический порошок, фракция, измельчение, абразив, утилизация, передел, масло, отжиг, смазочно-охлаждающая жидкость (СОЖ), сепарация.

V. Furs
METHODS OF METAL RECYCLING

The article analyzes of existing technologies of recycling the engineering production for receiving raw materials that will be the main in manufacturing the materials for constructional purposes. Namely, are reviewed and analyzed methods for separation of metal processing wastes on metal and non-metallic components, describes their advantages and disadvantages.

Keywords: waste, metal powder, fraction, grinding, abrasive, recycling, redistribution, oil, annealing, coolant, separation.

Постановка проблеми. Порошкова металургія розвивається як у напрямку вдосконалення існуючих технологічних рішень, так і в напрямку розробки нових процесів отримання матеріалів, що значно підвищують надійність порошкових виробів, а також економічність їх виробництва. Залізні порошки є найважливішим технічним матеріалом, що вимагає постійних і всебічних досліджень, спрямованих на підвищення рівня їх фізико-механічних, технологічних і інших властивостей шляхом удосконалення існуючих методів їх отримання, впровадження прогресивних способів термічної і хіміко-термічної обробки, легування та ін.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Металеві порошки – основа порошкової металургії, технологія якої починається з їх отримання. Світове виробництво порошоків чорних і кольорових металів щорічно зростає, і темпи зростання протягом тривалого часу залишаються досить високими. Вдосконалення технології виробництва порошоків металів і сплавів, зокрема залізного порошку, є одне з найважливіших завдань порошкової металургії. На практиці відома велика кількість методів отримання залізних порошоків, різноманітність яких визначають технологічні можливості отримання порошоків декількома способами з різного виду сировини, а також різними вимогами до якісних характеристик порошоків для всіляких областей і умов застосування. Динамічне нарощування виробництва металевих порошоків пов'язано з розвитком наявних і розробкою більш дешевих і простих способів їх отримання.

Ціль роботи. Розробка наукових основ одержання порошкових продуктів необхідної якості з шламових відходів шліфувального виробництва з подальшим їх використанням, що реалізується магнітною технологією сепарації, вібраційним подрібненням, а також розробка і проектування відповідного обладнання ставиться як мета, яку необхідно досягти першочергово.

Основний матеріал. Відходів у вигляді шліфувальних шламів одержують у багато разів більше, ніж з операцій стругання і обкатки. Такі відходи складаються з суміші сильно окислених і наклепаних металевих частинок, абразивних включень, а також рідкої складової – масла або нафтопродуктів, що використовуються при шліфуванні.

Існуючий дефіцит сталевих порошоків, необхідність економії матеріальних ресурсів приводять до перегляду проблеми використання відходів механообробки, особливо стружкових і шламових відходів. Щорічні відходи металу при механообробці в цілому по чорних металах (включаючи сталеве і чавунне литво) становить 12 млн. т., в тому числі 6 млн. т. припадає на стружку. У галузі машинобудування у відходи при механообробці потрапляє більше 35% перероблюваного металу. На рис. 1 показана структура металовідходів, характерна для

підшипникової промисловості. Існуючі методи утилізації відходів не дозволяють здійснювати їх раціональне використання [9].

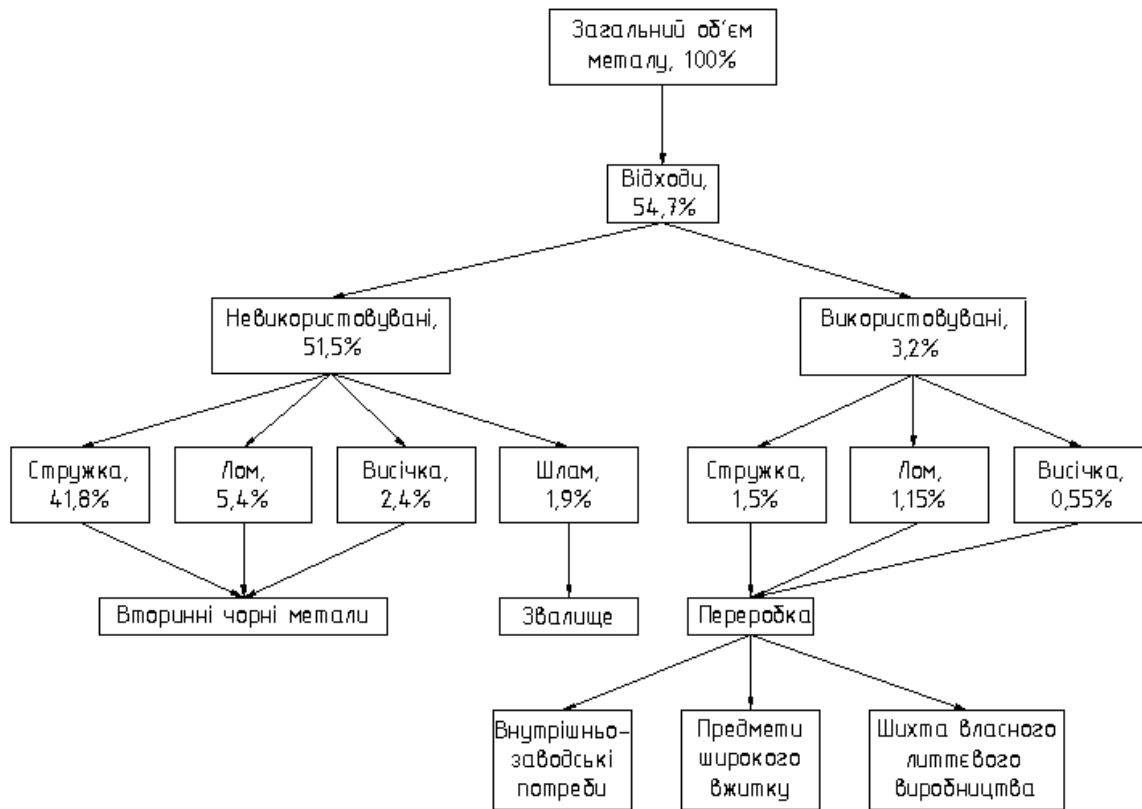


Рис. 1. Структура використання відходів в підшипниковій промисловості

При переплавці стружки (основний метод її утилізації) втрати на угар перевищують 15%, при цьому вигорають головним чином легуючі елементи (20 – 25% хрому, 40 – 45% марганцю, 12 – 16% вольфраму і т. п.). Шламові відходи в переважній більшості випадків ніде не використовуються і є джерелом забруднення навколишнього середовища. Такі втрати легуючих елементів, що входять в більшість марок сталей, не можна вважати допустимими, так як сировинні ресурси основних легуючих елементів обмежені і вимагають вельми економного їх використання.

Виходячи з технологічних особливостей переробки металовідходів методами порошкової металургії, їх доцільно класифікувати за такими основними групами: стружка швидкоріжучої сталі, чавунна стружка, стружка кольорових металів, шлами, утворені на операціях спилування, обкатки і шліфування.

На операціях, пов'язаних з спилуванням, обкаткою, шліфуванням, зачисткою шліфувальними кругами, утворюється велика кількість відходів у вигляді шламів. На перших двох операціях ці шлами представляють собою дрібнодисперсні металеві частинки з великою кількістю МОР, а на інших – в шламах присутні також абразивні частки. На рис. 2 показано зображення із мікроскопу шліфувального шламу, який було взято із площадки відстоювання відходів на Луцькому підшипниковому заводі ВАТ "SKF Україна". Відходи цієї категорії не потребують при переробці додаткового подрібнення. Тим не менш, одержання з таких відходів порошку являє собою специфічний процес, що багато в чому відрізняється від традиційних методів виготовлення порошку.

Відходи, взяті на станції регенерації МОР з участку, обслуговуючого групу шліфувальних верстатів, являють собою вологу, зв'язану масу. Металеві частки такого шламу, розміром не більше 35 – 40 (іноді до 80 мкм), мають форму неправильних багатогранників, сегментів, лусочок, оплавлених кульок, пов'язаних металевими волокнами діаметром 25 – 30 (іноді до 70 мкм) і довжиною до 470 – 530 мкм. У цій масі зустрічаються прозорі частинки абразиву з розмірами 70 – 200 мкм [1]. При обкатці кульок і спилуванні деталей підшипників виходить шлам з частками розміром від 60 до 450 – 470 мкм, форма яких близька до лусочок. Такий шлам являє собою вологу текучу масу. Хімічний аналіз сирого шламу показав наявність в ньому значної кількості

кисню (2 – 4 % маси) і вуглецю (3 – 4 % маси), що містяться головним чином в залишках МОР [11].



Рис. 2. Збільшене фото шліфувального шламу.

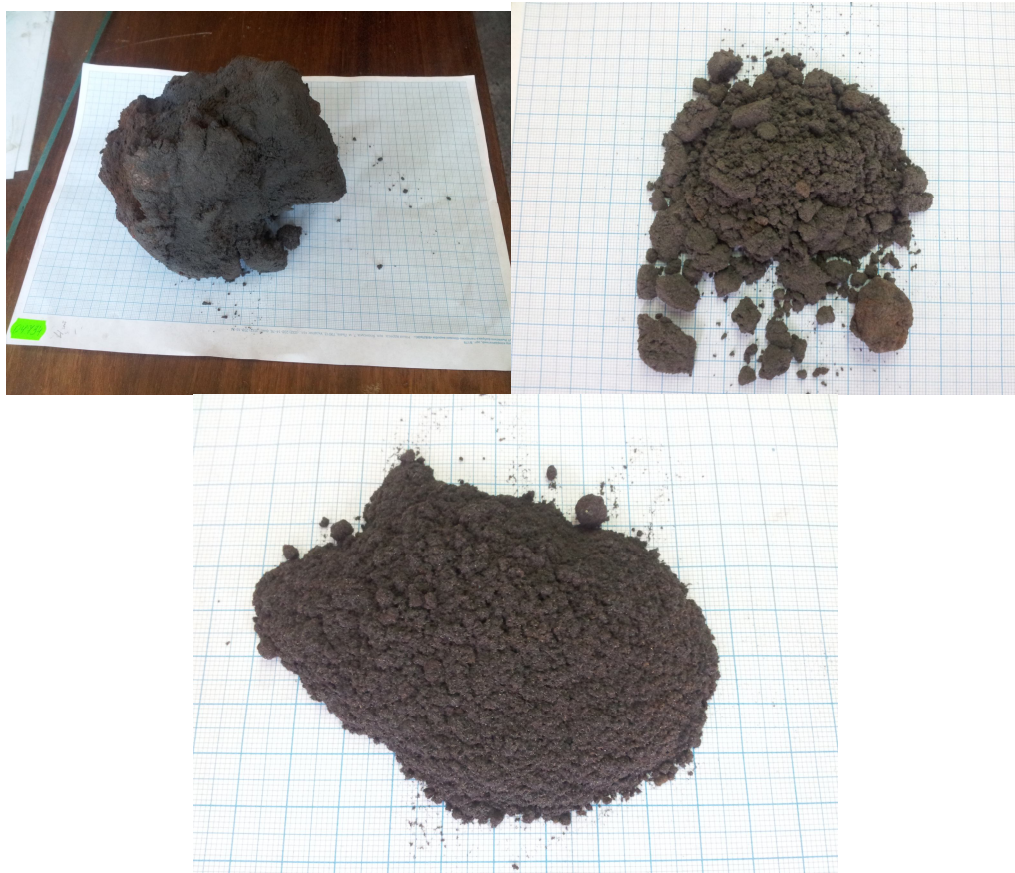


Рис. 3. Зміна зовнішнього вигляду шламу від зв'язаної маси до вологої сипкої, що залежить від місця його відбору у шламовзбірнику

© В.В. Фурс

На загальнозаводському шламозбірнику утворюється суміш шламів, отриманих в результаті спилування і шліфування деталей підшипників кочення, обкатки і доводки кульок та інших подібних операцій. Зовнішній вигляд шламу з загальнозаводського шламозбірника залежить від місця його відбору і може змінюватися від вологої сипкої до зв'язаної маси (рис. 3). Переробка вихідної сировини ускладнюється наявністю в ній сторонніх включень – залишків мастильно-охолоджувальної рідини, масла, іржі, брухту, а також землі, піску і різних сторонніх предметів. Істотну проблему може представляти змішування відходів різних марок, характерне для багатьох механообробних виробництв.

Роботи по створенню технологічних процесів одержання сталевих порошків з відходів металообробки отримали активний розвиток за останні 30 років. Основні переваги утилізації відходів механообробки (стружки і шламів) методами порошкової металургії полягають в тому, що усувається угар легуючих елементів; значно знижуються витрати на транспортування відходів, оскільки їх переділ може бути здійснено безпосередньо на тому підприємстві, де вони утворюються; знижуються втрати і засміченість стружки при її транспортуванні та зберіганні; коефіцієнт використання металу зростає з 0,4 – 0,6 до 0,85 – 0,95; поліпшуються експлуатаційні властивості одержуваних виробів за рахунок додаткового легування, при необхідності, такими компонентами, які неможливо ввести в розплавлений метал; істотно знижуються енерговитрати на отримання виробів.

Найбільш широке поширення одержали три способи відділення МОР і масел від шламів: центрифугування, промивка гарячою водою або спеціальними миючими розчинами з подальшим просушуванням і відпалом, або прожарювання. Центрифугування є найбільш поширеним способом знежирення, хоча воно не забезпечує повного видалення рідини. Крім того, в центрифугах всіх типів не можна відокремлювати від шламу пісок, землю та інші тверді домішки.

Досить високий ступінь очищення шламу від МОР і масел забезпечує його відпал в нагрівальних печах. У полум'яних і нагрівальних печах шлам нагрівають до 1200 - 1400°C в окислювальній атмосфері. Однак при роботі на таких установках спостерігається високий угар металу (до 10%) і викид в атмосферу токсичних продуктів згоряння масла. Загальні недоліки всіх пристроїв для відпалу – схильність до окислення або збіднення вуглецю оброблюваного шламу, безповоротні втрати МОР або мастил, неповне очищення шламу від неорганічних домішок, забруднення атмосфери продуктами згоряння.

Враховуючи усі недоліки при дослідженні методів розділення відходів пропонується переробляти шлам в порошок за наступним процесом, що включає наступні операції попередньої сушки відходів при 110 – 120°C без захисної атмосфери, подрібнення конгломератів просушеного шламу у барабанному млині із наступним розділенням за допомогою магнітного сепаратора, а потім відновлення відділеного металевого порошку у термопечі в атмосфері водню.

Були проведені досліді брикетування шламу в прес-формі з зазором між пуансоном і матрицею 0,5 мм. З підвищенням тиску до 0,5 МПа з шламу виділяється вода, до 1,0 – 1,1 МПа – емульсія, а вище – залишки масел. Це використовувалося для створення необхідного співвідношення води і органіки в перероблених відходах і необхідного вмісту в них рідкої складової [1].

Поведінка металів при подрібненні визначається їх твердістю, крихкістю, в'язкістю і пластичністю. Подрібнення здійснюють в основному ударом або статичним навантаженням. Воно супроводжується, крім того, стиранням. Спосіб розмелювання впливає на властивості порошку і, відповідно, спечених виробів. Вибір агрегату для подрібнення визначається економічними міркуваннями, складом і властивостями шихти. Порошки, подрібнені механічним шляхом, мають частинки з порівняно чистою не окисленою поверхнею. При сухому розмелюванні порошку заліза, наприклад в вібромліні, внаслідок частих і короткочасних ударів не отримують таких плоских частинок, як при кульовому розмелюванні.

Є можливість поліпшення властивостей спеченої сталі за рахунок розмелювання порошку. Для виготовлення високоміцних виробів необхідно розмелювати навіть порошки нержавіючої сталі, отриманої при міжкристалічному руйнуванні, які складаються з часток правильної форми і погано пресуються. При кульовому розмелюванні ця форма порушується, забезпечуючи поліпшення спресованості. Також встановлено вплив тривалості розмелювання порошків на усадку брикетів. При тривалому розмелюванні відбуваються несприятливі зміни часток порошку (утворюються оксидні плівки, які помітно погіршують спікаємість).

Висновки. В даний час жоден із застосовуваних у вітчизняній і зарубіжній практиці способів очищення шламу не відповідає повністю всім вимогам технології підготовки вихідного

матеріалу для подальшого повернення у виробництво, техніки безпеки, екології та економіки. Рішенням проблеми, очевидно, є створення комплексних установок по підготовці шламу до подальшої його переробки. На цих ділянках повинно здійснюватися його дроблення, центрифугування, відмивання від бруду і масел, сушка. Така технологія дозволить зберегти для повторного використання більшу частину МОР, зменшити токсичні викиди в атмосферу, забезпечити високу якість металевої складової шламу як вихідної сировини для переробки в порошок. Відносно високі капітальні витрати на будівництво таких ділянок мають компенсуватися високою якістю готової продукції і можливістю утилізації МОР і масел.

1. Степаненко А.В., Ложечников Е.В. Получение стального порошка из шламов подшипникового производства. I. Исследование процессов отжига шламов // Порошковая металлургия. – 1984. – № 11. – С. 97-101.
2. Ильин Н.И., Коротков Г.А. и др. Обезжиривание металлической стружки. – Обзорная информ./Черметинформация, М., 1980, сер. 6, вып.3.
3. Гриценко С.В., Сергеев С.Н. Исследование кинетики размола бронзовой стружки в атритерах // Термическая обработка стали (теория, технология, техника эксперимента): Ростов-на-Дону, 1992. С. 89-92.
4. Тиханцов А.М. Новое эффективное оборудование для транспортировки и переработки стружки. – Проблемы и мероприятия по механизации сбора, транспортирования и переработки металлической стружки и отходов прессового производства, Волгоград, 1980, с.31.
5. "MACHINABILITY OF POWDER METALLURGY STEELS" A. Salak, M. Selecka and H. Danninger. Published by Cambridge International Science Publishing, 7 Meadow Walk, Great Abington, Cambridge CB1 6AZ, UK. First published 2005. © A. Salak, M. Selecka and H. Danninger. ISBN 1-898326-82-7. Printed in the UK at the University Press, Cambridge.
6. Раковский В.С., Соколинский В.В., Смирнова И.Н. Изготовление метало-керамических изделий из отходов шарикоподшипниковой стали. – Литейное производство, 1951, №3, с. 25 – 27.
7. Роман О.В., Беляев В.И., Куцер М.Л. Применение стального порошка для изготовления деталей машин и матриц методом порошковой металлургии, Минск, 1963.
8. Крохина Н.В., Веселов И.Н. Износостойкость спеченного антифрикционного материала из отходов подшипникового производства. – Металловедение и термическая обработка металлов, 1981, № 10, с. 12 – 14.
9. Проходцев М.М. Технология получения металлического порошка из отходов подшипникового производства и свойства порошковых компактных материалов. – Труды ВНИИПП. – М., №1 (111), 1982, с. 92 – 99.
10. Отримання порошоків і виробів з використанням відходів підшипникового виробництва / Рудь В. Д., Луцьк, РВВ ЛДТУ. – 2004, 56 с.
11. Баглюк Г.А., Позняк Л.А., Дацкевич О.В. Получение и свойства порошковой стали из безабразивных шламовых отходов подшипникового производства. – Вестник машиностроения, 1993, №10.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013.

УДК 621.762:678-19

В.В. Шиберко
КОМПЛЕКС МОДЕЛЮВАННЯ ТА ФОРМУВАННЯ СТРУКТУРИ СИПУЧИХ
МАТЕРІАЛІВ

Описано структурну та хімічну неоднорідність, а також неоднорідність за щільністю в сипких матеріалах. Розроблено алгоритм розрахунку фракційного складу полідисперсного та полікомпонентного сипкого матеріалу з однорідною та неоднорідною структурою. Для матеріалу з неоднорідною структурою запропонований алгоритм дозволяє визначити фракційний склад кожної з локальних областей матеріалу. Його можна використовувати для зіставлення результатів ситового аналізу полідисперсного сипкого матеріалу, одержаних за різних умов.

Ключові слова: фракції, ситовий аналіз, сипкі матеріали.

Рис. 3. Форм. 17. Літ. 4.

В.В. Шыберко
КОМПЛЕКС МОДЕЛИРОВАНИЯ И ФОРМИРОВАНИЕ СТРУКТУРЫ СЫПУЧИХ
МАТЕРИАЛОВ

Описаны структурная и химическая неоднородность, а также неоднородность по плотности в сыпучих материалах. Разработан алгоритм расчета фракционного состава полидисперсного сыпучего материала с однородной и неоднородной структурой. Для материала с неоднородной структурой предложенный алгоритм позволяет определять фракционный состав каждой из локальных областей материала. Его можно использовать для сравнения результатов сытового анализа полидисперсного сыпучего материала, полученных при разных условиях.

Ключевые слова : фракции , сытовой анализ , сыпучие материалы.

V. Shyberko
MODELING AND COMPLEX FORMATION OF GRANULAR MATERIALS

We describe the structural and chemical heterogeneity and heterogeneity in the density of granular materials. The algorithm for calculating the fraction of polydisperse bulk material with homogeneous and heterogeneous structure. For a material with heterogeneous structure of the algorithm allows to determine the fractional composition of each of the local areas of the material. It can be used to compare the results of sieve analysis of polydisperse bulk material obtained under different conditions.

Keywords: fractions, Sieve analysis, friable materials.

Вступ. Структура полідисперсних та полікомпонентних матеріалів визначається взаємним розташуванням окремих фракцій усередині сипкої маси. Залежно від змінювання структури полідисперсний та полікомпонентний сипкий матеріал може набувати однорідного або неоднорідного характеру. У першому випадку всі фракції матеріалу рівномірно розподілені в його об'ємі. Це нестійкий стан, оскільки як результат процесів сегрегації, який спостерігають під час роботи різних технологічних агрегатів, однорідність сипкої маси порушується, що призводить до виникнення локальних об'ємів з різним питомим вмістом окремих фракцій, а, отже, і різною структурою.

Вибір конкретної групи фракцій визначається очікуваним складом полідисперсного та полікомпонентного матеріалу та параметрами лабораторного обладнання, який використовують для аналізу. Звичайно кожне підприємство використовує певний набір сит для аналізу фракційного складу сипкого матеріалу [1-3].

Для порівняння результатів ситового аналізу, одержаних за різних умов, використовують параметр $d_{\text{ср}} \Sigma$, який не може однозначно характеризувати масу, що досліджують.

Постановка задачі. У зв'язку з вищевикладеним завдання теоретичного обґрунтування об'єктивного та достатньо простого способу зіставлення результатів ситового аналізу полідисперсного та полікомпонентного сипкого матеріалу, одержаних за різних умов, є актуальним та практично важливою проблемою.

Основна частина досліджень. Перспективною вважається розробка механізму перерахунку одержаних результатів і приведення їх до одних показників, тобто уніфікація одержаних результатів.

У полідисперсних матеріалах окремі мінераловмістні компоненти розподілені між фракціями нерівномірно, що обумовлено технологічними особливостями формування сипких сумішей. За структурних змінювань матеріалу, разом з автономним рухом крупних частинок, переміщуються цілі масиви, які, не дивлячись на часткову деформацію та руйнування, також сприяють створенню у сипкій масі локальної структурної неоднорідності.

Прийнято виділяти три основні види об'ємної неоднорідності, що впливають на хід технологічного процесу та якість кінцевого продукту [2-3]:

- структурна неоднорідність, яка полягає в різному вмісті фракцій у зібраних об'ємах матеріалу;
- хімічна неоднорідність, яка спричинена неоднаковим хімічним складом гранул різного розміру;
- неоднорідність матеріалу за щільністю, яка обумовлена закономірностями формування структури сипкого матеріалу.

Серед перерахованих видів неоднорідності первинною є структурна, поява якої спричинює виникнення хімічної неоднорідності усередині сипкої маси, а також відповідне локальне змінювання її щільності. У зв'язку з цим особливий інтерес має розгляд механізму та закономірностей виникнення локальних структурних утворень у масі полідисперсного та полікомпонентного сипкого матеріалу.

Види локальної структурної неоднорідності сипкої маси характеризуються схемами, поданими на рис. 1 і 3.

У зв'язку із взаємозв'язками, наведеними на схемах, розрахунок якісних параметрів сипких мас, які знаходяться у стаціонарному стані, необхідно починати з визначення структури матеріалу. Практичне вирішення такої задачі має значні складнощі, оскільки джерелом структурних змінювань є всі технологічні операції щодо транспортування та переробки сипких матеріалів. Доцільним представляється розгляд механізму структурних перетворень полідисперсних сипких мас, що спостерігають в виробництві. Технологічні агрегати, які використовують для переробки залізородної сировини, реалізують практично повний спектр механічних дій на полідисперсний матеріал на етапі його підготовки до грудкування.

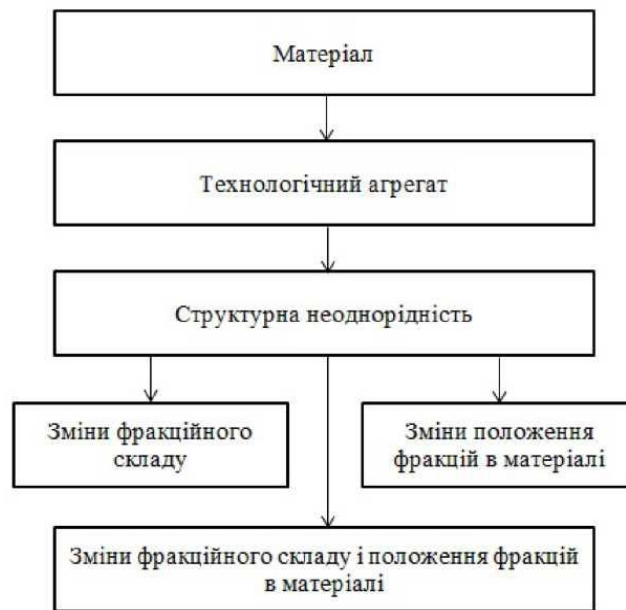


Рис. 1. Види локальної об'ємної неоднорідності в полідисперсних сипких матеріалах

Заздалегідь необхідно теоретично досліджувати гранулометричні структурні характеристики різних за своїм класом сипкі середовища і розробити узагальнену методику розрахунку їх параметрів стосовно умов протікання сучасних технологічних процесів.

За допомогою оптико-програмного комплексу Micro-optik отримуємо розрахунок та формулюємо загальну характеристику полідисперсного та полікомпонентного матеріалу, що має однорідну структуру і може бути поданий наступними рівняннями:

$$\Phi_1 + \Phi_2 + \dots + \Phi_n = \Phi_\Sigma \quad (1)$$

$$d_1 \cdot \Phi_1 + d_2 \cdot \Phi_2 + \dots + d_n \cdot \Phi_n = d_{\text{ср}\Sigma} \cdot \Phi_\Sigma \quad (2)$$

де:

$\Phi_{1,2}$ – вміст l – ої фракції у матеріалі, %;

Φ_{Σ} – загальна кількість матеріалу, % ($\Phi_{\Sigma} = 100\%$);
 d_1 – середній діаметр i – ої фракції, мм;
 $d_{\text{сєр}}$ – середній діаметр частинок матеріалу, мм .



Рис. 2. Оптико-програмний комплекс Micro-optik для визначення морфології та структури матеріалів: 1 – мікроскоп eScore; 2 – шліф досліджуваного матеріалу; 3 – інтерфейс програми Smart-eye; 4 – персональний комп'ютер

Фракційний склад полідисперсного та полікомпонентного матеріалу визначають за результатами розсіювань, а середній діаметр частинок розраховують згідно рівняння (2).

За кількості фракцій більше двох розрахункових значень $d_{\text{сєр}\Sigma}$ є неможливим через неоднозначність результатів, яких одержують, що призводить до необхідності використання додаткових обмежень і умов. При застосуванні мікроскопічної системи яка дозволяє отримувати прогнозування закономірностей формування структури та властивостей матеріалів з урахуванням розмірних елементів шихти, встановлення кореляційних зв'язків між складовими, будовою та властивостями полідисперсного матеріалу з неоднорідною структурою, використовують наступні системи рівнянь:

$$\Phi_{\Sigma 1} + \Phi_{\Sigma 2} + \dots + \Phi_{\Sigma k} = \Phi_{\Sigma} \quad (3)$$

$$d_{\text{сєр}\Sigma 1} \cdot \Phi_{\Sigma 1} + d_{\text{сєр}\Sigma 2} \cdot \Phi_{\Sigma 2} + \dots + d_{\text{сєр}\Sigma k} \cdot \Phi_{\Sigma k} = d_{\text{сєр}\Sigma} \cdot \Phi_{\Sigma} \quad (4)$$

$$\Phi_{11} + \Phi_{12} + \dots + \Phi_{1n} = \Phi_{\Sigma 1} \quad (5)$$

$$\Phi_{21} + \Phi_{22} + \dots + \Phi_{2n} = \Phi_{\Sigma 2} \quad (6)$$

де:

$\Phi_{\Sigma k}$ – загальна кількість матеріалу в k – й зоні сипкої маси, %;

Φ_{Σ} – вміст фракцій в k – й зоні, %;

$d_{\text{сєр}\Sigma k}$ – середній діаметр частинок матеріалу в k – й зоні, мм;

k - кількість зон;

n – кількість фракцій.

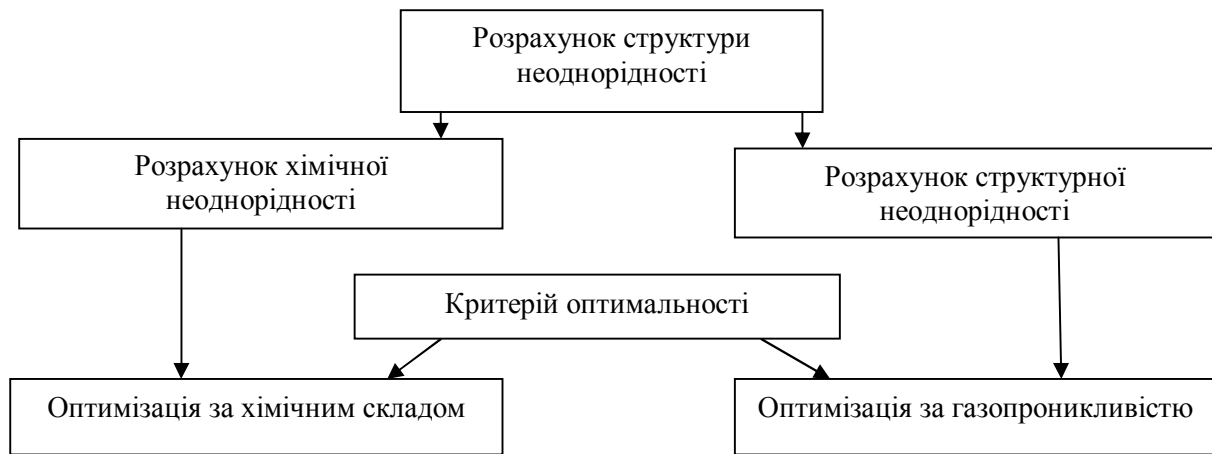


Рис. 3. Алгоритм розрахунку якісних параметрів стаціонарного шару полідисперсного матеріалу

Для характеристики локальних областей сипкого ситового матеріалу, що мають однорідну структуру, можуть бути використані залежності, одержані для однорідного полідисперсного матеріалу. Це дозволить визначити величину Φ_{ij} у кожній зоні:

$$\Phi_{j2} = \frac{\Phi_{\Sigma j} \cdot (d_{\text{сєр}\Sigma j} - d_1)}{d_2 - d_1} \quad (7)$$

$$\Phi_{j1} = \Phi_{\Sigma j} \cdot \left(1 - \frac{d_{\text{сєр}\Sigma j} - d_2}{d_2 - d_1}\right) \quad (8)$$

Загальний вміст окремих фракцій у матеріалі складає:

$$\Phi_1 = \Phi_{11} \cdot \frac{\Phi_{\Sigma 1}}{\Phi_{\Sigma}} + \Phi_{21} \cdot \frac{\Phi_{\Sigma 2}}{\Phi_{\Sigma}} \quad (9)$$

$$\Phi_2 = \Phi_{12} \cdot \frac{\Phi_{\Sigma 1}}{\Phi_{\Sigma}} + \Phi_{22} \cdot \frac{\Phi_{\Sigma 2}}{\Phi_{\Sigma}} \quad (10)$$

$$\Phi_1 + \Phi_2 = \Phi_{\Sigma} \quad (11)$$

Середній діаметр частинок сипкого матеріалу в кожній із зон буде дорівнювати:

$$d_{\text{сєр}\Sigma j} \cdot \Phi_{\Sigma j} = d_1 \cdot \Phi_{j1} + d_2 \cdot \Phi_{j2} \quad (12)$$

$$d_{\text{сєр}\Sigma 1} = d_1 \cdot \Phi_{11} + d_2 \cdot \Phi_{12} \quad (13)$$

$$d_{\text{сєр}\Sigma 2} = d_1 \cdot \Phi_{21} + d_2 \cdot \Phi_{22} \quad (14)$$

За значень $d_{\text{сєр}\Sigma j}$, що відомі для всієї сипкої маси, дана залежність набуває вигляду:

$$d_{\text{сєр}\Sigma} = d_{\text{сєр}\Sigma 1} \cdot \frac{\Phi_{\Sigma 1}}{\Phi_{\Sigma}} + d_{\text{сєр}\Sigma 2} \cdot \frac{\Phi_{\Sigma 2}}{\Phi_{\Sigma}} \quad (15)$$

Підставляючи значення $d_{\text{сєр}\Sigma}$ до рівняння (18), одержимо:

$$d_{\text{сєр}\Sigma} = (d_1 \cdot \Phi_{11} + d_2 \cdot \Phi_{12}) \cdot \frac{\Phi_{\Sigma 1}}{\Phi_{\Sigma}} + (d_1 \cdot \Phi_{21} + d_2 \cdot \Phi_{22}) \cdot \frac{\Phi_{\Sigma 2}}{\Phi_{\Sigma}} \quad (16)$$

Після перетворення рівняння (19) можна записати:

$$d_{\text{сєр}\Sigma} \cdot \Phi_{\Sigma} = d_1 \cdot (\Phi_{11} \cdot \Phi_{\Sigma 1} + \Phi_{21} \cdot \Phi_{\Sigma 2}) + d_2 \cdot (\Phi_{12} \cdot \Phi_{\Sigma 1} + \Phi_{22} \cdot \Phi_{\Sigma 2}) \quad (17)$$

Запропонована методика може бути використана під час ситового аналізу структури неоднорідного сипкого матеріалу із кількістю локальних зон, що перевищує дві. В процесі розрахунку здійснюють послідовне групування двох суміжних локальних зон і визначення їх сумарних гранулометричних характеристик. Як результат, відбувається поетапне скорочення

кількості локальних зон сипкої маси до етапу розрахунку $\Phi_1, \Phi_2, d_{\text{сєр}\Sigma}$.

Розрахунок продовжують до визначення двох останніх фракцій сипучого матеріалу та перевірки відповідності кількості кожної фракції у всіх локальних зонах заданому значенню.

Висновок. Під час переробки полідисперсних та полікомпонентних сипких матеріалів у технологічних агрегатах виникає структурна неоднорідність, яка, в свою чергу, призводить до появи хімічної неоднорідності та неоднорідності за щільністю у масі матеріалу. Можливість розрахунку кількісних показників структурної неоднорідності дозволить виконати оптимізацію маси матеріалу за хімічним складом і за щільністю, зокрема за газопроникливістю для виробництва.

Запропоновано алгоритм розрахунку фракційного складу полідисперсного та полікомпонентного сипкого матеріалу з однорідною й неоднорідною структурою, який дозволяє визначити фракційний склад кожної з локальних областей матеріалу та виконати зіставлення результатів аналізу полідисперсного та полікомпонентного сипкого матеріалу, одержаних за різних умов.

1. *Русаков П. Г.* Описание сегрегации агломерационной шихты и других сыпучих материалов [Текст] / П. Г. Русаков, Н. Ф. Русаков // Теория и технология подготовки металлургического сырья к доменной плавке. - Днепропетровск : ДМетИ, 1985. - С. 159-160.
2. *А. А. Готовцев, В. И. Тихонов, И. М. Сальников, С. А. Вакулenco* / Формирование слоя агломерационной шихты перед спеканием [Текст] // Сталь. - 1981. - № 12. - С. 11-15.
3. *Марюта А. Н.* Автоматический контроль гранулометрического состава сыпучих материалов [Текст] / А. Н. Марюта, Ю. Г. Качан. - Киев, Донецк : Вища школа, 1977. - 156 с.
4. *Либенсон Г. А.* «Металургия», 1976 - 56 с.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013.

А.В. Шостак, В.В. Широков, В.М. Мельник, Ю.А. Мельник, О.Ю. Смола
КІЛЬКІСНИЙ АНАЛІЗ МІКРОСТРУКТУРИ В
ТРИБОМАТЕРІАЛОЗНАВСТВІ ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ ФУР'Є-АНАЛІЗУ ТА
ФУНКЦІЙ УОЛША

У сучасних умовах, дослідження на мікрорівні у матеріалознавстві набули важливого значення при отриманні інтегральних характеристик мікрооб'єктів на основі аналізу растрово-електронно-мікроскопічного (РЕМ) зображення. У статті проведено аналіз відомих методів і алгоритмів цифрової обробки зображень з метою отримання топологічних характеристик мікрооб'єктів.

Ключові слова: растрова електронна мікроскопія, Фур'є аналіз, функції Уолша, цифрова обробка зображень.
Форм. 7. Табл. 1. Літ. 12.

А.В. Шостак, В.В. Широков, В.М. Мельник, Ю.А. Мельник, О.Ю. Смола
КОЛИЧЕСТВЕННЫЙ АНАЛИЗ МИКРОСТРУКТУРЫ В
ТРИБОМАТЕРИАЛОВЕДЕНИИ С ПРИМЕНЕНИЕМ ФУРЬЕ-АНАЛИЗА И
ФУНКЦИЙ УОЛША

В современных условиях, исследования на микроуровне в материаловедении приобрели важное значение при получении интегральных характеристик микрообъектов на основе анализа растрово-электронно-микроскопического (РЭМ) изображения. В статье проведен анализ известных методов и алгоритмов обработки изображений с целью получения топологических характеристик микрообъектов.

Ключевые слова: растровая электронная микроскопия, Фурье анализ, функции Уолша, цифровая обработка изображений.

A. Shostak, V. V. Shyrovkov, V. M. Melnik, J. A. Melnik, A. U. Smola
QUANTITATIVE ANALYSIS OF THE MICROSTRUCTURE OF MATERIALS
SCIENCE IN THE TRIBE USING FOURIER ANALYSIS AND FUNCTIONS OF
WALSH

Under current conditions, the micro-level studies in materials science became important in the preparation of the integral characteristics of micro-objects based on analysis of raster electron microscopy (SEM) images. The article analyzes the well-known methods and algorithms for image processing in order to obtain the topological characteristics of microscopic objects.

Key words: scanning electron microscopy, Fourier analysis, Walsh functions, digital image processing.

Постановка проблеми. Процеси зношування характеризуються змінами мікро- та субмікроструктури вихідного інструментального матеріалу. Аналіз цих змін, їх вплив на характер зношування та стійкість, дають можливість більш точно описати фізичну природу процесів зношування та розробити методи попереднього їх зміцнення. Таким чином, проблеми, яким присвячена робота, є актуальними.

Висока роздільна здатність та особливо велика глибина фокуса, простота підготовки об'єктів досліджень, широкі можливості елементного аналізу при використанні різних систем реєстрації рентгенівського випромінювання дозволяють успішно використовувати методику растрової електронної мікроскопії (РЕМ) у матеріалознавчих дослідженнях для вивчення структури й елементного складу поверхонь зношування, тертя, руйнування, корозії, хімічної взаємодії, включень і т.д.

Дослідження природи процесів, що мають місце при формуванні експлуатаційного рельєфу на робочій поверхні сплавів, під час зношування в різних умовах займають одне з ведучих місць в проблемі тертя і зношування. Природа процесів зношування є однією з найбільш складних проблем в області трибоматеріалознавства. Для їх вирішення потрібно мати чіткі уявлення про фізичні, хімічні і геометричні властивості формування експлуатаційного рельєфу. При цьому особливої уваги заслуговують геометричні властивості, оскільки їх вивчення повинно сприяти розширенню існуючих уявлень про виникнення під час тертя і зношування так званої рівноважної шорсткості поверхні.

РЕМ-стереофотограмметричний метод дозволяє одержувати тривимірну оцінку довільних поверхонь і, отже, значно розширює можливості фрактографічних досліджень.

Проте для комплексного вивчення поверхні матеріалів за РЕМ-зображенням необхідно розробити методику розрахунку феноменологічних характеристик, які б визначали найбільш загальні властивості поверхні, що характеризують її стан і мікрорельєф. Така методика повинна забезпечити розрахунок метричних і фрактальних параметрів, що можливо при наявності відповідних алгоритмів і програмного забезпечення. Розрахунок метричних параметрів (функціональних і просторових) дозволяє більш повно представляти інформацію про поверхні матеріалів за даними РЕМ. Серед амплітудних параметрів окремо слід виділити кореляційні, які надають можливість оцінювати однорідність рельєфу поверхні, виявляти наявність кореляційних зв'язків та розміри зон кореляції. Дана методика може бути використана при проведенні досліджень в матеріалознавстві, а також при проведенні сертифікації поверхонь у мікро- та нанометровому діапазоні відповідно до норм і вимог міжнародних стандартів.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Значні зміни в методиці досліджень у трибоматеріалознавстві відбулися з відкриттям скануючої електронної мікроскопії, а також із застосуванням методів комп'ютерної графіки. Серед важливих слід виділити дослідження:

- Синдо Дайзуке. Аналитическая просвечивающая электронная микроскопия. - Москва: Техносфера, 2006.
- Иевлев В. М. Просвечивающая электронная микроскопия неорганических материалов. - Воронеж: Воронеж. гос. техн. ун-т, 2003.
- Грудин Б. Н. Моделирование и анализ изображений в электронной и оптической микроскопии. - Владивосток: Дальнаука, 2001.
- Colliex Christian. La microscopie electronique. - Paris: PUF, 1998.
- Гоулдстейн Дж. и др., Растровая электронная микроскопия и рентгеновский микроанализ, М: «Мир», 1984.

Також, відповідні дослідження наведено у [3, 5, 6, 7, 8, 10].

Як показав проведений аналіз, поширена методика кількісного аналізу мікроструктури є досить різносторонньою, кожен з методів має свої особливості проведення досліджень, з якими зв'язані відповідні переваги та недоліки методу при вирішенні конкретних практичних та теоретичних задач.

Невирішені раніше частини загальної проблеми. Проведений аналіз наведених вище та інших відомих досліджень дозволив виділити перспективні сфери застосування у кількісному аналізі мікроструктури окремих методів досліджень, і серед них – рядів Фур'є (Фур'є-аналізу) та системи ортогональних функцій Уолша, що більш детально проаналізовано нижче.

Метою дослідження є розробка стереофрактографічних методів розв'язку теоретичних та прикладних задач проблем руйнування.

Виклад основного матеріалу. На мікрорівні досить складно отримати коректну інформацію про процеси, які там відбуваються, встановити механізм і динаміку процесів зломів та зношування. В той же час РЕМ-фотограмметрія дає можливість розв'язувати ряд питань цієї проблеми.

При кількісному аналізі РЕМ-зображення часто виникає необхідність топологічного опису мікрооб'єктів. Це можуть бути пори, різного роду включення та ін.

Досить повною топологічною кількісною характеристикою мікрооб'єктів (наприклад, часток або пор), що не мають кристалографічно правильної огранки, є коефіцієнти розкладання функції границі досліджуваних об'єктів за системою ортогональних функцій. Для цієї мети в стереології часто застосовується розкладання в ряд Фур'є.

Для проведення стереологічного аналізу РЕМ-зображень у лабораторії електронної мікроскопії МДУ (м. Москва) під керівництвом доктора г.-м. наук Соколова В.М. при нашій участі розроблений комплекс РЕМ «Hitachi S-800–ПК», що дозволяє виконувати в режимі реального часу цифрову стереологічну обробку РЕМ-зображень. Програмне

забезпечення здійснено відлагодженим і протестованим пакетом програм «Stiman».

Для визначення форми мікрооб'єктів виконується передача з РЕМ на ЕОМ координат кінцевого числа точок їх границь, тобто форма мікрооб'єкта визначається деякою множиною координат x_i, y_i , де $n=1, 2, \dots, m$.

Характеристика форми та розмірів елементів мікроструктури проводиться, як правило, через визначення показників площі поверхні контурів, їх периметра, еквівалентних діаметрів [1]. Кількісну оцінку форми мікрооб'єктів отримують Фур'є-аналізом їх контурів. Для проведення останнього необхідно передати контурні точки з РЕМ на ЕОМ (певну множину координат x_i, y_i).

Потім виконується розкладання в ряд Фур'є:

$$R(\theta) = R_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (A_n \cos \theta + B_n \sin \theta), \quad (1)$$

де R_0 – середній радіус, A_n, B_n, R_i – амплітуди та гармоніки Фур'є-розкладу.

За інтегральними формулами (1) обчислюються площі і моменти:

$$\begin{aligned} S_j &= \int_{x_j}^{x_{j+1}} \int_0^{y_j} dx dy = \frac{(y_{j+1} + y_j)(x_j - x_{j+1})}{2}; & S &= \sum_{j=1}^m S_j; \\ M_x &= - \int_{x_j}^{x_{j+1}} \int_{x_j}^{x_{j+1}} x dx dy = \frac{(x_{j+1}^2 + x_j x_{j+1} + x_j^2)(y_j + y_{j+1})}{2}; & M_x &= \sum_{j=1}^m M_{xj}; \\ M_y &= - \int_{x_j}^{x_{j+1}} \int_{x_j}^{x_{j+1}} y dx dy = \frac{(y_{j+1}^2 + y_j y_{j+1} + y_j^2)(x_j - x_{j+1})}{2}; & M_y &= \sum_{j=1}^m M_{yj}; \end{aligned} \quad (2)$$

Тоді $x = M_x/S$, $y = M_y/S$. Визначивши в декартових координатах периметр $P = \sum_{j=1}^m P_j$, де $P_j = \left[(x_{j+1} - x_j)^2 + (y_{j+1} - y_j)^2 \right]^{1/2}$, здійснюємо перехід до полярних координат:

$$R_j = \left[(y_j - y)^2 + (y_j - x)^2 \right]^{1/2}, \quad \Theta_j = \arctg \frac{y_j - y}{x_j - x}.$$

Гармоніки Фур'є-розкладу та коефіцієнти P_i обчислюються за відомими алгоритмами, розглянутими у [11, 12]:

$$\begin{aligned} P_n &= \frac{1}{R_0} \left(\frac{A_n^2 + B_n^2}{2} \right); & P_1 &= P_{1-10} = \left(\frac{\sum_{j=1}^{10} P_j}{2} \right)^{1/2}; & P_2 &= P_{11-20} = \left(\frac{\sum_{j=11}^{20} P_j}{2} \right)^{1/2}; \\ P_3 &= P_{21-30} = \left(\frac{\sum_{j=21}^{30} P_j}{2} \right)^{1/2}; & P_4 &= P_{31-40} = \left(\frac{\sum_{j=31}^{40} P_j}{2} \right)^{1/2}. \end{aligned} \quad (3)$$

Обчислення коефіцієнтів P_i дає можливість визначати внесок кожного члена ряду у

функцію форми, тобто за їх допомогою відображається фізичний і морфологічний зміст кожної гармоніки. Крім форми, при кількісному стереологічному аналізі РЕМ-зображення у пакеті «Stiman», визначається низка інших параметрів мікоморфології: число часток, загальний периметр, загальна площа, середній периметр, середня площа, середній коефіцієнт складності форми і фактор форми.

Застосування рядів Фур'є робить ілюстративним аналіз стосовно опису мікроструктурних часток, але ця методика вимагає значного комп'ютерного часу для обчислень тригонометричних функцій. Цього недоліку позбавлена система ортогональних функцій Уолша, яка сьогодні широко використовується в комунікаційній теорії.

Нехай функція $F(x)$ представляється розкладанням у ряд з ортонормованого базису функцій $\{f(j, x)\}$: $F(x) = \sum_{j=0}^{\infty} a(j)f(j, x)$, де коефіцієнти $a(j)$ визначаються

виразом: $a(j) = \int_{-x}^x F(x)f(j, x)dx$; $[-x, x]$ – інтервал ортогональності. У випадку функцій

Уолша $\int_{-x}^x F(x)f(j, x)$ можна перетворити в суму інтегралів виду $\left[+ \int F(x)dx \right]$ на тій

частині інтервалу, де функції Уолша $f(j, x)$ набувають значення $+1$ і вигляду $\left[- \int F(x)dx \right]$ в частині інтервалу, де це значення дорівнює -1 . Це дозволяє істотно зменшити час обчислень.

Виконані порівняльні дослідження підтвердили ефективність такого використання функцій Уолша в комп'ютерно-прикладному аналізі форми окремих часток. Наприклад, час, затрачений на обчислення 10-ти гармонік Фур'є, відповідає часу одержання 600 коефіцієнтів Уолша.

Дамо оцінку точності стереологічних вимірів для випадку растрової розгортки. Кількісна інформація при такій розгортці зчитується в дискретних точках з постійним кроком уздовж рядів і між рядами. Ця інформація аналогічна отриманій з фіксованого РЕМ-зображення у вузлах деякої квадратної чи прямокутної сітки. Для оцінки точності скористаємося відомою в теорії геометричної імовірності задачею покриття плоских ґраток [2].

У цій задачі використовується ймовірнісний розподіл кількості точок ґратки, що попадають у деяку геометричну фігуру (наприклад, квадрат), розташування якої на площині випадкове.

Припустимо, що на деякий контур накладена регулярна сітка точок. При її розміщенні кількість точок у межах контуру буде змінюватися, але початкова кількість точок буде повторюватися щораз, коли сітка буде зміщена так, що нові її точки в точності збігаються з положенням попередніх. Це означає, що число точок у межах контуру є періодичною функцією, яку можна розкласти в ряд Фур'є [4, 9].

При використанні прямокутних сіток і комплексної форми запису рядів Фур'є коефіцієнти ряду будуть рівними:

$$C_{k_1 k_2} = \iint_S \exp[-2\pi i(k_1 x/a + k_2 y/b)] dx dy, \quad (4)$$

де s – площа контуру; k_1, k_2 – цілі числа; a, b – дискретність вузлів сітки уздовж X і Y осей.

На основі теореми Парсеваля про середнє значення квадрата функції, розкладеної в ряд Фур'є, відомо, що дисперсія σ^2 цієї функції дорівнює сумі квадратів модулів коефіцієнтів $C_{k_1 k_2}$, розрахованих при значеннях k_1, k_2 від $-\infty$ до $+\infty$, окрім $k_1 = k_2 = 0$:

$$\sigma_g^2 = \sum_{k_1, k_2 = -\infty}^{\infty} |C_k|^2. \quad (5)$$

Допустимо, що лінії растрової сітки паралельні осі «X». Розділимо паралельно осі «Y» контур S зображення на h однакових смужок шириною L . Тоді після розрахунку коефіцієнтів за формулою (4) і знаходження суми квадратів їх модулів одержуємо вираз, що залежить від величини $g(1-g) = Q$.

Величини g – дробові частки чисел, що завжди задовольняють умову $0 \leq g \leq 1$. Для прямокутної сітки на основі формули Пуассона одержуємо:

$$Q = g(1-g) = 2 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin^2 \pi kg}{(\pi k)}. \quad (6)$$

Очевидно, $0 \leq g \leq 1$, значить, $0 \leq g < 1/4$, відповідно середнє інтегральне \bar{Q} дорівнює $1/6$. Вважаючи, що $Q = \bar{Q}$ і виразивши число смужок n на підставі задачі Бюффона через периметр контуру $p = \pi nL$, одержимо:

$$\sigma_S^2 = \frac{b^2 LP}{6\pi}. \quad (7)$$

У таблиці 1 приведені результати оцінки точності вимірювання площі складного контуру при $S = 6.25 \text{ мм}^2$ і $P = 12 \text{ мм}$ у масштабі РТV-мікрофотографії.

Таблиця 1. Точність стереологічних вимірів у плані

Кількість ліній растра (N)	128	256	512
Густота растра (b)	0,781	0,390	0,195
σ_S , %	8,76	3,09	1,08

З розрахунків випливає, що точність вимірів істотно залежить від кількості ліній розкладання при растровій розгортці, дещо менше – від форми і розмірів вимірюваних ділянок, а також їх орієнтації щодо ліній растрової розгортки.

Висновки. Застосування рядів Фур'є робить ілюстративним аналіз у відношенні опису мікроструктурних часток, але ця методика вимагає значного комп'ютерного часу для обчислень тригонометричних функцій. Даного недоліку позбавлена система ортогональних функцій Уолша, яка сьогодні широко використовується в комунікаційній теорії.

Робота виконана за підтримки МОН України (держреєстраційний номер теми № 0112U000290).

1. Березин Н. П. Разрешающая способность: история, состояние и развитие [Текст] / Н. П. Березин, В. Н. Кононов // ОМП, 1991. – №11.
2. Кендалл М., Моран П. Геометрические вероятности [Текст] / М. Кендалл, П. Моран. - М.: Наука, 1972. – 192 с.
3. Мельник В. Н. Некоторые вопросы цифровой обработки РЭМ-изображений [Текст] / В. Н. Мельник, В. А. Михайлюк // Изв. вузов. Геодезия и аэрофотосъемка, 1993. - №4. - С. 73-82.
4. Мельник В. М. Теорія і практика фотограмметричних методів в електронно-мікроскопічних дослідженнях [Текст]: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук. : спец. 05.24.01 «Геодезія, фотограмметрія і картографія» / Мельник Володимир Миколайович ; Державний університет «Львівська політехніка» - Львів, 1995.- 51 с.
5. Салтыков С. А. Стереометрическая металлография [Текст]. - М.: Металлургия, 1970. - 375 с.
6. Харалик Р.М. Статистический и структурный подходы к описанию текстур [Текст] // ТИИЭР, 1979. - Т.67, №5. - С. 98-120.
7. Чернявский К.С. Стереология в металловедении [Текст]. - М.: Металлургия, 1977. - 384с.
8. Шостак А. В. Методи і моделі мікрофотограмметрії у прикладних наукових дослідженнях [Текст]: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук: спец. 05.24.01 «Геодезія, фотограмметрія і картографія» / Шостак Анна Володимирівна ; Київський національний університет будівництва і архітектури. – Київ, 2012. – 28 с.

9. Luhmann. Close range photogrammetry for industrial applications [Text] / Luhmann, Thomas // ISPRS Journal of Photogrammetry and Remote Sensing. - 2010 - Vol. 64/3, pp. 558-569.
10. Sergeev V. Quantitative morphological analysis in a SEM-microcomputer system - J. Quantitative shape analysis of single objects [Text] / V. Sergeev, V. Sokolov // J. of microscopy, 1984, - V.135- -Pt.1.-P.1-12.
11. Shah G. Quantitative characterization of abrasive surfaces using a new profile measuring system [Text] / G. Shah, A. Bell, S. Malkin // Wear, 1977. -V.41.- №2. -P.315-.
12. Serra J. Image Analysis and Mathematical Morphology [Text]. – London: Academic Press., 1992. – P. 329-341.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013.

УДК 004.896(075.8)

Б.О. Пальчевський
ІНФОРМАЦІЙНІ ПРОЦЕСИ В СИСТЕМАХ АВТОМАТИЗОВАНОГО ПРОЕКТУВАННЯ
ТЕХНОЛОГІЧНОГО УСТАТКУВАННЯ

Розглянуто інформаційний підхід до проектування технологічних машин. Показано, що процедури комбінаторного синтезу функціонально-модульної структури технологічного устаткування і процедури пошуку кращої структури в різних комбінаціях утворюють керований процес автоматизованого проектування.
 Форм. 7. Рис. 4. Літ. 5.

Б.А. Пальчевский
ИНФОРМАЦИОННЫЕ ПРОЦЕССЫ В СИСТЕМАХ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО
ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Рассмотрено информационный подход к проектированию технологических машин. Показано, что процедуры комбинационного синтеза функционально-модульной структуры технологического оборудования и процедуры поиска лучшей структуры образуют управляемый процесс автоматизированного проектирования.

B. Palchevskyi
INFORMATIVE PROCESSES IN THE COMPUTER-AIDED DESIGNS OF TECHNOLOGICAL
EQUIPMENT

The informative going is considered near planning of technological machines. It is retined that procedures of synthesis of functionally-modular construction of technological equipment and procedure of search of the best structure in different combinations form the guided process of the automated planning.

Постановка задачі. Найважливішою тенденцією розвитку методів проектування технологічного обладнання є створення і розвиток наукоємної комп'ютерної технології проектування з використанням сучасних інформаційних технологій. Значення інформаційної технології в проектуванні величезне - вона створює інформаційний фундамент розвитку відповідної області науки і її прикладних розробок.

Нами була створена така теорія проектування, що розв'язує проблематику завдань синтезу і оптимізації структури технологічних машин із функціонально закінчених елементів [1]. При її використанні кожен порівнюваний функціональний елемент відповідає цілому класу технологічно ізоморфних рішень. Теорія дозволяє укрупнити функціональні елементи структури машини і здійснювати їх порівняння на рівні заданої для проектування інформації. Таке укрупнення зменшує працемісткість перебору і обчислювального процесу на декілька порядків і дозволяє ефективно проектувати оптимальні функціонально-модульні структури технологічних машин. Центральне завдання нової технології проектування – це можливість вже на найраніших етапах проектування достатньо правильно вибрати основні параметри конструкції і оцінити різні характеристики її ефективності. І впродовж всього процесу проектування контролювати зміну цих характеристик так, щоб в результаті пред'явити до випробувань конструкцію, що вже не вимагає доведень.

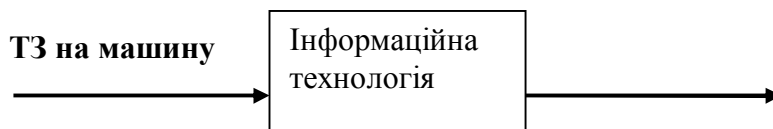


Рис. 1. Роль інформаційних процесів в проектуванні

Інформаційна технологія в проектуванні - це сукупність методів, процесів і програмно-технічних засобів, об'єднаних в технологічний ланцюжок від постановки технічного завдання на проектування до отримання робочого проекту технологічного устаткування. Процедури в складі інформаційних процесів проектування забезпечують збір, обробку, зберігання і відображення інформації з метою зниження трудомісткості процесів проектування.

Інформаційна система автоматизованого проектування технологічного обладнання. Особливість застосування інформаційних технологій в проектуванні технологічних систем полягає у використанні їх для моделювання технологічного устаткування і робочого процесу в ньому.

Інформаційні технології проектування ідеально підходять для задоволення інформаційних потреб при створенні проєктів технологічного обладнання. При цьому необхідно розв'язати основну задачу проектування – визначити залежність між структурою проєктованого об'єкту і характеристиками його ефективності.

Маючи деяке уявлення про об'єкт проектування (концептуальна модель), людина засвоює вихідну інформацію і порівнюючи об'єкт з його представленням формує дію проектування Іу. Видно, що контур обробки інформації виділяється, він відривається від контуру обробки графічної інформації і набуває самостійності. У системі виділяються інформаційні технології, які перетворюють вхідну інформацію Івх. в продукт в вигляді вихідної інформації Івих. В

залежності від ролі людини в ланцюжку $I_{03} - I_{вх} - I_{вих} - I_{у}$ розрізнятимемо ручне комп'ютерне, автоматизоване і автоматичне проектування.

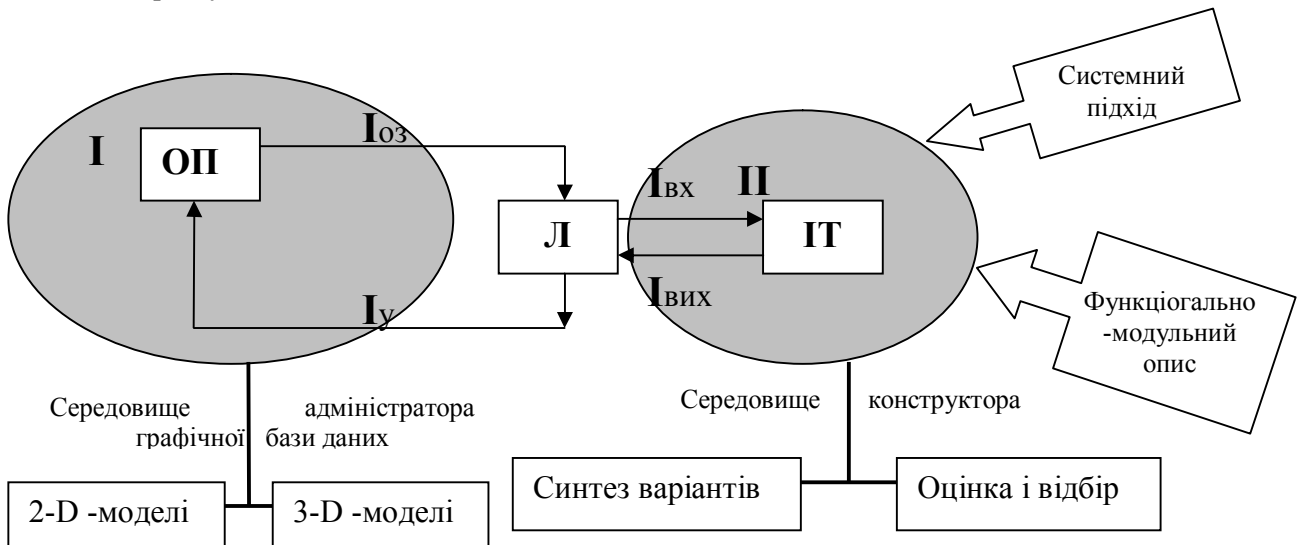


Рис. 2. Інформаційна система автоматизованого проектування

Середовище адміністратора графічної бази даних дозволяє створювати і редагувати креслення і геометричні моделі, а також призначене для роботи з ієрархічними графічними базами даних. Більшість САПР зводиться до викреслювання за допомогою комп'ютерних програм вже готового технічного рішення.

Середовище конструктора забезпечує рішення всього комплексу завдань проектування технологічного устаткування, необхідних для створення структурної, функціональної і принципової схем; проведення необхідних розрахунків; моделювання; конструювання. Таким чином, процес проектування включатиме етапи:

- В технологічній операції пакування виокремлюють складові частини – технологічні переходи, які зручно назвати функціями. Ці функції впорядковують в структуру технологічної операції, кожній з них ставлять у відповідність декілька типів функціональних модулів.
- Здійснюється пошук оптимального набору функціональних модулів для виконання заданого завдання.
- Далі відбувається розміщення функціональних модулів у певній послідовності та встановлення зв'язків між ними, а саме просторових для формування компоновки і функціональних для забезпечення матеріальних, інформаційних і енергетичних потоків в машині.

Взаємодія визначених середовищ здійснюється із використанням сукупності моделей об'єкту проектування, які можна розбити на дві характерні групи.

1. Моделі першої групи описують функціонування (роботу) майбутнього обладнання і його складових функціональних модулів, робочі процеси, що протікають в ньому. Такі моделі дозволяють визначати характеристики робочих процесів і оцінювати їх вплив на характеристики технологічної машини (її продуктивність, надійність і інші характеристики).
2. Моделі другої групи описують просторову структуру машини. Вони дозволяють визначити її розміри, площу, об'єм, масу, міцність під дією тих або інших навантажень.

Моделі першої групи називають звичай функціональними. Друга група моделей базується на геометричних співвідношеннях, їх прийнято називати геометричними або просторовими моделями.

Специфіка застосування інформаційних процесів в автоматизованому проектуванні технологічного обладнання. Можна стверджувати, що рівень автоматизації САПР визначається саме в середовищі конструктора. Застосування інформаційних технологій тут повинно дозволити отримати технічне рішення в зрозумілій для подальшого графічного зображення формі. Тому в основу побудови середовища конструктора слід покласти системний підхід, який передбачає представлення технологічного обладнання як системи, що виконує задану службову функцію, а елементами її структури виступають функціональні модулі. Він дозволяє синтезувати із обмеженого набору уніфікованих функціональних модулів (ФМ) найрізноманітніше за складом і функціями технологічне обладнання. Задача інформатизації цієї частини процесу проектування технологічного обладнання поставлена та вирішена як задача оптимізаційного синтезу структури цього обладнання із уніфікованого набору функціональних модулів, тобто на основі функціонально-модульного принципу проектування.

Функціонально-модульний принцип проектування технологічного обладнання характеризується наступними рисами:

1. Технологічні машини однакового призначення виконують приблизно однакову кількість технологічних функцій.

2. Загальна службова функція будь-якої технологічної машини виконується кінцевою множиною функціональних модулів, кожен з яких виконує закінчену частину загальної службової функції машини.
3. Структура технологічної машини створюється шляхом забезпечення між функціональними елементами функціональних і просторових зв'язків.

В основу інформаційного процесу проектування технологічного обладнання функціонально-модульної будови необхідно покласти поєднання інформаційної технології синтезу і інформаційної технології оптимізації (аналізу).

Процес проектування технологічного устаткування прийнято розбивати на етапи (функціонально-технологічний, системно-структурний, конструкторський). Виходячи з такого розбиття, представляється природним вимога, щоб САПР підтримувала всі етапи і рівні проектування в повному об'ємі. На жаль, на практиці даний підхід повністю не реалізований.

На практиці, під час розробки простір дослідження обмежують тільки вивченням деяких поєднаннями елементів комбінування. В результаті відбору залишаються тільки ті варіанти, які дають кращі, в порівнянні з попередньою ітерацією, значення функції оптимізації. Для того, щоб не пропустити кращі рішення, в процедуру проектування необхідно ввести інформаційні процедури синтезу із зменшенням потужностей множин, отримуваних на різних етапах синтезу, а саме (рис.4):

1. Технологія направленої синтезу. Процес проектування представляє собою аналіз виробу і визначення послідовності утворення його компонент. В результаті утворюється послідовність реалізації технологічних переходів, яка задає при синтезі структури послідовність функціональних модулів.
2. Технологія синтезу з обмеженням множини варіантів на основі типових математичних моделей, яка дозволяє врахувати ряд обмежень на існування варіантів структури.
3. Технологія синтезу з обмеженням множини варіантів структур за допомогою використання двозначних дерев «і-або». Таке дерево технічних рішень містить в компактному вигляді інформацію про певну, наперед сформовану множину варіантів структури технічної системи.
4. Технологія покрокового синтезу і оптимізації. Процес проектування представляє собою чергування процедур утворення підмножин різних ієрархічних рівнів і їх оцінювання для відбору кращих.
5. Технологія ієрархічного синтезу. Процес проектування представляє собою укрупнене представлення робочого процесу технологічного обладнання таким чином, щоби кожна укрупнена технологічна операція або перехід могли бути якісно оцінені за допомогою системи показників якості їх виконання. Кожній укрупненій функції ставиться у відповідність блок функціональних модулів, який її реалізує. Тоді при комбінуванні варіантів блочно-модульної структури розглядаються множина варіантів стає значно меншою.

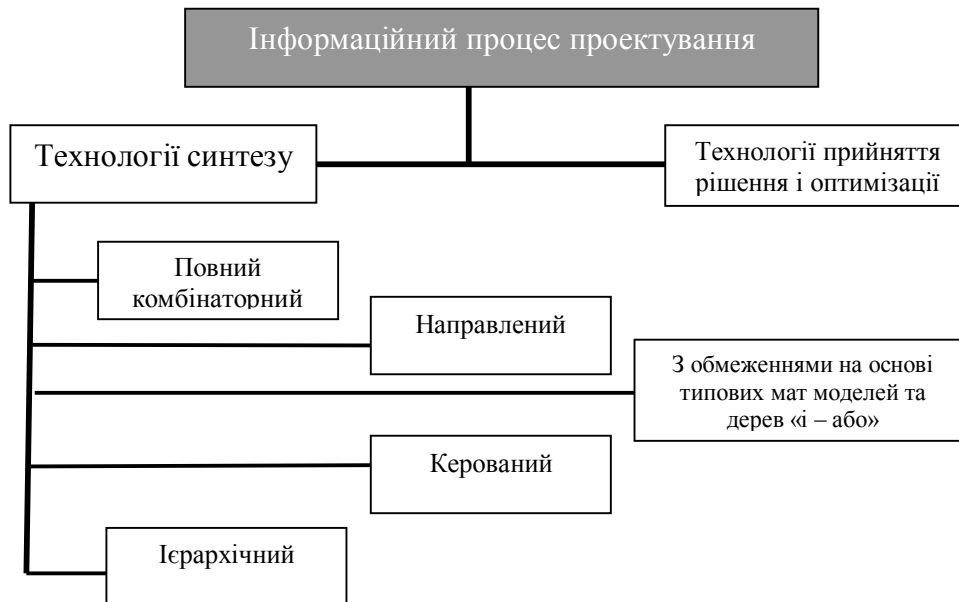


Рис. 3. Спеціальні методи процедури синтезу

Представляється доцільним удосконалити технологію проектування в такому напрямі, щоб кожен крок, зроблений від задуму до готового проекту, був інформаційною процедурою над множиною моделей об'єкта проектування. Це створює передумови того, що, починаючи з перших і кінчаючи останніми етапами проекту, в ході проектування вся інформація з результатів одного етапу використовується на наступному. Фактично кожна попередня модель задає додаткові обмеження, які зменшують кількість варіантів, отриманих комбінаторним синтезом на наступному кроці (рис.5). В цьому випадку процес структурного синтезу дозволяє проводити проектування «зверху-вниз» та отримати оптимальну структуру, що вкладається у вказане технічне завдання та граничні умови.

Послідовність етапів робочого процесу задає конструкція виробу, аналіз якої дозволяє встановити послідовність утворення його компонент. В результаті визначається послідовність реалізації технологічних переходів, що утворюють робочий процес технологічного обладнання. Структура робочого процесу задає послідовність функціональних модулів в структурі машини.

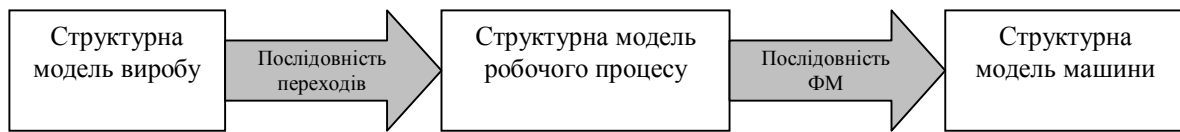


Рис. 4. Послідовність використання системних моделей при наведеному синтезі

Проектування починається із аналізу виробу. Аналіз структури традиційних процесів механічної обробки, наприклад, показує, що послідовність створення поверхонь деталі в них вибирається в більшості випадків чисто умовно. Ця послідовність створена інтуїцією проектувальника і є далекою від оптимальної. Якщо поставити у відповідність до створення кожної поверхні елементарний технологічний перехід, то для будь-якого окремо взятого переходу можна вважати, що умови його реалізації залежатимуть від деяких попередніх переходів. З іншого боку, цей технологічний перехід, в свою чергу, може впливати на виконання деяких з наступних переходів, тобто створені на ньому поверхні є необхідними для реалізації деяких наступних переходів. Таким чином, кожен технологічний перехід характеризується вхідними та вихідними причинно-наслідковими зв'язками в схемі обробки деталі і саме тому повинен займати відповідне місце в структурі процесу обробки. В найбільш загальному випадку на послідовність обробки поверхонь деталі, впливають функціональні, конструкторські та технологічні обмеження, що дозволяє виділити три групи протиріч у відношеннях передування, а саме:

- функціональні відношення передування, що накладаються умовами функціонування деталі (спочатку неважливі, потім функціональні поверхні);
- конструкторські відношення передування, що накладаються умовами просторового розташування поверхонь в деталі (спочатку поверхні баз);
- технологічні відношення передування, що накладаються умовами обробки деталі.

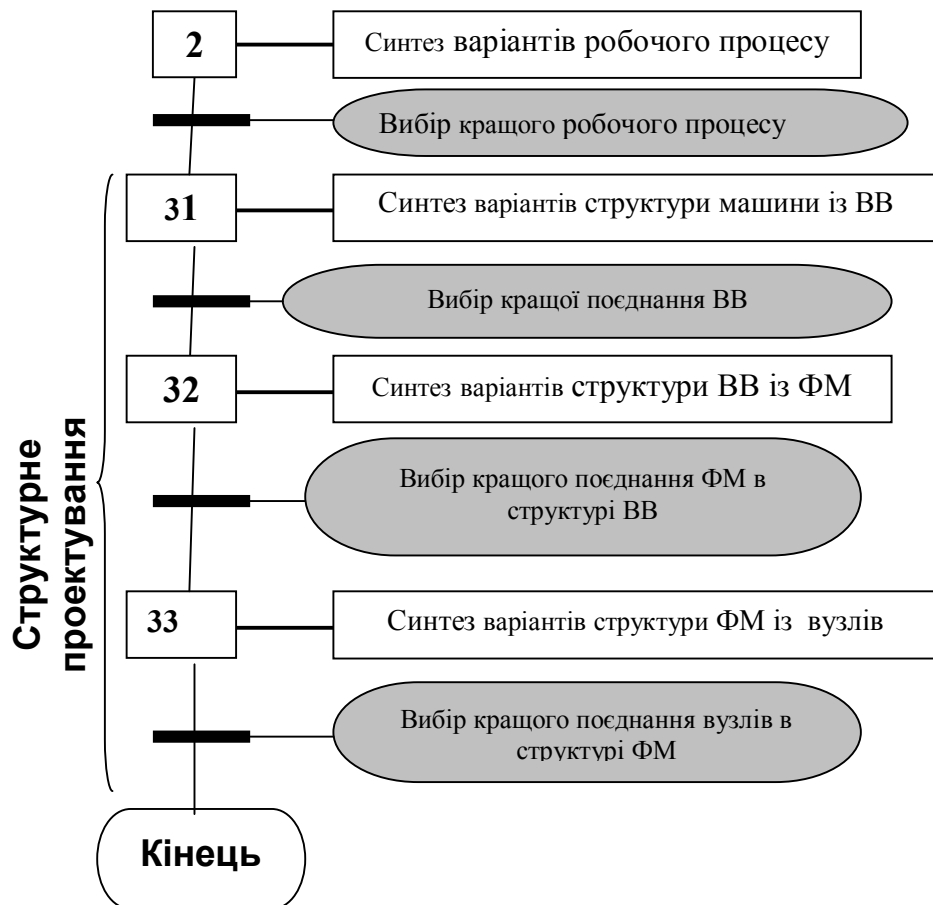


Рис. 5. Алгоритм ієрархічного синтезу

Серед розглянутих методів синтезу вирізняється своєю придатністю до автоматизованого проектування технологія ієрархічного синтезу. З метою полегшення пошуку належної компоновки і прискорення віртуального пошуку в даний час великі бібліотеки формуються за принципом будівельних блоків ВВ (building blocks), що виконують більш складнішу частину робочого процесу машини.

Процес проектування представляє собою укрупнене представлення робочого процесу технологічного обладнання таким чином, щоби кожна укрупнена технологічна операція або перехід могли бути якісно оцінені за допомогою системи показників якості їх виконання. Кожній укрупненій функції ставиться у відповідність блок функціональних модулів ВВ, який її реалізує. Тоді при комбінуванні варіантів блочно-модульної структури розглянута множина варіантів стає значно меншою.

Застосування ієрархічного синтезу функціонально-модульної структури пакувального автомату дозволило його представити як поєднання трьох блоків – ВВ-1 – блок дозування, ВВ-2 – блок пакетоформування і ВВ-3 – блок додаткових функцій (рис.6).

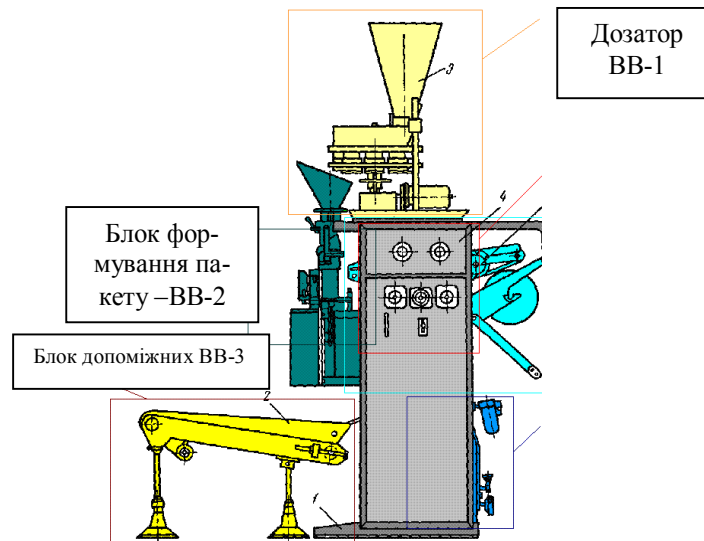


Рис. 6. Побудова технологічної машини із 3-х блоків

Відмінна риса застосування ВВ полягає в наступному.

1. Незначне число деталей у ВВ може бути розроблено ретельніше з використанням методів аналізу і моделювання, недоступних для великого масиву з'єднань. Це дозволяє отримувати надійніші результати.
2. По-друге, менше число структурних одиниць полегшує комбінаторні процеси.

1. Пальчевський Б.О. Інформаційні технології проектування технологічного устаткування. – Монографія. Луцьк: Луцький НТУ, 2012. – 572 с.
2. Palczewski B, Zasady modularyzacji w projektowaniu technologicznych systemow pakowania // Zeszyty naukowe Politechniki Rzeszowskiej, 2006, № 230, MECHANIKA, z67. – С 51-60.
3. Пальчевський Б.О. Оптимізаційний синтез модульної технологічної системи // Машинознавство, 2001, № 6. – 6-30 с.

Стаття надійшла до редакції 27.04.2013.