

УДК 621.891

М. В. КАШУБА

Надвірнянський коледж Національного транспортного університету, Україна

РОЗРОБКА КОМБІНОВАНОГО ГАЛЬМА ЛЕБІДКИ ДЛЯ СПУСКО-ПІДЙОМНОГО КОМПЛЕКСУ БУРОВОЇ УСТАНОВКИ (частина друга)

Наведено теоретичні та експериментальні дослідження енергонавантаженості обода гальмівного шківів під дією теплових струмів та зміну експлуатаційних параметрів пар тертя стрічково-колодкового гальма бурової лебідки.

Ключові слова: комбіноване гальмо, стрічково-колодкове гальмо, індукційне гальмо, пари тертя, теплові струми, експлуатаційні параметри.

Вступ. В першій частині публікації щодо розробки комбінованого гальма лебідки для спуско-підйомного комплексу бурової установки було розглянуто такі питання:

- конструкцію та особливості роботи допоміжної електромагнітної системи стрічково-колодкового гальма [1];
- нагрівання при повторно-короткотермінованому режимі роботи вузлів комбінованого гальма;
- розповсюдження теплових хвиль з поверхонь обода шківів в його товщині при роботі комбінованого гальма;
- закономірності зміни експлуатаційних параметрів пар тертя стрічково-колодкового гальма [2].

Стан проблеми. Згідно класичної теорії [3-5] в безпосередній близькості до точок контакту пари тертя «метал (1) – полімер (2)» (див. рис. 1а) утворюються

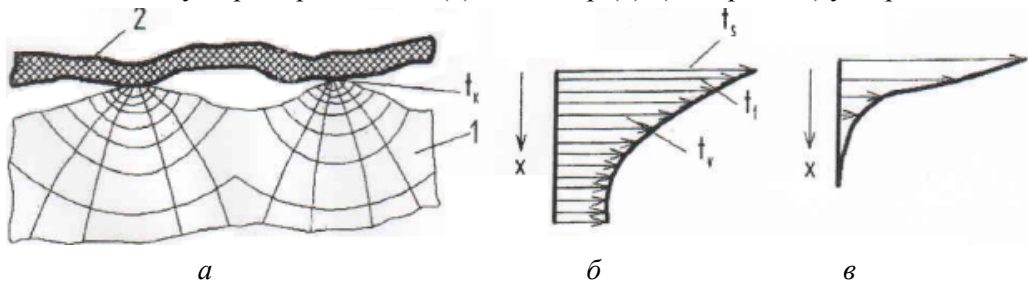


Рис. 1. Температурне поле поверхневого шару металевого (1) елемента (а) при терті і епюри зміни температур в ньому (б) і в при поверхневому шарі полімерного (2) елемента (в): t_f , t_k , t_s , t_v – температури: тертя, виникаюча в зоні деформації мікроділянок поверхні; контактна, в зоні точок контакту; поверхнева на мікроділянках взаємодії пар тертя; об’ємна нижче зони деформації

окремі напівшарові ізотермічні поверхні, які зливаються в загальну поверхню на деякій глибині. Розташування ізотермічних поверхонь характеризується величиною температурного градієнта. В загальному випадку температурне поле в металевому і полімерному фрикційних елементах, яке відносяться, відповідно, до поверхневого і підповерхневого їх шарів представлено на рис. 1, б, в. З останнього видно, що в зоні взаємодії мають місце наступні температури: t_f - тертя, виникаюча в зоні деформації мікроділянок поверхні, t_k – контактна – в зоні точок контакту; t_s – поверхнева на мікроділянках взаємодії пар тертя; t_v – об’ємна нижче зони деформації. Деформації мікрівиступів при контактуванні пари тертя «метал (2) - полімер (2)» представлені на рис. 2.

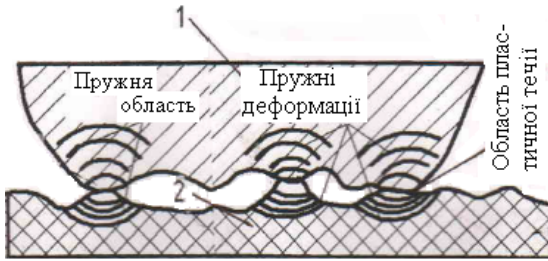


Рис. 2. Деформації мікровиступів при контактуванні пари тертя “метал (1) – полімер (2)”

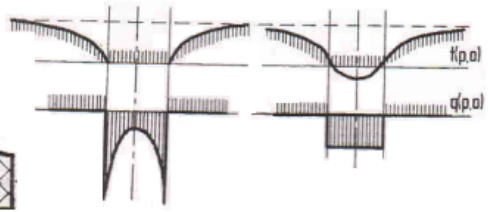


Рис. 3. Розподілення температури (t) і теплового потоку (q) на плямі контакту при: $a-t=const$; $\delta-q=const$

На рис. 3 а, б проілюстровано розподілення температури (t) і теплового потоку (q) на плямі контакту при: $a-t=const$; $\delta-q=const$. Однак такий ідеальний розподіл температури (t) і теплового потоку (q) на плямі контакту в парах тертя неможливо через інверсію струмів між взаємодіючими зонами.

Автори роботи [4] стверджують, що при фрикційній взаємодії полімерів з металами є явища множини інверсій струмів електризації. Як одиничні, так і множинні інверсії струмів зареєстровані при контактуванні полярних і неполярних полімерів з металами, а також при динамічному контактуванні з металами дисперсних полімерів.

Однак, в розглянутих роботах [3-5] не враховувалась енергонавантаженість металевого фрикційного елемента.

Постановка задачі. Для вирішення поставленої задачі необхідно питання:

- імпульсна природа електричних та теплових струмів в метало полімерних парах тертя;
- енергонавантаженість ободу гальмівного шківів при роботі індукційного гальма;
- експериментальні дослідження динамічної навантаженості метало полімерних пар тертя стрічково-колодкового гальма в стендових умовах.

Мета роботи: обґрунтувати розробку комбінованого гальма (в одній конструкції механічного та індукційного) для бурової лебідки.

Імпульсна природа електричних та теплових струмів в метало полімерних парах тертя. Імпульсна природа електричних та теплових струмів в метало полімерних парах тертя зв'язана не тільки з енергетичними рівнями їх електронів, але і з мікрогеометрією контактів мікрорельєфів трибоспряження в значній степені сприяючи електронно-іонному перетворенню на їх площах плям, збільшуючи тим самим енергетичні рівні поверхневих та підповерхневих шарів пар тертя.

Імпульсний потік теплоти визначався по залежності вигляду

$$q = c_p \rho \frac{h}{2} \frac{dt}{d\tau}, \quad (1)$$

де - c_p – теплоємність матеріалу плівки; ρ – густина матеріалу плівки; h – товщина плівки; $dt/d\tau$ – темп нагрівання плівки, зміна температури (t) за час (τ).

Відомо, що t – границя не застосовувана для всеможливих трибоспряжень, так наприклад, для дуже тонкої металевої плівки фрикційного елемента (товщиною в декілька ангстрем). В той же час t – застосовувана в випадку наявності в металевій плівці полімерної підложки.

Темпи протікання імпульсів електричного і теплового струмів в макровиступах поверхонь метало полімерних пар тертя визначається з допомогою співвідношення

$$\frac{K}{\chi} = \frac{I_Q}{I_E}, \quad (2)$$

де K, χ - коефіцієнти теплопровідності і електропровідності; I_Q, I_E – струми: теплові і електричні.

Зв'язуюча ланка між кількістю теплоти, акумульованою в поверхневих і приповерхневих шарах металополімерних пар тертя, і електричним струмом, генерованому на взаємодіючих мікроставупах поверхонь має вигляд

$$\frac{\Delta Q}{\Delta \tau} = I_Q^2 R, \quad (3)$$

де ΔQ – елементарна зміна кількості теплоти; R – електричний опір контактів мікроставупів, Ом.

Імпульсна сила струму визначалась по залежності вигляду [4]

$$I = \sqrt{\frac{t_{\max} \cdot \alpha_T \cdot l_K}{R_K \cdot \rho_l}}, \quad (4)$$

де $t_{\max}$ – максимальна температура на плямі контакту мікроставупів, °C; α_T – коефіцієнт зовнішньої тепловіддачі, Вт/(м²°C); R_K – термічний опір контакту, °C/Вт; ρ_l – питомий електричний опір, (Ом·мм²)/м; l_K – довжина контакту, мм.

Результати розрахунків по залежності (4) приведені в табл. 1.

Таблиця 1

Результати розрахунків імпульсних електричних струмів в металополімерних парах тертя трибоспряження

t_{max} , °C	dt/dl_K , °C/MM	α_{T_2} , BT/(M ² °C)	R _K , °C/BT	$\frac{\rho_l}{(OMMM^2)/M}$	N, H	V, м ³	t, c	I, mA
100	25,0	11,67	0,0149	0,1924	4000	1,17749E-14	0,02	24,46
	50,0							34,59
	75,0							42,37
	100,							48,92
200	25,0	24,5	0,0156	0,2704				41,31
	50,0							58,42
	75,0							71,55
	100,							82,61
300	25,0	40	0,0164	0,3484				55,58
	50,0							78,60
	75,0							96,26
	100,							111,15
400	25,0	76,76	0,0177	0,4264				77,29
	50,0							109,30
	75,0							133,86
	100,0							154,57

В табл. 1 використані наступні позначення: dt/dl_K – градієнт температури по довжині обода шків; N – імпульсне нормальне зусилля, яке діє на мікроставуп плями контакту; V – об'єм матеріалу мікроставупів; τ – час мікроімпульсу.

Аналіз даних приведених в табл. 1, дозволяє констатувати наступне: з збільшенням температури на робочій поверхні обода шків (від 100 до 400 °C) при постійних значеннях поверхневих градієнтів для кожної величини температури

спостерігалось збільшення величини α_T , R_K і ρ_I при постійному імпульсному нормальному зусиллі і об'ємі матеріалу мікроступів, а також часу мікроступа, і як наслідок збільшення сили електричних мікрострумів.

Таким чином, генеровані імпульсні електричні і теплові струми на плямах контактів мікроступів трибоспряження сприяють підвищенню енергонавантаженості металевого фрикційного елемента.

Енергонавантаженість ободу гальмівного шківів при роботі індукційного гальма. При роботі стрічково-колодкового гальма в режимі індукційного гальма процес нагрівання зовнішньої поверхні ободу гальмівного шківів розбиваємо на три стадії: першу, за якої температури всіх точок зовнішньої поверхні ободу шківів є нижчими за точку Кюрі – холодний режим; другу (проміжну), при якій температура Кюрі поширюється по ободу шківів і третю – гарячий режим, при якому обід набуває парамагнітних властивостей. Фізичні параметри матеріалу практично не змінюються.

Для першої стадії використаємо співвідношення, яке отримано Л.Р. Нейманом [6, 9], згідно з яким густина індукційного струму для феромагнітного матеріалу ободу, обмеженого робочою поверхнею шківів, становить

$$j = j_0 \left(1 - \frac{R_6 - R_3}{X_1} \right); \quad (5)$$

де j_0 - амплітуда зміни густини струму на зовнішній поверхні ободу шківів; R_6 , R_3 - радіуси: внутрішній та зовнішній ободу шківів ($R_3 - X_1 < R_6 < R_3$); X_1 - відстань від зовнішньої поверхні ободу шківів до шару, де густина струму дорівнює нулю (за Л. Р. Нейманом $X_1 = 1,46\delta_3$, де δ_3 - зведена глибина проникнення струму, яку обчислено для конкретного значення μ на зовнішній поверхні ободу шківів).

При $R_6 > R_3 - X_2$; $j = 0$. Використавши безрозмірні координати $\alpha_1 = 1 - \frac{X_1}{R_3}$; $\beta = \frac{R_3}{R_6}$, та позначивши через P_0 питому потужність поля, отримали вираз для джерел тепловиділення

$$W_1 = \frac{12P_0(\beta - \alpha_1)^2}{R(\alpha_1 + 3)(1 - \alpha_1)^3} \quad \text{при } \beta \geq \alpha_1; \quad W_1 = 0 \quad \text{при } \beta < \alpha_1.$$

Записавши крайові задачі теплопровідності з нульовими початковими та граничними умовами, знаходимо розв'язок для першої стадії нагрівання зовнішньої поверхні ободу шківів

$$\frac{dT}{dR_3} - a \left[\frac{1}{R_3} \frac{d}{dR_3} \left(R_3 \frac{dT}{dR_3} \right) \right] - \frac{\alpha}{\lambda} W = 0;$$

$$T(\tau = 0) = 0; \quad T(R_3 = R_6) = 0,$$

де a , λ - коефіцієнти: температуропровідності та теплопровідності матеріалу ободу шківів; α - коефіцієнт тепловіддачі зовнішньої поверхні ободу шківів.

Для зменшення викладок запишемо тільки загальний вираз для шуканої температури [8]

$$T = \frac{2P_0 R}{\lambda_1} [Fo_1 + F(\alpha_1; \beta; Fo_1)], \quad (6)$$

де Fo_1 - критерій Фур'є; $Fo_1 = \frac{a\tau_1}{R^2}$.

При підстановці в отриманий вираз значення температури $T = T_K$, де T_K - температура точки Кюрі та значення $\beta = 1$, отримаємо час початку другої стадії нагрівання Fo_1^* . Для другої стадії в якості початкових умов необхідно прийняти розподілення температури кінця першої стадії.

З достатньою для практики точністю можна вважати, що всі джерела теплоти розміщуються в поверхневому шарі товщиною ξ і густина їх у цьому шарі є сталою. Тоді

$$W_2 = \frac{P_{02}}{R_3(1-\alpha_2)} \text{ при } \beta \geq \alpha_2; \quad W_2 = 0 \quad \text{при } \beta < \alpha_2,$$

$$\text{де } \alpha_2 = 1 - \frac{\xi}{R_3}.$$

Розв'язання крайової задачі для другої стадії також є досить громіздким, тому запишемо загальний вираз

$$T = \frac{2P_{01}R_3}{\lambda_2} [Fo_1^* + F(\alpha_1; \beta; Fo_1^* + Fo_2) - F(\alpha_1; \beta_1; Fo_2)] + \\ + \frac{2P_{02}R_3}{\lambda_2} [Fo_2 + F(\alpha_2; \beta; Fo_2)]. \quad (7)$$

Для третьої стадії нагрівання ободу шківів функція розподілення джерела теплоти має вигляд

$$W_3 = \frac{P_{02} \sqrt{2k} [ber'^2 z + bei'^2 z]}{ber z_0 \cdot ber' z_0 + bei z_0 \cdot bei' z_0},$$

де $k = \frac{1}{\delta}$; δ - глибина проникнення поля в парамагнітний метал; $z = \sqrt{2kz}$; $z_0 = \sqrt{2kR}$; ber , bei , ber' , bei' - функції Кельвіна та їхні похідні, їх значення приймають з таблиці [7].

Прийнявши за початкові умови поле температур в кінці другої стадії нагрівання, знаходимо розподілення температур в ободі шківів для третьої стадії

$$T = \frac{2P_{01}R_3}{\lambda_1} [Fo_1^* + F(\alpha_1; \beta; Fo_1^* + Fo_2^* + Fo_3) - F(\alpha_1; \beta; Fo_2^* + Fo_3)] + \frac{2P_{02}R_3}{\lambda_2} \\ + [Fo_2^* + F_2(\alpha_2; \beta; Fo_2^* + Fo_3) - F_2(\alpha_2; \beta; Fo_3)] + \frac{2P_{03}R_3}{\lambda_3} [Fo_3 + F_3(z_0; \beta; Fo_3)]. \quad (8)$$

Значення функції F приймають з [7].

На рис. 4 наведені закономірності зміни температури по шарах ободу гальмівного шківів в залежності від імпульсного та довготривалого підводу теплоти в обід при його товщині $\delta = 38,4$ мм.

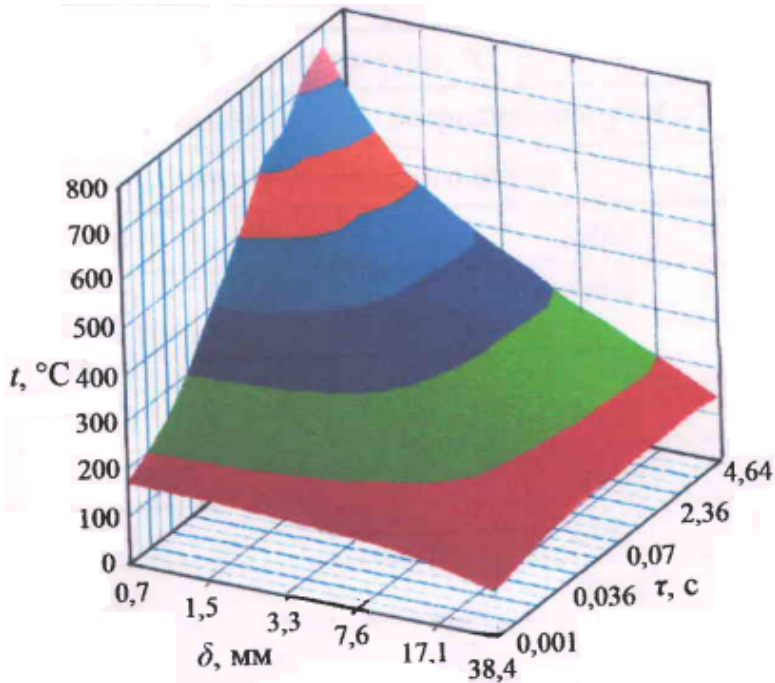


Рис. 4. Закономірність зміни температури по шарах обода гальмівного шків в залежності від часу імпульсного і тривалого підводу теплоти в обід шків при його товщині $\delta=38,4$ мм

На зовнішній поверхні ободу гальмівного шків при індукційному нагріванні температура досягне точки Кюрі ($800\text{ }^\circ\text{C}$) через $27,5$ с. В той же час всередині шару ($\delta = 2,25$ мм) ободу шків інтервал температур від $440,0$ до $480,0\text{ }^\circ\text{C}$ досягається за період часу від $27,5$ до $30,0$ с. Температура $480\text{ }^\circ\text{C}$ тільки на $90\text{ }^\circ\text{C}$ перевищує допустиму температуру для матеріалу фрикційної накладки ФК-24А.

На основі вищевикладеного, перейдемо до експериментальних досліджень фрикційних вузлів модельного гальма в стендових умовах.

Експериментальні дослідження динамічної навантаженості металополімерних пар тертя стрічково-колодкового гальма в стендових умовах. Згідно роботи [10] експериментальні дослідження енергонавантаженості комбінованого гальма включали в себе два етапи: перший – енергонавантаженість металополімерних пар тертя стрічково-колодкового гальма; другий – енергонавантаженість ободу шків в комбінованому гальмі. Зупинимося на першому етапі випробовувань [11].

На рис. 5 наведено закономірності зміни гальмівного (M_c) та кутової швидкості (ω) гальмівного шків від часу (τ) циклічного гальмування модельним стрічково-колодковим гальмом при дії рівних за величиною питомих навантажень. В основу закономірностей зміни експлуатаційних параметрів стрічково-колодкового гальма покладено лінійну залежність кутової швидкості шків від часу, який триває одне циклічне гальмування. З наведених графічних залежностей видно, що із збільшенням питомих навантажень в парах тертя гальма

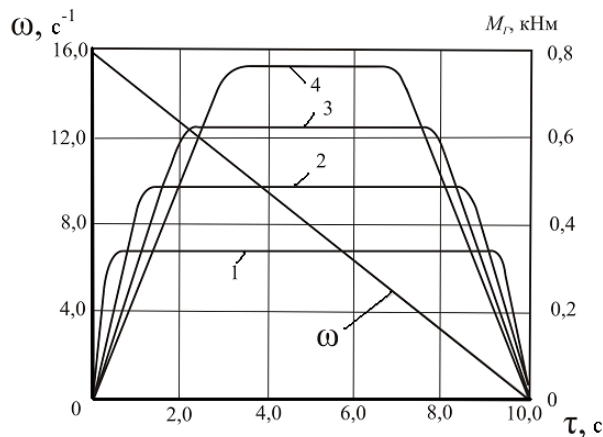


Рис. 5. Закономірності зміни гальмівного моменту (M_T) та кутової швидкості (ω) гальмівного шківів від часу (τ) циклічного гальмування модельним стрічково-колодковим гальмом при дії питомого навантаження: 1 – $p = 0,15$ МПа; 2 – $p = 0,3$ МПа; 3 – $p = 0,45$ МПа; 4 – $p = 0,6$ МПа

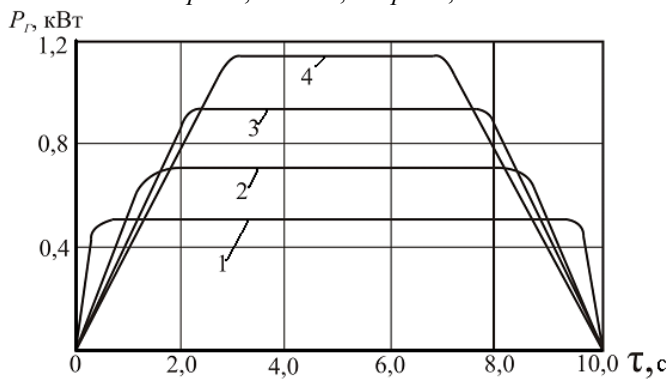


Рис. 6. Закономірності зміни потужності гальмування (P_T) від часу (τ) циклічного гальмування модельним стрічково-колодковим гальмом при дії питомого навантаження: 1 – $p = 0,15$ МПа; 2 – $p = 0,3$ МПа; 3 – $p = 0,45$ МПа; 4 – $p = 0,6$ МПа

спостерігається симетричне зростання часу вмикання та вимикання гальма, ділянка стабілізації гальмівного моменту звужується.

Закономірності зміни потужності гальмування (P_T) фрикційних вузлів від часу (τ) циклічного гальмування модельним стрічково-колодковим гальмом при дії питомих навантажень 0,15; 0,3; 0,45 і 0,6 МПа наведено на рис. 6. Вони є аналогічними до кривих $M_T = f(\tau_T)$, завдяки тому, що гальмування відбуваються на різних значеннях кутової швидкості шківів.

На рис. 7, а наведено закономірності зміни середнього динамічного коефіцієнта тертя при вказаних вище значеннях питомих навантажень і швидкостей початку циклічного гальмування. Обробка результатів досліджень проводилась за допомогою програми Mathcad 15. Середній динамічний коефіцієнт тертя для даних матеріалів змінювався в інтервалі від 0,273 до 0,348 на перших трьох режимах навантаження, при переході на четвертий режим навантаження f_{cp} зменшувався до 0,288 при зростанні швидкості. Графічні залежності підтверджують висновок про те, що із збільшенням питомих навантажень в парах тертя модельного стрічково-колодкового гальма має місце зменшення середніх величин динамічного коефіцієнта тертя.

На рис. 7, б представлено закономірності зміни величин коефіцієнтів стабільності гальмівного моменту.

З рис. 7, б видно, що при питомих навантаженнях 0,15 та 0,3 МПа із збільшенням швидкості ковзання в інтервалі 1,0 – 4,0 м/с стабільність гальмівного моменту підвищується. В той же час при питомих навантаженнях 0,45 та 0,6 МПа має місце деяке зменшення коефіцієнтів стабільності гальмівного моменту в зв'язку з тим, що відбувається зменшення середнього динамічного коефіцієнта тертя у фрикційних вузлах гальма.

Закономірності зміни величин коефіцієнтів коливання гальмівного моменту модельного стрічково-колодкового гальма в залежності від швидкості

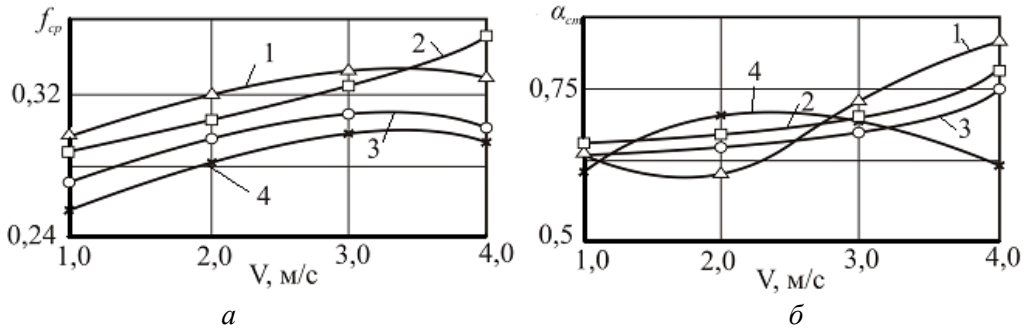


Рис. 7. Закономірності зміни середніх величин динамічного коефіцієнта тертя (а) та стабільності гальмівного моменту (б) в парах тертя модельного стрічково-колодкового гальма від швидкості їхнього ковзання при дії питомих навантажень: 1 - 0,15 МПа; 2 - 0,3 МПа; 3 - 0,45 МПа; 4 - 0,6 МПа

ковзання його пар тертя при різних питомих навантаженнях наведено на рис. 8, а. Для питомих навантажень в парах тертя гальма 0,15 та 0,3 МПа в інтервалі зміни швидкості ковзання від 1,0 до 4,0 м/с коефіцієнт коливання гальмівного моменту збільшувався від 0,55 до 0,83, а при питомих навантаженнях 0,45 та 0,6 МПа цей параметр зменшувався від 0,832 до 0,50.

Дуже важливими є коефіцієнти ефективності (див. рис. 8, б) та зведеної ефективності (див. рис. 8, в) гальмування модельного стрічково-колодкового гальма в залежності від швидкості ковзання його пар тертя при дії на них різних питомих навантажень.

Перший коефіцієнт дає оцінку ефективності гальмування за одне повторно-короткотермінове навантаження при різних значеннях p , а другий коефіцієнт характеризує зведену ефективність гальмування за сумарну кількість повторно-короткотермінових навантажень пар тертя гальма з урахуванням сумарного вагового зношування робочих поверхонь фрикційних накладок гальмівної стрічки.

Із графічних залежностей випливає, що коефіцієнт ефективності гальмування набагато більший за 1,0, його зменшення спостерігається при питомих навантаженнях 0,15 та 0,3 МПа та при збільшенні швидкості ковзання пар тертя гальма від 1,0 до 4,0 м/с. Коефіцієнт зведеної ефективності гальмування для циклів повторно-короткотермінового навантаження гальма набагато менший за одиницю і зі збільшенням швидкості ковзання від 1,0 до 4,0 м/с його величина стрімко зменшується. Таким чином, динамічні випробовування пар тертя модельного стрічково-колодкового гальма в лабораторних умовах при швидкостях ковзання 1,0–4,0 м/с і питомих навантаженнях 0,15 – 0,6 МПа дозволили

встановити закономірності зміни гальмівних моментів, потужності гальмування, середніх динамічних коефіцієнтів тертя, коефіцієнтів стабільності та коливань

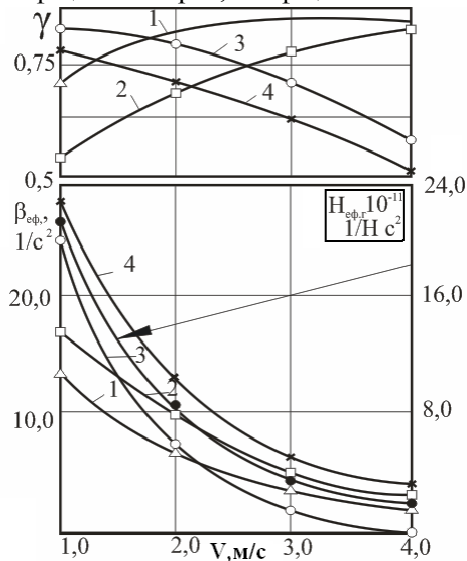


Рис. 8. Закономірності зміни величин коефіцієнтів коливання гальмівного моменту, ефективності та зведеної ефективності гальмування модельного стрічково-колодкового гальма в залежності від швидкості ковзання його пар тертя при дії питомих навантажень: 1 - 0,15 МПа; 2 - 0,3 МПа; 3 - 0,45 МПа; 4 - 0,6 МПа

гальмівного моменту, ефективності та зведеної ефективності гальмування для одного циклу та для повторно-короткотермінових циклів навантаження.

Висновки. Таким чином, результати теоретичних і експериментальних досліджень запропонованого комбінованого гальма для бурової лебідки доводять його працездатність.

Список літератури

1. Пат. 2414633 Российская Федерация, МПК F16D 49/08, F16D 65/813. Комбинированный ленточно-колодочный и индукторный тормоз / Вольченко А. И., Вольченко Н. А., Вольченко Д. А., Бачук И.В., Кашуба Н. В.: заявитель и патентообладатель Ивано-Франковск. националн. техн. ун-т нефти и газа. – № 2009101328/11; опубл. 20.03.11. Бюл. №8.
2. Пат. 2502900 С2 РФ F16D 49/08. Способ электродинамического установления закономерностей изменения эксплуатационных параметров металлополимерных пар трения ленточно-колодочных тормозов буровой лебедки. Вольченко А.И., Вольченко Н.А., Вольченко Д.А., Поляков П.А., Возный А.В.; заявитель и патентообладатель Ивано-Франковск. националн. техн. ун-т нефти и газа. – № 2012105664/11; заявл. 20.02.2012; опубл. 27.12.2013, Бюл. №36.-12 с.
3. Тормозные устройства: Справочник / [М.П. Александров, А.Г. Лысяков, В.Н. Федосеев, П.В. Новожилов]. – М.: Машиностроение, 1986. – 311 с.
4. Фрикционное взаимодействие в электрических и тепловых полях металлополимерных пар трения / А.Х. Джанахмедов, А.И. Вольченко, Д.А. Вольченко и др. // Вестник Азербайджанской инженерной академии. – Баку. – 2014. - №6(2). – С.30-53.
5. Трение, износ и смазка (трибология и триботехника) / Под общ. редакцией А.В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 2003. – 575 с.
6. Абрамович И.Г. Уравнения математической физики / И.Г. Абрамович, В.И. Левин – М.: Наука, 1990. – 286 с.
7. Тихонов А.Н. Уравнения математической физики / А. Н. Тихонов,

А. А. Самарский– М.: Наука, 1986. – 724 с.

8. Лыков А.В. Методы определения теплопроводности и температуропроводности / А.В. Лыков – М.: Энергия, 1983. – 336 с.

9. Лыков А.В. Теория теплопроводности / А.В. Лыков– М.: Высшая школа, 1987. – 600 с.

10. Кашуба М.В. Підвищення ефективності роботи фрикційних вузлів бурових лебідок за рахунок індукційного гальмування: дис. ... канд. техн. наук 05.05.05 / Кашуба Микола Васильович. – Івано-Франківськ, 2014. – 240 с.

11. Кашуба М.В. Розробка комбінованого гальма лебідки для спуско-підйомного комплексу бурової установки (частина перша) /М.В. Кашуба // Наук.-техн. журнал «Проблеми тертя та зношування». – Київ: НАУ. – 2014. - №4(65). – С.96-104.

Стаття надійшла до редакції 26.12.2014

M. V. KASHUBA

DEVELOPMENT OF COMBINED BRAKE FOR LOWERING AND LIFTING COMPLEX OF DRILLING RIG

We've illustrated the combined brake. In theory grounded necessity and possibility of the use of induction brake combined with the band brake of boring winch. It is set for the combined brake in laboratory terms and his capacity is appraised after conformities to law of change: averages of dynamic coefficient of friction and coefficients of stability of brake moment; coefficients of oscillation of brake moment, efficiency and erected efficiency of braking.

Keywords: combined brake; band brake; induction brake; friction pair; thermal currents; operating parameters.

Кашуба Микола Васильович – викладач природничо-наукових дисциплін, Надвірнянський коледж Національного транспортного університету, вул. Соборна, 177, м. Надвірна, Івано-Франківська область, тел.: +38 0347 52 03 22, E-mail: nickolask14@gmail.com.