

Шлапак Л.С.,***Шіхаб Т.А.,******Присяжнюк П.М.,*****Луцак Л.Д.,*****Андрусишин Р.В.**** Івано - Франківський національний технічний
університет нафти і газу МОН України,
м. Івано-Франківськ, Україна

** Middle Technical University of Iraq,

Technical Engineering College,

Baghdad, Iraq

E-mail: pavlo1752010@gmail.com**МОДЕЛЮВАННЯ ПОШИРЕННЯ ТЕПЛА
У КІЛЬЦЯХ ТОРЦЕВИХ УЩІЛЬНЕНЬ
НАФТОГАЗОПРОМИСЛОВИХ НАСОСІВ,
ВИГОТОВЛЕНИХ ІЗ КОМПОЗИТУ
НА ОСНОВІ КАРБІДУ ХРОМУ,
ЗА УМОВ СУХОГО ТЕРТЯ**

УДК 621.824

DOI:10.31891/2079-1372-2018-89-3-53-60

Проведено моделювання поширення тепла при сухому терті кілець торцевих ущільнень відцентрових насосів. Кільця були виготовлені із композиційного матеріалу на основі карбїду хрому із мідно-нікель-марганцевою зв'язкою методом порошкової металургії, що включає просочування пористого карбїдного скелету розплавом.

Отримана модель базується на розв'язку рівняння теплопровідності Фур'є із урахуванням особливостей структури композиційного матеріалу. Запропонована модель теплопередачі може бути використана у нафтогазовій промисловості для раціонального вибору матеріалів кілець торцевих ущільнень відцентрових насосів, при експлуатації яких виникає ризик появи сухого тертя.

Ключові слова: торцеві ущільнення, теплопровідність, відцентрові насоси, терморозтріскування, структура, композити.

Вступ

Відцентрові насоси широко застосовуються у нафтогазовій галузі оскільки вони є одночасно високопродуктивними та простими в експлуатації. Їх найбільш слабкою ланкою з позиції забезпечення надійності є торцеве ущільнення, оскільки за статистичними даними [1] практично 70 % ремонтних робіт по відновленню працездатності відцентрових насосів пов'язано із виходом з ладу ущільнюючих елементів (кілець) по ряду причин. Це призводить до вимушених зупинок технологічних ліній і, як наслідок, значних економічних витрат. Крім того, витікання середовища, яке перекачується, зумовлене втратою герметичності ущільнюючих елементів, призводить до забруднення навколишнього середовища та, відповідно, додаткових фінансових витрат пов'язаних з утилізацією небезпечних речовин.

Переважна більшість торцевих ущільнень працюють в достатньо сприятливих режимах тертя від напіврідинного до рідинного, але поряд з цим достатньо поширеними є випадки коли пари працюють в режимах від граничного до сухого тертя. Режими сухого тертя в ущільненнях валів відцентрових насосів спостерігається, наприклад, при роботі насосів незалитих рідиною в початковий момент запуску, при зривах подачі рідини та ін. Це призводить до значного температурного градієнту і, як наслідок, виникнення термічних тангенційних напружень з наступним руйнування робочих поверхонь кілець. Випробування та експлуатація торцевих ущільнень показали, що терморозтріскування керамічних та твердосплавних кілець спостерігається достатньо часто [2]. В більшості випадків ущільнення після терморозтріскування виходить з ладу через недопустимо велике протікання рідини внаслідок часткового або повного руйнування кілець пари тертя. Як показує досвід провідних виробників найбільш ефективним методом забезпечення тріщиностійкості пари тертя є раціональний підбір матеріалів кілець. При цьому найбільшу працездатність проявляють пари тертя виготовлені із різномірних матеріалів, зокрема металокерамічних.

Мета і постановка задачі

Метою даної роботи є моделювання характеру поширення тепла, яке виділяється за умов сухого тертя ковзання кілець торцевих ущільнень, виготовлених із пари кераміка - металокераміка, для визначення градієнту температур на контактних поверхнях.

Модель розрахунку

Згідно роботи Кінгері [3] максимально допустимий перепад температур ΔT , який може витримати матеріал, становить:

$$\Delta T = \frac{\sigma(1-\nu)}{E\alpha}, \quad (1)$$

де σ – границя міцності, МПа,

ν – коефіцієнт Пуассона,

E – модуль пружності, МПа,

α – коефіцієнт термічного розширення.

Для порівняльних розрахунків було вибрано кільця торцевих ущільнень, які виготовлені із самозв'язаного SiC та керметів на основі карбиду хрому (Cr_3C_2) з матрицею на основі сплаву Cu60–Ni20–Mn20. Розрахунок теплофізичних характеристик проводився за алгоритмом Морі - Танака [4].

Процес поширення тепла при терті кільць описувався схемою, при якій два напівнескінченні стержні радіусом однакового розміру, але із різними теплофізичними властивостями знаходяться у контакті, де діє джерело з питомою потужністю $q(t)$ (Дж/с·см²) (рис. 1).

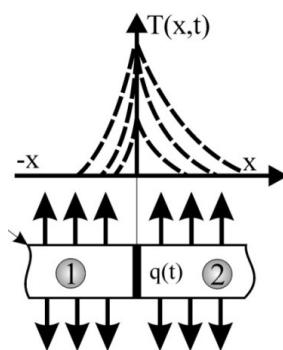


Рис. 1 – Схема для розрахунку теплового потоку при терті кільць торцевих ущільнень:
1 – рухоме кільце;
2 – нерухоме кільце

Поверхневу тепловіддачу стержнів по довжині враховували від'ємними джерелами W_i , які записували у вигляді:

$$c_i \rho_i \frac{\partial T_i(x,t)}{\partial t} = \lambda_i \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial t} - W_i, \quad (i=1,2). \quad (2)$$

Джерела W_i виражають кількість тепла, яке відводиться з одиниці об'єму (Дж/с·см³), і для довжини контакту $2l$ буде становити:

$$W_i = \frac{2\alpha T(x,t)}{l}, \quad (3)$$

де α – коефіцієнт теплообміну, Вт/м²·град.

Після підстановки у рівняння (2) отримаємо:

$$c_i \rho_i \frac{\partial T_i(x,t)}{\partial t} = \lambda_i \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial t} - \frac{2\alpha T(x,t)}{l}. \quad (4)$$

Ввівши позначення $a_i = \frac{\lambda_i}{c_i \rho_i}$ та $b_i = \frac{2\alpha}{c_i \rho_i l}$, математичне формулювання вихідної задачі буде

мати наступний вигляд:

$$\frac{\partial T_1(x,t)}{\partial t} = a_1 \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial t} - b_1 T_1(x,t), \quad t > 0. \quad -\infty < x < 0; \quad (5)$$

$$c_i \rho_i \frac{\partial T_i(x,t)}{\partial t} = \lambda_i \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial t} - W_i, \quad (i=1,2). \quad (6)$$

Крайові умови, які визначають умови неперервності температурного поля та теплообмін на контактних поверхнях, для розв'язку задачі будуть мати вигляд [5]:

$$T_1(x, 0) = T_2(x, 0) = 0; \quad T_1(0, t) = T_2(x, t);$$

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1(0, t)}{\partial x} - \lambda_2 \frac{\partial T_2(0, t)}{\partial x} = q(t) \quad (7)$$

Матеріали та методика експериментальних досліджень

Кільця торцевих ущільнень виготовляли методом порошкової металургії, а саме просочуванням пористого карбідного каркасу розплавом металу у вакуумі. Як вихідні матеріали використовували порошок карбіду хрому (Cr_3C_2) за ТУ 6-09-03-10-75 та мелхіор марки МНМц 60-20-20 за ТУ 48-21-486-75.

Стендові випробування експлуатаційних характеристик кілець з метою визначення їх стійкості в умовах сухого тертя, які відповідають етапу запуску насосу при недостатній кількості або відсутності робочого середовища, проводили на машині СМЦ-2. Металокерамічне кільце 1 (рис. 2) встановлювали нерухомо у корпус 3, а керамічне кільце 4 – на проміжну втулку, яка кріпиться на валу. Зібране торцеве ущільнення монтували на валу машини.

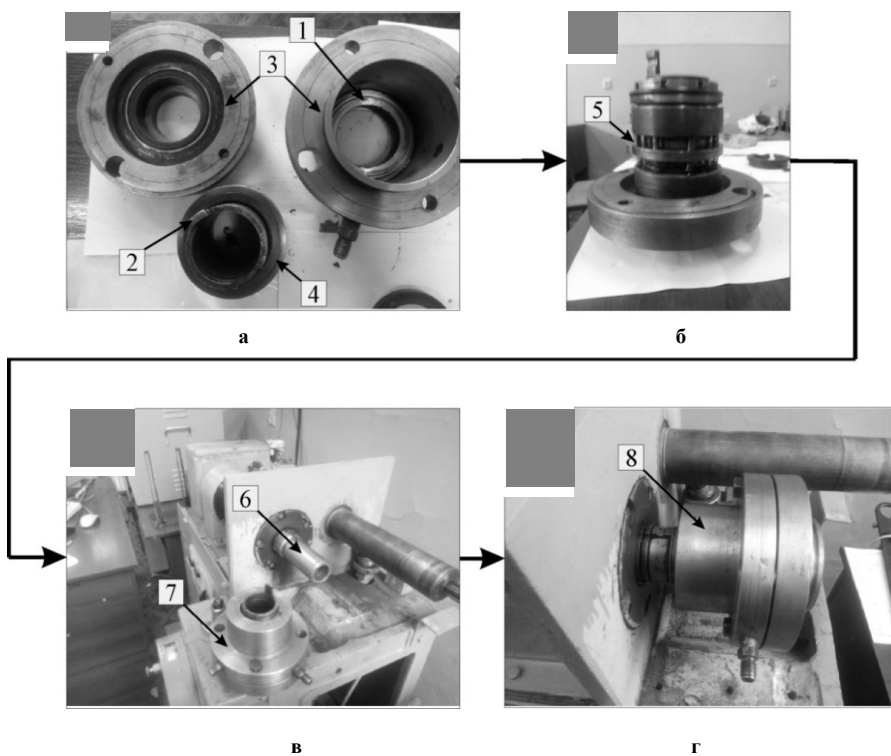


Рис. 2 – Етапи монтажу торцевого ущільнення на стенд для досліджень:

- а – встановлення кілець у корпус;
- б – встановлення пружних елементів;
- в – закріплення кілець у корпусі;
- г – монтаж торцевого ущільнення на вал машини тертя СМЦ-2;
- 1 – металокерамічне кільце;
- 2 – проміжна втулка;
- 3 – корпус;
- 4 – керамічне кільце;
- 5 – пружні елементи;
- 6 – вал машини тертя СМЦ-2;
- 7 – зібране торцеве ущільнення;
- 8 – торцеве ущільнення змонтоване на стенді

На відстані 0,5 мм від зони контакту кілець у нерухоме кільце було встановлено термопару. Запис температури у парі тертя проводився із використанням аналого - цифрового перетворювача під'єднаного до ПК з інтервалом 1 с. Загальна тривалість випробувань становила 1000 с. Паралельно до вимірювань температури вимірювався коефіцієнт тертя.

Результати та їх обговорення

Застосовуючи інтегральне перетворення Лапласа для рівнянь (5) та (6), вони набудуть вигляду:

$$\frac{d^2 \bar{T}_1(x, s)}{dx^2} - \frac{(s + b_1)}{a_1} \bar{T}_1(x, s) = 0, \quad (x < 0) \quad (8)$$

$$\frac{d^2 \bar{T}_2(x, s)}{dx^2} - \frac{(s + b_2)}{a_2} \bar{T}_2(x, s) = 0, \quad (x > 0). \quad (9)$$

Загальний розв'язок звичайних диференціальних рівнянь (8) та (9) буде мати вигляд:

$$\bar{T}_1 = A_1 \exp\left(\sqrt{\frac{s + b_1}{a_1}} x\right) + B_1 \exp\left(-\sqrt{\frac{s + b_1}{a_1}} x\right), \quad (x < 0) \quad (10)$$

$$\bar{T}_2 = A_2 \exp\left(\sqrt{\frac{s + b_2}{a_2}} x\right) + B_2 \exp\left(-\sqrt{\frac{s + b_2}{a_2}} x\right), \quad (x > 0). \quad (11)$$

Враховуючи крайові умови (7) та переводячи їх в оригінали та приймаючи $B_1 = 0$ і $A_2 = 0$, значення постійних інтегрування будуть:

$$A_1 = \frac{\bar{q}(s) K_\varepsilon \sqrt{a_1}}{\lambda_1 (K_\varepsilon \sqrt{s + b_1} + \sqrt{s + b_2})}; \quad B_2 = \frac{\bar{q}(s) \sqrt{a_2}}{\lambda_1 (K_\varepsilon \sqrt{s + b_1} + \sqrt{s + b_2})}. \quad (12)$$

Тут введено позначення $K_\varepsilon = \frac{\lambda_2 \sqrt{a_2}}{\lambda_1 \sqrt{a_1}}$.

Отже, розв'язок рівнянь в зображеннях буде мати вигляд:

$$\bar{T}_1(x, c) = \frac{\bar{q}(s) K_\varepsilon \sqrt{a_1}}{\lambda_1 (K_\varepsilon \sqrt{s + b_1} + \sqrt{s + b_2})} \exp\left(\sqrt{\frac{s + b_1}{a_1}} x\right), \quad (x < 0); \quad (13)$$

$$\bar{T}_2(x, c) = \frac{\bar{q}(s) \sqrt{a_2}}{\lambda_2 (K_\varepsilon \sqrt{s + b_1} + \sqrt{s + b_2})} \exp\left(-\sqrt{\frac{s + b_2}{a_2}} x\right), \quad (x > 0). \quad (14)$$

Використовуючи табличні значення зображень та вводячи позначення $x = -z$, розв'язок задачі в оригіналах набуде вигляду:

$$T_1(-z, t) = \frac{q_0 K_\varepsilon}{2\lambda_1 (K_\varepsilon + 1)} \sqrt{\frac{a_1}{b}} \times \\ \times \left[\exp\left(-\sqrt{\frac{b}{a_1}} z\right) \operatorname{erfc}\left(\frac{z}{2\sqrt{a_1 t}} - \sqrt{bt}\right) - \exp\left(-\sqrt{\frac{b}{a_1}} z\right) \operatorname{erfc}\left(\frac{z}{2\sqrt{a_1 t}} + \sqrt{bt}\right) \right]; \quad (15)$$

$$T_2(x, t) = \frac{q_0 \sqrt{a_2}}{2\lambda_2 (K_\varepsilon + 1)} \sqrt{\frac{a_2}{b}} \times \\ \times \left[\exp\left(-\sqrt{\frac{b}{a_2}} x\right) \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} - \sqrt{bt}\right) - \exp\left(-\sqrt{\frac{b}{a_2}} x\right) \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{a_2 t}} + \sqrt{bt}\right) \right]. \quad (16)$$

Для випадку дії джерела постійної потужності: $\bar{q}(s) = \frac{q_0}{s}$, $q = q_0 = \text{const}$, де q_0 – питома потужність, Дж/с·см².

При терті кільць торцевого ущільнення $q_0 = Q/F$, де Q – теплота, що виділяється при терті, Дж/с [2]:

$$Q = p \mu v_m F, \quad (17)$$

де $v_m = \frac{\pi d_m n}{6000}$ – середня швидкість;

d_m – середній діаметр;

μ – коефіцієнт тертя;
 n – частота обертання;
 F – площа контакту;
 p – тиск у контакті.

Для торцевого ущільнення насосу 4НК5 × 2 приймаємо наступні значення: $p = 35 \text{ кг/см}^2$,
 $d_m = 8,7 \text{ см}$, $n = 3600 \text{ об/хв}$, μ – для сухого тертя ($\approx 0,2$), $F = 2185 \text{ мм}^2$.

Після підстановки даних у рівняння (17) отримаємо:

$$q_0 = \frac{Q}{F} = 35 \times 0,2 \times \frac{3,14 \times 8,7 \times 3600}{6000} = 114 \text{ Дж/с} \cdot \text{см}^2.$$

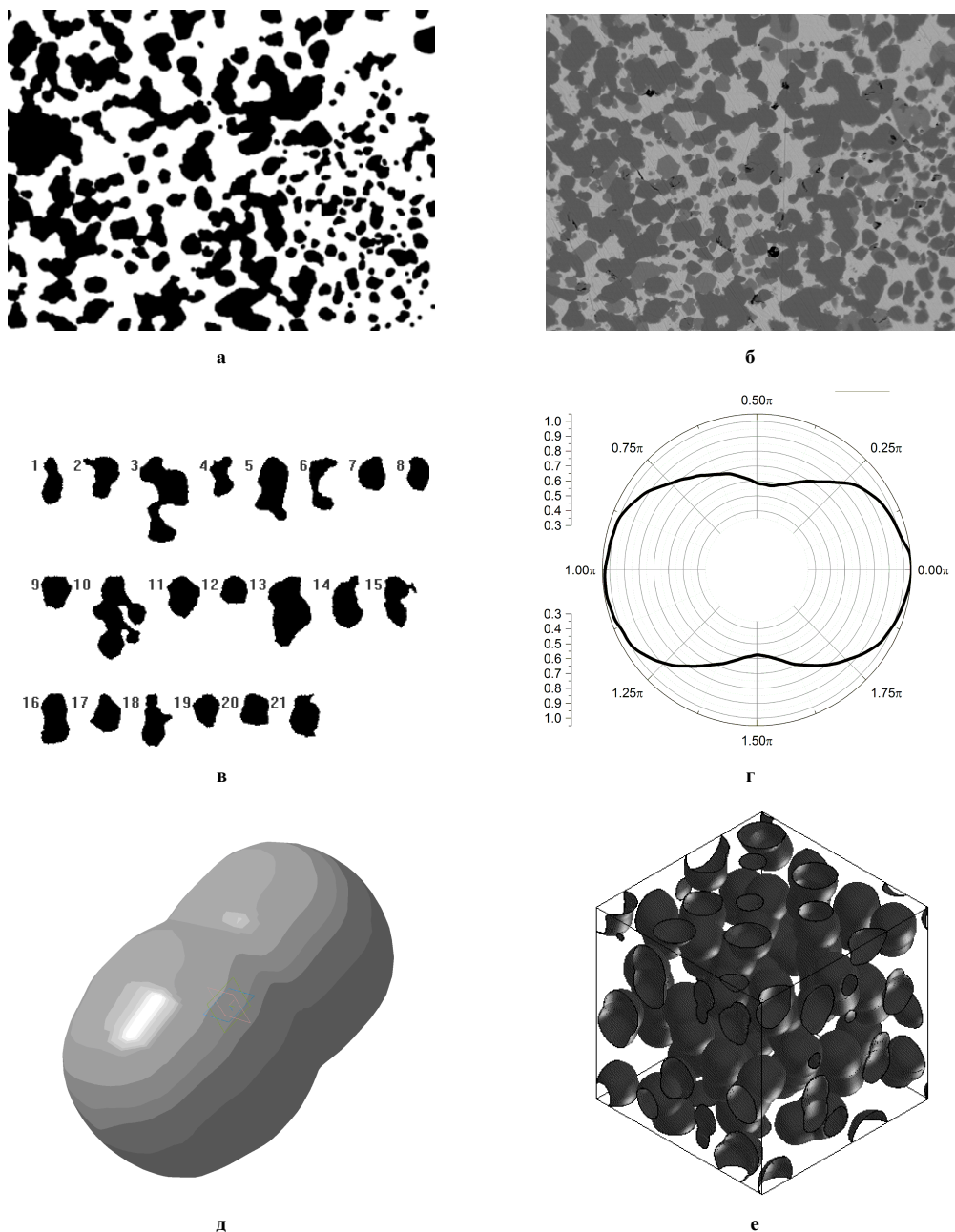


Рис. 3 – Етапи моделювання структури металокерамічного композиту:

- а – бінарне зображення мікроструктури а;
- б – мікроструктура композиту ×500 ;
- в – вибірка для визначення середніх значень коефіцієнтів;
- г – проекція “середньої” форми зерен Cr_3C_2 ;
- д – “середня” форма зерна карбідної фази;
- е – згенерована структура композиту $\text{Cr}_3\text{C}_2\text{-Cu60-Ni20-Mn20}$

Для розрахунку теплофізичних характеристик кермету $\text{Cr}_3\text{C}_2\text{-Cu60-Ni20-Mn20}$ було проведено аналіз параметрів бінарного зображення мікроструктури (рис. 3, а) отриманого шляхом обробки знімків, отриманих при дослідженнях із використанням електронного мікроскопу (рис. 3, б).

У результаті проведеного аналізу було вибрано 21 зерно карбідної фази (рис. 3, в), для якого було визначено значення коефіцієнтів рядів Фур'є, що необхідні для реконструкції контурів за алгоритмом наведеним у роботі [6]. Усереднення цих значень дало можливість отримати "середню" проекцію карбідного зерна (рис. 3, г), її обертання навколо максимального радіусу описаного навколо частинки кола дало можливість отримати середню форму карбідних включень (рис. 3, г). Транслюючи її по трьох координатних осях, було згенеровано структуру металокерамічного композиту (рис. 3, е), за якою було проведено розрахунок теплофізичних характеристик за відомими властивостями компонентів із використанням алгоритму Морі-Танака. За їх значеннями було визначено інтегральні теплофізичні характеристики композиту в цілому, які підставляли у рівняння (15) та (16).

Результати порівняння експериментальних даних, отриманих шляхом вимірювання температури у зоні контакту кілець протягом 1000 с роботи із розрахунковими даними, отриманими шляхом підстановки теплофізичних властивостей матеріалів у рівняння 16 (рис. 4), показують, що вони знаходяться у високій відповідності. Це свідчить про адекватність вибраної моделі.

Розрахунок кінетики поширення тепла показує, що температура у зоні контакту інтенсивно зростає протягом перших 1000 с роботи пари тертя після чого стабілізується рівні $\sim 90^\circ\text{C}$ і 300°C для пар $\text{SiC-Cr}_3\text{C}_2\text{-Cu60-Ni20-Mn20}$ та SiC-SiC , відповідно (рис. 5).

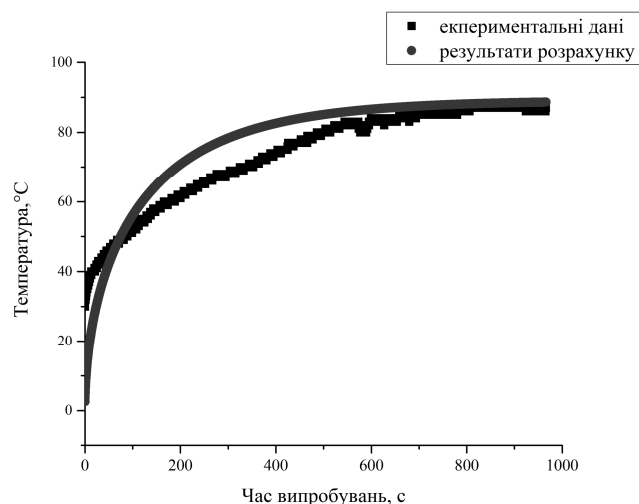


Рис. 4 – Кінетика росту температури за розрахованими та експериментальними даними

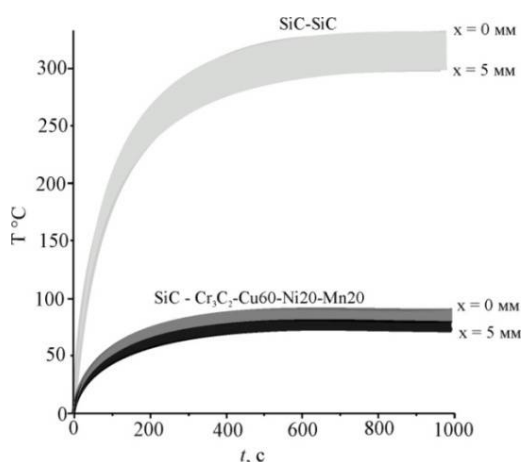


Рис. 5 – Характер зміни температури у процесі випробувань у контактній зоні та на глибині 5 мм та відповідний перепад температур

При цьому, різниця температур на поверхні кілець та на глибині 5 мм (яка відповідає висоті контактуючих ділянок) для пари кілець SiC–Cr₃C₂–Cu60–Ni20–Mn20 є практично удвічі нижчою, а це відповідно до рівняння (1) дає підстави для використання матеріалів на основі карбіду хрому зі зв'язкою на основі сплавів міді з нікелем та марганцем для виготовлення кілець торцевих ущільнень, які працюють за екстремальних умов. Таким чином, у подальших дослідженнях потрібно приділити увагу дослідженням композитів на основі карбіду хрому із різними типами зв'язок із сплавів на основі міді.

Висновки

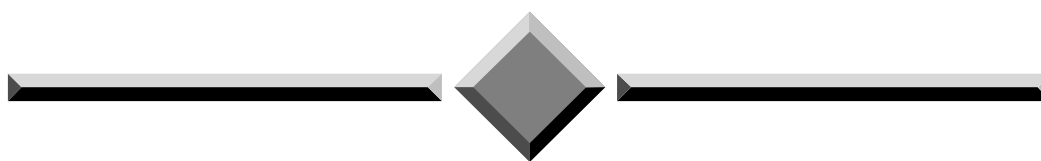
1. На основі моделювання температурного поля, яке виникає внаслідок тепловиділення при сухому терті, було встановлено характер поширення тепла у кільцях торцевих ущільнень нафтогазопромислових насосів.

2. Проведені розрахунки показують, що найбільш вдалим поєднанням для виготовлення кілець торцевих ущільнень є пара кераміка на основі карбіду кремнію та металокераміка на основі системи Cr₃C₂–Cu60–Ni20–Mn20, при цьому розрахункові та дослідні дані знаходяться на високому рівні відповідності.

3. Отримані результати дозволяють забезпечити високу надійність про роботі відцентрових насосів за рахунок високої стійкості до термічних напружень, які виникають у момент запуску насосу та (або) при порушенні умов його експлуатації.

Література

1. Голубев А.И. Торцовые уплотнения вращающихся валов // А.И. Голубев. – М. : Машиностроение, 1974. – 212 с.
2. Майер Э. Торцовые уплотнения (пер. с нем.) / Э. Майер. – М.: Машиностроение, 1978. – 288 с.
3. Kingery, W. D. Factors affecting thermal stress resistance of ceramic materials / W. D. Kingery // Journal of the American Ceramic Society. – 1992. – № 1 (38). – P. 3–15.
4. Mori T. Factors affecting thermal stress resistance of ceramic materials / T. Mori, K. Tanaka // Journal of the American Ceramic Society. – 1992. – № 1 (38). – P. 3–15.
5. Василик А.В. Теплові розрахунки при зварюванні // А.В. Василик, Я.М. Дрогомирецький, Я.А. Криль. – Івано-Франківськ : Факел, 2004. – 209 с.
6. Lutsak D. Development of a method and an apparatus for tribotechnical tests of materials under loose abrasive friction / D. Lutsak, P. Pryszyzhnyuk, M. Burda, V. Aulin // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2016. – Vol. 5. – Issue 7 (83). – P. 19-26.



Проблеми трибології “Problems of Tribology” E-mail: tribosensor@gmail.com

Надійшла в редакцію 28.09.2018

Shlapak L.S., Shihab Th.A., Prysyzhnyuk P.M. Lutsak L.D., Andrusyshyn R.V. Modelling of the heat transfer for the oil and gas centrifugal pumps seal faces made of composite based on chromium carbide during dry friction.

This article provides modelling of the heat transfer during dry friction regime of the mechanical seals rings of centrifugal pumps. The rings were made of composite material based on chromium carbide with copper-nickel-manganese binder by the powder metallurgy method which includes pressureless infiltration carbide skeleton by molten metal.

Obtained heat transfer model based on the solving Fourier equation with considering the composite material structure features. Proposed model for heat transfer during friction can be used in oil and gas industry for rational material selection of centrifugal pumps mechanical seals rings at operation of which there is a risk of dry friction.

Based on the simulation of the temperature field, which arises as a result of heat generation during dry friction, the nature of the heat distribution in the mechanical seals rings of centrifugal pumps was established. The calculations show that the most successful combination for mechanical seals rings is a pair of ceramics based on silicon carbide and metal ceramics based on the $\text{Cr}_3\text{C}_2\text{-Cu60-Ni20-Mn20}$ system, with estimated and experimental data at a high level of compliance. The obtained results allow to provide high reliability of the work of centrifugal pumps due to high resistance to thermal stresses that arise at the moment of the pump starts and (or) while disrupted operation mode.

Key words: mechanical seals, heat conduction, centrifugal pumps, thermal stress cracks, structure, composites.

References

1. Golubev A.I. Torcovye uplotneniya vraschayuschihysya valov. A.I. Golubev. M. Mashinostroenie, 1974. – 212 s.
2. Mayer E. Torcovye uplotneniya (per. s nem.). E. Mayer. M.: Mashinostroenie, 1978. 288 s.
3. Kingery, W. D. Factors affecting thermal stress resistance of ceramic materials. W. D. Kingery. Journal of the American Ceramic Society. 1992. № 1 (38). P. 3–15.
4. Mori T. Factors affecting thermal stress resistance of ceramic materials. T. Mori, K. Tanaka. Journal of the American Ceramic Society. 1992. № 1 (38). P. 3–15.
5. Vasilik A.V. Teplovi rozrahunki pri zvaryuvanni. A.V. Vasilik, Ya.M. Drogomirec'kiy, Ya.A. Kryl. Ivano-Frankivsk. Fakel, 2004. 209 s.
6. Lutsak D. Development of a method and an apparatus for tribotechnical tests of materials under loose abrasive friction. D. Lutsak, P. Prysyzhnyuk, M. Burda, V. Aulin. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 2016. Vol. 5. Issue 7 (83). P. 19-26.