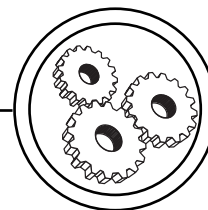


МАШИНИ І АВТОМАТИЗОВАНІ КОМПЛЕКСИ



УДК 621.822.1:621.7.09

© Ю. Ю. Віцюк, к.т.н., Т. А. Роїк, д.т.н., професор,
А. П. Гавриш, д.т.н., професор, НТУУ «КПІ», Київ, Україна

ВЗАЄМОДІЯ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНОГО БРУСКА З ПОВЕРХНЕЮ КОМПЗИТНОГО ПІДШИПНИКА КОВЗАННЯ ПОЛІГРАФІЧНИХ МАШИН ПРИ ФОРМУВАННІ ПАРАМЕТРІВ ШОРСТКОСТІ ХОНІНГУВАННЯМ

В статті наведені результати теоретико-експериментального дослідження взаємодії алмазно-абразивного бруска та поверхні оброблення підшипників ковзання поліграфічних машин при хонінгуванні. Створені математичні моделі для практичних розрахунків.

Ключові слова: контактна взаємодія, алмазно-абразивний брусок, площа контакту, напруження стиску, деталі тертя, композитні матеріали, поліграфічні машини.

Постановка проблеми

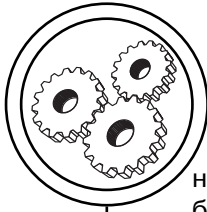
Розвиток сучасної поліграфії пов'язаний з постійним зростанням продуктивності друкарської техніки. Це викликає необхідність застосування у виробництві більш інтенсивних режимів експлуатації поліграфічних машин, що призводить до суттєвого збільшення зносу їх окремих деталей, зокрема, підшипників ковзання, які працюють при швидкостях обертання 600–800 об./хв. за питомих тисків 2–4 МПа.

З метою суттєвого підвищення зносостійкості таких деталей тертя науковцями була створена гама спеціальних композитних зносостійких матеріалів (залежно від умов експлуатації) на основі алюмінію [1, 2], міді [3], нікелю [4] та відходів високолегованих інструментальних сталей [5–7]. Для забезпечення необхідних параметрів якості робочих поверхонь композитних підшипників були виконані

всебічні дослідження впливу тонкого абразивного [8], алмазного [9], та ельборового шліфування [10], а також суперфінішування [11], хонінгування [12] та магнітно-абразивного оброблення (МАО) [13].

Основною метою цих досліджень було забезпечення мінімальних параметрів шорсткості поверхонь тертя з гарантією досягнення максимальної зносостійкості підшипників. Нажаль, у наведених публікаціях не розглядалися питання фізики взаємодії алмазно-абразивного бруска з робочою поверхнею тертя композитного підшипника, виготовленого з нових композиційних сплавів. Це не дозволяє повною мірою оцінити складні процеси, що відбуваються при контакті пари тертя, і сформуванню низки необхідних та достатніх умов до якості поверхонь деталей тертя для сучасних поліграфічних машин. Тому дослідження складних і достат-

ISSN 2077-7264. — Технологія і техніка друкарства. — 2014. — № 2(44)



ньо тонких фізичних процесів, безумовно, є актуальним питанням, що має як теоретичне, так і практичне значення.

Мета роботи

Метою даної роботи є теоретико-експериментальне дослідження процесу взаємодії алмазно-абразивного бруска з поверхнею композитного підшипника ковзання поліграфічних машин при формуванні параметрів шорсткості хонінгуванням.

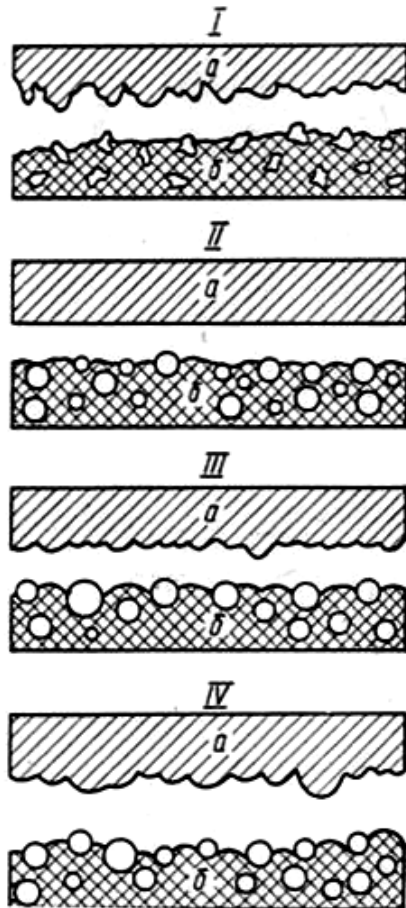


Рис. 1. Моделі шорстких поверхонь деталі (а) та алмазно-абразивного інструменту (б)

Для досягнення результатів дослідження використовувались базові положення теорії тертя деталей та загальні закони тонкої алмазно-абразивної обробки деталей з нових високолегованих і важкооброблюваних композиційних матеріалів [1–7].

Результати проведених досліджень

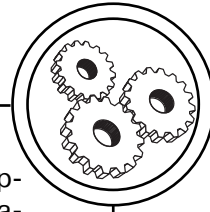
Для проведення необхідних теоретичних розрахунків і досягнення мети, що сформульована вище, були запропоновані схеми взаємодії шорсткої поверхні деталі оброблення та поверхні алмазно-абразивного інструменту (рис. 1).

Можливі чотири моделі шорстких поверхонь алмазного інструменту та деталі, що контактують під час тонкої алмазно-абразивної обробки поверхонь тертя деталі оброблення: I — випадковий мікрорельєф поверхонь; II — деталь — гладка, мікронерівності інструменту моделюються сферичними елементами; III — мікронерівності модельовані сферичними сегментами; IV — теж саме, але з врахуванням хвилястості поверхонь.

У подальшому основною розрахунковою моделлю приймаємо модель III (рис. 1).

На сьогодні у поліграфічному машинобудуванні успішно застосовуються процеси алмазно-абразивного хонінгування, які забезпечують формування мікрорельєфу поверхонь з різноманітними характеристиками напрямлень мікронерівностей.

Зміна кінематичних параметрів (в достатньо широких



межах) дозволяє отримати, як мінімум, шість видів траєкторій відносного переміщення деталі та інструменту, наприклад, у вигляді циклоїду, синусоїду, еліпсу, кола та ін.

Для всебічного теоретико-експериментального дослідження взаємодії алмазно-абразивного бруска з робочою поверхнею оброблення високошвидкісного композитного підшипника ковзання були використані алмазно-абразивні інструменти з орієнтованим розташуванням алмазних зерен відносно площини різання, вперше запропоновані П. І. Ящерициним [14]. Це дозволило розглядати алмазну обробку як процес різання великою кількістю мікрорізців з певними передніми кутами (рис. 2).

Особливо велике значення для алмазно-абразивного інс-

трументу з орієнтованими зернами мають геометричні параметри зерен, їх форма, радіус округлення вершин, кут загострення. Встановлено [14], що зерна з позитивними кутами мають досить низьку стійкість, зерна з передніми кутами від 0° до 5° викришуються частково (залежно від розташування), а зерна з кутами від 70° до 80° при їх встановленні на глибину, що перевищує радіус при вершині, майже не утворюють ріжучих канавок і загладжують поверхню оброблення.

При цьому найбільше зрізання металу виконують зерна, розташовані до площини різання під кутом від 5° до 20° .

Величну заднього кута для алмазних зерен слід приймати рівною $8-10^\circ$. Оптимальні параметри міцності для хонінгувальних брусків має зв'язка з

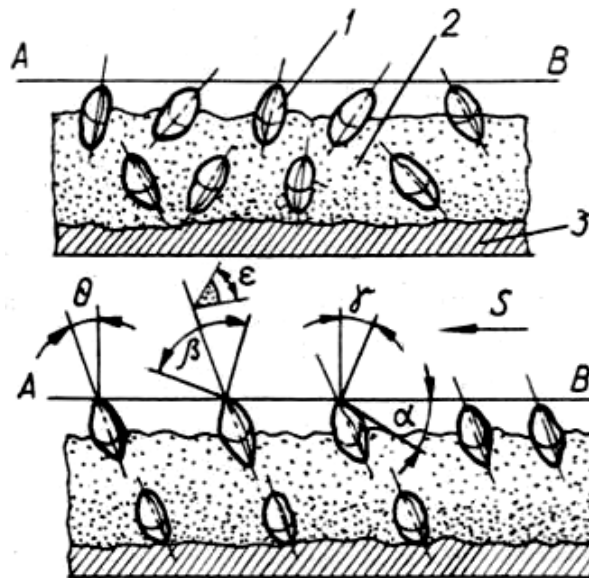
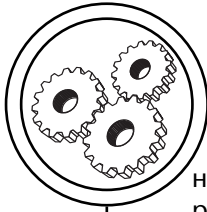


Рис. 2. Інструмент з орієнтованим розташуванням алмазних зерен:
1 — алмаз; 2 — зв'язка; 3 — корпус інструменту



наповнювачем — мідним порошком ПМ-2 з концентрацією 50 мас.ч., а також 100 мас.ч. епоксидної смоли ЕД-6. Такі хонінгувальні бруски при обробці широкої гами нових високолегованих композитних матеріалів забезпечили зниження сил різання відповідно на 30–35 % (для кольорових сплавів) і на 60–65 % (для композитів на основі відходів інструментальних сталей) при одночасному збільшенню зняття шару металу відповідно на 15 % і 25 %. При цьому відслідковується зменшення питомих витрат алмазів на 10–15 %. При всіх подальших дослідженнях питання взаємодії алмазного бруска і поверхні оброблення композитного підшипника ковзання застосовувались наступні оптимальні режими хонінгування: швидкість обертів — 45–50 м/хв., швидкість зворотно-поступального руху хону 6–8 м/хв., питомий тиск 0,8–1,2 МПа, глибина різання — 20–50 мкм [12].

Початок теорії деформації пружних тіл у місцях контакту на основі загальних рівнянь теорії пружності та методів теорії потенціалу створеного відомими роботами широкого кола дослідників [15–19].

Перше експериментальне дослідження деформацій у місцях контакту дотичних жорстких тіл було виконано Г. Герцем [15].

При стисканні моделі у вигляді скляного шару та деталі з плоскою поверхнею радіус кругової площі r наступний:

$$r = \sqrt[3]{\frac{3(1-\mu^2)}{2E} RP}, \quad (1)$$

де

R — радіус лінзи; P — навантаження; μ — коефіцієнт Пуассона; E — модуль пружності.

У роботах [15, 17, 19] наведені розраховані значення напіввісей еліпса площі контакту, наближення контактуючих тіл та максимального напруження у точці контакту:

$$a_e = n_a \sqrt[3]{\frac{3IP}{2K_\Sigma}}, \quad (2)$$

$$b_e = n_b \sqrt[3]{\frac{3IP}{2K_\Sigma}}, \quad (3)$$

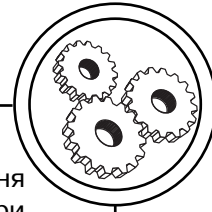
$$a_e = n_\delta \frac{1}{2} \sqrt[3]{\frac{9}{4} I^2 K_\Sigma P^2}, \quad (4)$$

$$a_e = n_q \frac{1}{\pi} \sqrt[3]{\frac{3}{2} \left(\frac{K_\Sigma}{I}\right)^2 P}, \quad (5)$$

де a_e і b_e — напіввісі еліпсу контакту; a — зближення; q_{\max} — максимальне контактне напруження; P — навантаження; K_Σ — сума головних скривлень контактних тіл; I — пружна постійна контакту; n_a , n_b , n_δ , n_q — коефіцієнти.

Для реальних розрахунків доцільним є виділення чотирьох площ дотику: номінальної A_a , контурної A_c , фактичної A_f та фізичної A_r .

Номінальна площа контакту A_a визначається зовнішніми геометричними розмірами тіл, що контактують між собою. Фактична площа A_f являє собою суму фактичних ділянок контакту двох дотичних тіл, через які передається тиск. В даному випадку слід врахувати такі параметри субмікрорельєфу, як



відносна площа поверхні, що вкрита плівками вторинних структур, висота субмікрорельєфностей на плівках та ювенільних ділянках. Ділянки фактичного контакту A_f не є зонами дійсного контакту і на субмікрорельєфному рівні мають дискретний характер [20]. Фактична площа контакту A_f є функцією стискуючого навантаження і змінюється у широких межах залежно від розмірів номінальної площі, механічних властивостей композиту і шорсткості контактуючих поверхонь.

При контактуванні шорсткої поверхні з гладкою спочатку дотикаються найбільш високі виступи поверхні, а при подальшому зближенні у контакт вступають менш високі виступи.

Зі збільшенням навантаження відбувається пружні та пластична деформації хвиль, на яких розташовані мікронерівності. В кожен момент часу деформація різних виступів однієї поверхні буде різною при кожному конкретному зближенні. Найбільш сильно деформуються найвищі виступи. При контактуванні менш твердої шорсткої поверхні з більш твердою гладкою виступи шорсткої поверхні в процесі деформації розплющуються. Якщо ж гладка поверхня має меншу твердість ніж шорстка, то виступи шорсткої поверхні внаслідок деформації вдавлюються в гладку. При контактуванні двох шорстких поверхонь першими вступають у контакт виступи, сума висот яких виявиться більшою.

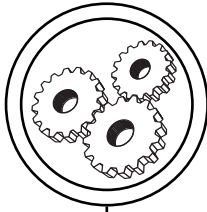
Зі зростанням навантаження у контакт вступають нові пари протистоячих виступів, які мають усе меншу суму висот. Така площа дотику буде складатись з площадок, які розташовані на різних висотах і під різними кутами. Проте кути нахилу цих площадок не перевищують $3-10^\circ$, а їх проекція на площу, що паралельна контактним поверхням, дає похибку до 1,5 %, що найчастіше не враховують у розрахунках.

Фактична площа контакту складає незначну частку номінальної. Для умов застосування високолегованих композитних матеріалів на основі інструментальних сталей [5-7] при теоретичних дослідженнях достатньо точні результати (для розрахунків фактичної площі контакту A_f) може забезпечити формула:

$$A_f = \frac{N}{q_m}, \quad (6)$$

де N — нормальне навантаження; q_m — тиск, що відповідає переходу виступу у пластичний стан.

Характер пластичних деформацій мікронерівностей зазвичай переміщується у зону більш високих тисків. При цьому збільшення межі текучості поверхневих шарів характеризується коефіцієнтом C , який здебільше називають коефіцієнтом стиснення, що віддзеркалює його фізичну природу. Дійсно, коефіцієнт стиснення C являє собою відношення між середнім тиском на площі контакту q_m , що обумовлює пластичну течію, та межею текучості σ_t , тобто



$$C = \frac{q_m}{\sigma_T} \quad (7)$$

Згідно методики [21, 22] і з урахуванням уявлення про рівність окружного напруження одному з головних напружень у меридіальному перерізі при пластичній течії [23–25] були розраховані дійсні поля ліній ковзання навколо колового пунсона та отримані (для високолегованих композитів на основі інструментальних сталей) значення коефіцієнта $C = 3,41$.

При цьому залежність між твердістю за Бринеллем і межею текучості не зміцненого матеріалу становить:

$$\sigma_T = 3,383 \text{ HB} \quad (8)$$

Середній контактний тиск при занурюванні сферичного індентора в поверхню деталі пов'язаний з лімітом текучості лінійною залежністю [22].

$$q_m = C \sigma_T \approx \text{HB} \quad (9)$$

При втискуванні конусу середній контактний тиск, підраховується як

$$q_m \approx \frac{P}{\pi h^2 \text{tg}^2 \frac{\gamma}{2}}, \quad (10)$$

де h —

глибина втискування; γ — кут при вершині конуса.

У випадку еліптичної та колової площі контакту між середнім та максимальним напруженням виконується залежність:

$$q_m = \frac{2}{3} q_{\text{max}} \quad (11)$$

На основі аналізу розрахункових даних [22] отримані співвідношення, які відтворю-

ють деформування поверхні при втискуванні сфери. Зростання плями контакту при зануренні у метал сфери зі збільшенням нормального навантаження відбувається у трьох механічно різних стадіях:

1) пружному режимі, при якому деформації зворотні і математично описуються рівнянням Герца [15];

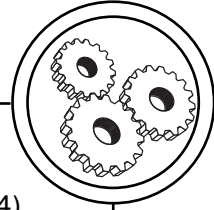
2) перехідному режимі, який починається з утворення пластичної зони і протягом якого $C = q_m/\sigma_T$ зростає зі збільшенням радіусу плями контакту r , при

цьому $q_m = \frac{P}{\pi r^2}$ (при умові контактування гладких поверхонь без тертя q_m означає середній контактний тиск, усереднений по проекції зони контакту), а σ_T — напруження текучості при одноосному деформуванні матеріалу композиту біля кордонів розмежування. Для деформаційно зміцнюваних матеріалів σ_T буде зростати зі збільшення r ;

3) повністю пластичному режимі, $C = q_m/\sigma_T$ залишається постійним.

Експериментально доведено, що при повній пластичності $C = 2,8\text{--}3,0$ (при умові, що σ_T розраховано згідно діаграмі одноосного деформування при деформації приблизно рівній $0,2r/R$, де R — радіус недеформованого індентора, коефіцієнт).

Також встановлено, що для ряду сферичних відбитків для нових видів композитних сплавів [5–7] при перехідному режимі, співвідношення q_m/σ_T



приблизно лінійно залежить від $\ln g_a / (\frac{\sigma_T}{E})$, де g_a — нахил на краю відбитку, а співвідношення σ_T/E визначається здатністю досліджуваного матеріалу до пружного деформування.

Розподіл тиску по поверхні контакту при повному пластичному режимі є приблизно рівномірним. Тому розподіл типу $q(r_1)$ при пружному режимі має еліпсоїдальну форму, а залежність $q(r_1)$ може суттєво збільшуватись зі збільшенням навантаження.

При розгляді напівнескінченного тіла, навантаженого по коловій області $r_1 \leq r$ тиском, який розподілено згідно залежності,

$$q(r_1) \approx (1 - \frac{r_1^2}{r^2})^\beta, \text{ після інтегруван-}$$

ня за проекцію зони контакту отримуємо вираз:

$$q(r_1) = (\beta + 1)q_m (1 - \frac{r_1^2}{r^2})^\beta \quad (12)$$

$$(0 \leq r_1 \leq r).$$

Цей вираз охоплює широкий клас розподілу тисків, у тому числі рівномірний ($\beta = 0$), еліпсоїдальний ($\beta = 0,5$) та параболоїдальний ($\beta = 1$). При $\beta < 0$ розподіл $q(r_1)$ зростає зі збільшенням r_1 .

Вирази для пружного згину поверхні $h_y(r_1)$ у зоні контакту для вибраних величин β [27] наведені у табл. 1.

Згини в точках $r_1 = 0$ та $r_1 = r$ можна представити у вигляді:

$$h_y(0) = \frac{k_0(\beta)r q_m}{E_1}, \quad (13)$$

$$h_y(0) - h_y(r) = \frac{k_h(\beta)r q_m}{E_1}, \quad (14)$$

де $E_1 = E(1 - \mu^2)$, k_0 , k_h — коефіцієнти, що наведені в табл. 1.

Пружне переміщення вершини індентора відносно його поверхні визначається формулою:

$$H_y = \frac{k_h(\beta)r q_m}{E_1}, \quad (15)$$

де E_1' приведений модуль пружності для індентора.

Після зняття навантаження глибина відбитку може бути достатньо точно розрахована згідно формули (16):

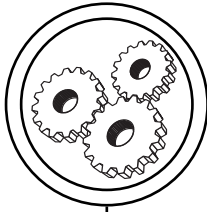
$$\left. \begin{aligned} h_1 &= a - [h_y(0) + H_y]; \\ h_y(0) + H_y &= \frac{2k_0 r q_m}{E_1} \\ \frac{1}{E_1} &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_1} \right) \end{aligned} \right\}, \quad (16)$$

де a — величина зближення контактуючих тіл при навантаженні.

Так як при пружному режимі поля напружень та деформацій відомі [27], то точка виникнення пластичної течії, що визначає початок перехідного режиму, може бути використана як гранична умова для наступної пластичної деформації.

Максимальне дотичне напруження на глибині Z формується згідно виразу (17).

Для високолегованих композитних матеріалів, синтезованих на основі відходів інструментальних сталей [57]:



Таблиця 1

Пружний згин поверхні під дією тиску, що розподілений згідно закону $q(\rho_0) = (1 + \beta)q_m(1 - \rho_0^2)^\beta$ ($\rho_0 - r_1/r$).

Тип розподілення	ν	Безрозмірний пружний згин $h_{y(\rho_0)} \frac{E_1}{r q_m} (0 \leq r_0 \leq 1)$	k_{pc}	k_n
Рівний жорсткий штамп	-0,5	$\pi/2$	1,571	0
Рівномірний	0	$\frac{4}{\pi} E(\rho_0)^a$	2,000	0,727
Еліпсоїдальний (по Герцу)	0,5	$\frac{3\pi}{4} (1 - 0,5\rho_0)$	2,356	1,178
Параболоїдальний	1	$\frac{16}{9\pi} \left[\begin{matrix} 2(2 - \rho_0^2) \times \\ \times E(\rho_0) - \\ -(1 - \rho^2) k(\rho_0) \end{matrix} \right]$	2,667	1,535
Сконцентрована сила	∞	$1/\rho_0$	∞	$K_0 - 1$

Примітка: $k_{(p)}$, $E_{(p)}$ — повні еліптичні інтеграли відповідно першого і другого роду.

$$\tau_y(z) = q_m \frac{3}{4} \left[\begin{matrix} (1 + \mu) \times \\ \times \left(\frac{z}{r} \operatorname{arctg} \frac{z}{r} - 1 \right) \\ + \frac{3}{2 \left[1 + \left(\frac{z}{r} \right)^2 \right]} \end{matrix} \right] \quad (17)$$

При $\mu = 0,3$ відношення ($z_0/r = 0,593$ (z_0 — глибина, на якій виникає пластична течія) та на початку текучості відношення q_m/σ_T дорівнює 1,107. у пружному режимі з рівнянь Герца [15]:

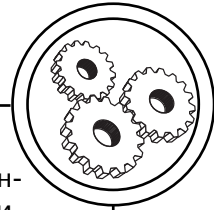
$$C = \frac{8/3 \cdot \pi}{1 - \mu} \left(\frac{h}{r} \right) \left(\frac{\sigma_T}{E} \right)^{-1}, \quad (18)$$

де h — переміщення центру контакту відносно поверхні

відліку (висота витисненого сферичного сегменту); r' — радіус пересічення поверхні контакту з поверхнею відліку (радіус основи витисненого сферичного сегменту).

Для широкої гама композитних матеріалів [1–7] у діапазоні $\sigma_T/E = 0,0019 - 0,0087$ співвідношення q_m/σ_T є у середньому константною і, в першу чергу для сплавів з низьким ступенем деформаційного зміцнення при індексі Майєра, меншим за 0,1, що визначає швидкість деформаційного зміцнення досліджуваних матеріалів для високошвидкісних підшипників ковзання поліграфічних машин.

Середнє значення C досліджуваних композитів q_m/σ_T дорівнює 3,17 (при стандартно-



му статичному відхиленні від середнього $\sim 0,04$).

При повністю пластичному режимі (незалежно від співвідношення σ_T/E та індексу Майєра):

$$h'_y = 0,43 \frac{h}{r}, \quad (19)$$

де h'_y — величина одновісної пластичної деформації відбитку.

Співвідношення $s = q_m/\sigma_T$ лінійно зростає зі збільшення $\ln \Omega$ (Ω — параметр відбитку,

$$\Omega = \left(\frac{h}{r}\right) \left(\frac{\sigma_T}{E}\right)^{-1}$$

в перехідному режимі ($1,15 < \Omega < 27$) та стає постійним ($C = 2,87$) при повністю пластичному режимі ($\Omega < 27$). Значення Ω на початку режиму повної пластичності не залежить від здатності матеріалу до пружного деформування σ_T/E і швидкості деформаційного зміцнення.

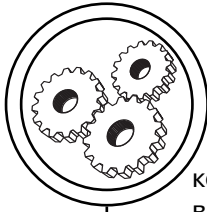
Середній контактний тиск P у пружній та перехідній зонах дорівнює:

$$P = (1,7-1,9)\sigma_T. \quad (20)$$

У роботах [22, 26] методом кінцевих елементів вирішена задача втискування гладкої жорсткої сфери (яким, до речі, і є алмазне зерно, що за допомогою зв'язки міцно закріплене на ріжучій поверхні алмазного доводочного бруску) у пружно-пластичне плоске тіло. Проте, ці результати недостатньо тісно корельовано з експериментально дослідженими даними, особливо при оцінці утвореної реальної шорсткості поверхні оброблення тертя у контакті.

Тому у подальших дослідженнях автори даної роботи скористалися принциповими положеннями по розрахунку пружної взаємодії виступів поверхонь [26]. Зокрема була розглянута модель поверхні, для якої реальна поверхня моделювалась сукупністю стрижнів, які незалежно деформуються під дією реального навантаження. Це дозволило виконати розрахунки з умовою ймовірності зустрічі двох стрижнів, що повністю відповідає контактуванню більшої кількості виступів поверхонь при терті. Реально (крім стрижневих) у процесі алмазного оброблення також діють клинові, сферичні, пірамідальні та еліпсоїдні моделі. Виступи у вигляді клину, піраміди та конусу деформуються пластично, тому в початковий момент напруження на контакті безкінечно велике, хоча, між іншим, технологам-практикам відомо, що поверхні з мінімальними шорсткостями контактують пружно. При конкретних розрахунках найкращі результати дає сферична модель виступів та еліпсоїдальна. Сферична модель має ту перевагу, що контактні задачі деформації сфер краще розроблені, а безпосередньо сфера (у загальному вигляді) є одним з видів еліпсоїда.

Саме еліпсоїдна модель є основою теоретичних досліджень у галузі контактної жорсткості деталей машин, що набула поширення у машинобудівній практиці [28]. Доречи, слід наголосити, що еліпсоїдна модель охоплює увесь спектр розподілення параметрів шорст-



кості поверхонь, а це є суттєво важливим з точки зору технологічного забезпечення якості продукції.

З урахуванням зазначеного, були виконані всебічні теоретичні та експериментальні дослідження обробки нових високолегованих композиційних матеріалів [8?13], на базі яких була отримана можливість отримати технічні розрахунки наближення та контактної жорсткості робочих поверхонь тертя підшипників ковзання, плоских стиків, а також розрахувати переміщення та площі дотику шорсткої поверхні з гладкою, двох шорстких поверхонь та хвилястих поверхонь при умові пружного, пластичного та пружно-пластичного контакту. Саме це обумовлює позитивне вирішення у подальшому складних питань технологічного управління контактною жорсткістю та зносостійкістю деталей машин. Для розрахунків контактної взаємодії шорстких поверхонь необхідно враховувати параметри їх опірних кривих, які необхідно відтворювати з профілограм, що знімалися у поздовжньому та поперечному напрямках.

Відхилення від точної геометричної форми слід поділяти на макровідхилення, хвилястість то шорсткість. Поодинокі, не регулярні відхилення типу діжкоподібності, сідловидності, овальності, конусності відносять до макровідхилень. Відхилення з кроком, який значно перевищує крок мікронерівностей і, які регулярно повторюються, зветься хвилястістю. Крок хвиль лежить у межах 0,28–0,30 мкм, висота

0,03–500 мкм. Під параметрами шорсткості поверхні розуміють сукупність нерівностей з відносно малим кроком у межах базової довжини. Базовою довжиною визначають довжину умовної ділянки поверхні, яка дозволяє не враховувати нерівності, що мають великий крок. Крок мікронерівностей змінюється у межах 0,001–8 мкм, висота 0,03–300 мкм. Базова довжина регламентується у межах 0,08–22 мм залежно від рівня вимог до шорсткості поверхні. Повний аналіз мікрогеометрії поверхні виконують з урахуванням геометричних характеристик окремих мікронерівностей (кутів нахилу профілю β , радіусів округлення вершин ρ та ін.) та їх розподілення по висоті перерізу.

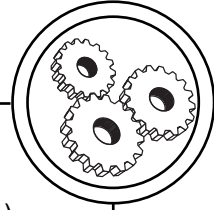
Опорна крива поверхні є одною з найважливіших характеристик шорсткості поверхні і визначає розподіл матеріалу у поверхневому шорсткому шарі. Опорна крива будується на основі профілограм поверхні. Опорні криві достатньо точно можуть бути описані математично, а саме:

$$y = y_0 + kx^\alpha, \quad (21)$$

де y — поточне значення ординати; x — поточне значення абсциси; y_0 — протяжність матеріалу на деякому рівні; k та α — коефіцієнти.

У роботі [26] наведені більш точні залежності, у яких опорна крива поверхні для стрижневої моделі надається інтегралом вірогідності нормального закону розподілення:

$$y = y_0 e^{-k^2 x^2}. \quad (22)$$



Фактична площа контакту складає незначну частину нормальної. У зв'язку з цим найбільш цікавими є початкові ділянки опорних кривих поверхонь. При опорних кривих контактних взаємодій (у нашому випадку) доцільною є ступенева залежність:

$$t_p = b \left(\frac{\rho}{R_{\max}} \right)^{\theta} = t_m \left(\frac{\rho}{R_m} \right)^{\theta} = b \varepsilon^{\theta}, \quad (23)$$

де t_p — відносна опорна довжина профілю; ε — відносне наближення; t_m — відносна опорна довжина профілю на рівні середньої величини; R_m — відстань між лінією виступів (фіксований рівень), мкм; R_{\max} — відстань між лінією виступів та лінією западин профілю, мкм; b та θ — параметри опорної кривої поверхні, що визначається шляхом побудови опорної кривої поверхні у логарифмічних координатах. За даними [22, 26] ці параметри мають наступні значення для різних методів тонкої алмазно-абразивної обробки: при абразивному шліфуванні $\nu = 1,6-3$; $b = 1,5-1,55$; при алмазному шліфуванні $\nu = 1,7-3,8$; $b = 1,65-1,75$; при кубонітовому шліфуванні $\nu = 1,55-2,7$; $b = 1,6-1,7$; при доводці $\nu = 2-3$, $b = 3-10$; при алмазному хонінгуванні $\nu = 2,5-3,5$; $b = 3,5-12$.

Вихідними параметрами для подальших розрахунків є формули середнього тиску на контакті. При пружному контакті сферичних виступів середній тиск складає:

$$q = \frac{0,43 R_{\max}^{1/2} \varepsilon^{1/2}}{l \rho^{1/2}}, \quad (24)$$

де ε — відносне зближення контактуючих поверхонь; l — пружна постійна контакту; ρ — приведений радіус контактуючих сфер:

$$\varepsilon = \frac{\rho}{R_{\max}}; \quad \rho = \frac{\rho_1 \rho_2}{\rho_1 + \rho_2};$$

$$l = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2},$$

де E_1 і E_2 ; μ_1 і μ_2 ; ρ_1 і ρ_2 — відповідно модулі пружності, коефіцієнти Пуассона та радіуси сфер контактуючих тіл.

Для криволінійних поверхонь, які дають площадки контакту у вигляді еліпсу:

$$q = \frac{0,3 K_e K_{\Sigma}^{1/2} K_{\Sigma}^{1/2} R_{\max}^{1/2} \varepsilon^{1/2}}{l}, \quad (25)$$

де K_{Σ} — сума головних кривин контактуючих тіл у точці дотику; K_e — коефіцієнт, що залежить від співвідношення напіввісей еліптичної площадки контакту.

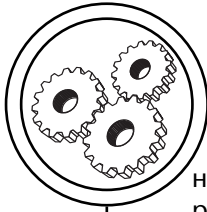
Навантаження на виступ, що відповідає початку пластичної деформації:

$$N_i = 16,7 c^3 \sigma_1^3 \rho^2, \quad (26)$$

а викликане цим навантаження зближення:

$$a_i = 5,35 c^2 \sigma_1^2 \rho. \quad (27)$$

Виступи піків шорсткої металічної поверхні з параметром шорсткості $R_a = 0,12-0,015$ мкм деформуються переважно пружно, грубі шорсткості — переважно



но пластично, а поверхні з середнім значенням параметру шорсткості R_a — пружно-пластичними. При навантаженнях, що повторюються, але без збільшення тиску — має місце тільки пружна деформація.

Фактична площа контакту при пружній деформації мікрориступів визначається згідно формули:

$$A_r = \left(\frac{2,35A_c^{1/2} b^{1/2} \rho^{1/2} N}{2^{1/2} k_3 R_{\max}^{1/2}} \right)^{\frac{2\nu}{2\nu+1}} \quad (28)$$

$$\nu = \nu_1 + \nu_2,$$

$$b = \frac{k_2 b_1 b_2 R_{\max}^{\nu}}{R_{\max_1}^{\nu_1} R_{\max_2}^{\nu_2}},$$

$$R_{\max} = R_{\max_1} + R_{\max_2},$$

k_2 та k_1 — коефіцієнти, які отримані в результаті рішення вихідних інтегральних рівнянь і, які визначаються залежно від показання ν .

При пластичному контакті фактична площа визначається за формулою:

$$A_r = \frac{N}{c\sigma_T} = \frac{N}{HB}. \quad (29)$$

Номінальний q_α , контурний q_c та фактичний q_r тиски у контакті визначається як результат ділення α навантаження на відповідну площу контакту.

Величина абсолютного наближення при пружному контакті:

$$a = \left(\frac{1,5\pi \rho^{1/2} q_c R_{\max}^{\nu}}{k_3 b} \right)^{\frac{2}{2\nu+1}}, \quad (30)$$

а при пластичному контакті:

$$a = R_{\max} \left(\frac{N}{A_c \alpha_1 c \sigma_T b} \right)^{\frac{1}{\nu}}, \quad (31)$$

де α_1 — коефіцієнт, що характеризує пружну осадку виступів ($0,5 < \alpha_1 < 1$); при пластичному контакті $\alpha_1 \approx 1$.

Зближення хвилястих поверхонь являє собою суму зближень від деформації мікрориступів і хвиль, тобто

$$\alpha_\Sigma = \alpha + \alpha_B. \quad (32)$$

Деформація хвиль для контакту плоскої поверхні та хвилястих поверхонь визначається формулою Герца:

$$a_B = 2,8 H_B^{2/3} l^{2/3} r^{1/3} q_a^{2/3}; \quad (33)$$

$$a_B = 1,54 H_B^{4/5} l^{2/5} r^{1/3} q_a^{2/3}; \quad (34)$$

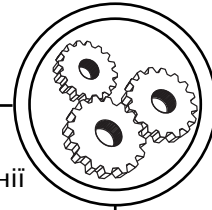
де H_B — сумарна висота хвиль; r — радіус заокруглення вершин хвиль; q_a — номінальний тиск у контакті.

Герметичність стиків, змазка вузлів тертя, теплопровідність та вирішення інших технічних задач у значному ступені залежать від об'ємів зазору між контактуючими тілами внаслідок їх шорсткості та хвилястості. Співвідношення між об'ємами матеріалу та об'ємом повітряного прошарку характеризує щільність стику.

$$\Lambda = \frac{V_M}{V_M + V}, \quad (35)$$

де V_M — об'єм матеріалу; V_s — об'єм зазору.

Об'єм зазору при пружному контакті визначається формулою:



$$V_3 = \left[\left(\frac{1}{2b} \right)^{1/\nu} - \left(\frac{1,5\pi\rho^{1/2}q_c}{k_3 R_{\max}^{1/2} \cdot b} \right)^{2/2\nu+1} \right] \times R_{\max} A_c \quad (36)$$

а при пластичному контакті:

$$V_3 = \left[\left(\frac{1}{2b} \right)^{1/\nu} - \left(\frac{1,5\pi\rho^{1/2}q_c}{\alpha_1 c \sigma_1 b} \right)^{1/\nu} \right] \times R_{\max} A_c \quad (37)$$

Середня товщина зазору у контакті h_3 :

$$\bar{h}_3 = \frac{V_3}{A_c} \quad (38)$$

Для орієнтовних розрахунків контакту авторами статті запропоновані спрощені формули, які є прийнятими для інженерної практики і, особливо, для технологів-виробників.

Середнє значення факторного тиску на контакті поверхонь:

$$q_r = \frac{N}{A_r} = (k_3 B)^{\frac{\nu}{\nu+\omega}} \times \left(\frac{R_m}{r} \right)^{\frac{\omega\nu}{\nu+\omega}} \left(\frac{N}{\alpha_1 t_m A_c} \right)^{\frac{\omega}{\nu+\omega}} \quad (39)$$

де R_m — відстань від лінії вершини до середньої лінії ($R_m = 3R_a$); ω та B — коефіцієнти, що характеризують деформаційні властивості матеріалу (наведені у табл. 2).

У табл. 2 H_y — максимальна твердість за Майєром; H_μ — мікротвердість поверхні.

При пружному контакті фактичний тиск становить:

$$q_r = k_q I^{m_1-1} \left(\frac{R_a}{r} \right)^{0,43} q_c^{m_1} \quad (40)$$

де q_c — контурний тиск; $k_q = 0,1$; $m_1 = 0,14$ для контакту двох шорстких поверхонь.

Якщо при першому накладанні навантаження має місце пластична деформація, то при наступному навантаженні без змін взаємного розташування поверхонь деформація буде пружною до тієї пори, поки нормальне навантаження N не перевищить накладену спочатку величину N_0 . У цьому випадку:

$$q_r = H_\mu \left(\frac{N}{N_0} \right)^{1/\nu} \quad (41)$$

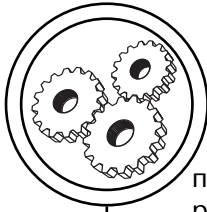
$(N \leq N_0)$.

Приблизні формули для розрахунків фактичного тиску, отримані при виконанні теоретико-експериментального дослідження при вивченні надтонких

Таблиця 2

Залежність коефіцієнтів ω , B та α_1 від деформації

Деформація у контакті	ω	B	α_1
Пружна	$1/2$	0,43/1	$1/2$
Пластична зі зміщенням	$0-1/2$	$2^\omega H_y$	$1/2-1$
Пластична	0	H_μ	1



процесів взаємодії алмазно-абразивних брусків та поверхонь композитних підшипників ковзання поліграфічної техніки, наведені у табл. 3.

При цьому абсолютне наближення складає:

$$a = k''_a R_a \left(\frac{q_c}{q_r}\right)^{m_2}, \quad (42)$$

а середня площа плями контакту:

$$\Delta A = k'_r m_2 r R_a \left(\frac{q_c}{q_r}\right)^{m_2}. \quad (43)$$

Об'єм зазору між контактуючими поверхнями:

$$V_3 = (R_{m1} + R_{m2} - a)A_c. \quad (44)$$

Для контакту двох шорстких поверхонь $k''_a = 3,35$ та $m_2 = 0,35$; для контакту шорсткої поверхні

з гладкою $k''_a = 3,68$ та $m_2 = 0,54$; для пружного контакту $k''_r = 13$, для пластичного $k''_r = 21$.

Формули для приблизних розрахунків об'ємів та середньої товщини зазорів підшипників ковзання наведені у табл. 4.

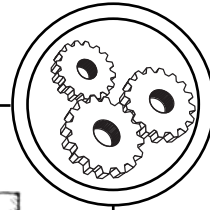
При збільшенні навантаження, плями контакту на вершинах хвиль можуть розташуватися досить близько і починається взаємний вплив пластичних деформацій. Це викликає збільшення фактичного тиску у контакті та при $q_c > 0,25 \text{ НВ}$

$$q_r = \frac{\text{НВ} + H_\mu}{\text{НВ}} q_c. \quad (44)$$

Фактичний тиск у контакті може вдвічі перевищити твердість. Підкреслимо, що усі наве-

Таблиця 3
Приблизні формули для розрахунків фактичного тиску q_r у зоні контакту брусків і поверхонь композитів

Деформація	Умова контактування	Розрахункова формула
Пружна	Дві шорсткі поверхні	$q_r = 0,65 \left(\frac{R_a}{\rho l^2}\right)^{0,43} \cdot q_c^{0,15}$
Пластична	Шорстка поверхня та гладка $q_c \leq \frac{1}{3} \text{НВ}$	$q_r = 0,82 \left(\frac{R_a}{\rho l^2}\right)^{0,45} \cdot q_c^{0,23}$
	$q_c > \frac{1}{3} \text{НВ}$	$q_r \approx H_\mu$ $q_r \approx q_c - 0,4 \sqrt{\frac{H_\mu^3}{q_c}}$
Пластична при наступному навантаженні	Дві шорсткі поверхні	$V_3 = \left[1 - \left(\frac{q_c}{\alpha t_m q_r}\right)^{1/3}\right] \times (R_{m1} + R_{m2}) A_c$ $q_r \approx H_\mu \left(\frac{N}{N_0}\right)^{1/3}$
	Шорстка поверхня та гладка	$q_r \approx H_\mu \left(\frac{N}{N_0}\right)^{1/2}$



дені випадки по своїй суті розглядалися як єдиний фізичний закон занурення всіх нерівностей. Але на практиці трапляються випадки, коли деформація окремих груп нерівностей відбувається за різними законами. З міркувань вирішення таких задач усі нерівності були розподілені на дві групи за ознакою величини їх втискування (рис. 3).

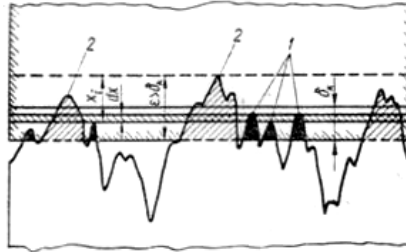


Рис. 3. Змішаний контакт шорсткої поверхні з гладкою. Нерівності перебувають у дотичній (1) та закритичній зонах

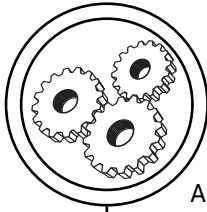
До першої групи увійшли ті нерівності, величина занурення яких знаходиться у межах від δ_k до 0, тобто $\delta_k > \epsilon - x_i > 0$. Другу групу утворюють нерівності, у яких $(\epsilon - x_i) \geq \delta_k$. Якщо величина наближення під навантаженням буде більшою ніж δ_k , то площу фактичного контакту можливо визначити як суму площ, утво-

рених нерівностями першої η_1 та другої η_2 груп, де η_1 та η_2 — відносні площі, що утворюються нерівностями першої та другої групи відповідно. Слід підкреслити, що абсолютні значення площ визначаються наступними рівняннями:

Таблиця 4

Формула для розрахунків об'єму V_3 та середньої величини зазорів h_3 у контакті алмазного бруску та поверхні композитного підшипника ковзання

Умови контактування	Формула для розрахунків
Дві поверхні (загальний випадок)	$V_3 = \left[1 - \left(\frac{q_c}{\alpha t_m q_r} \right)^{1/3} \right] (R_{m_1} + R_{m_2}) A_c$ $h_3 = \left[1 - \left(\frac{q_c}{\alpha t_m q_r} \right)^{1/3} \right] (R_{m_1} + R_{m_2})$
Дві шорсткі поверхні	$V_3 \approx \left[1 - 3,4 \left(\frac{q_c}{\alpha t_m q_r} \right)^{1/3} \right] (R_{m_1} + R_{m_2}) A_c$ $h_3 = \left[1 - 3,4 \left(\frac{q_c}{\alpha t_m q_r} \right)^{1/3} \right] (R_{m_1} + R_{m_2})$
Шорстка поверхня та гладка	$V_3 \approx \left[1 - 3,7 \left(\frac{q_c}{\alpha t_m q_r} \right)^{1/2} \right] R_m A_c$ $h_3 \approx \left[1 - 3,7 \left(\frac{q_c}{\alpha t_m q_r} \right)^{1/2} \right] R_m$



$$A_{r_1} = 2\pi r R_{\max} \alpha_1 n_c \int_{\varepsilon - \delta_k}^{\varepsilon} (\varepsilon - x) \varphi'(x) dx, \quad (45)$$

$$A_{r_1} = 2\pi r R_{\max} \alpha_2 n_c \int_0^{\varepsilon - \delta_k} (\varepsilon - x) \varphi'(x) dx, \quad (46)$$

де α_1' та α_2' — коефіцієнти, які враховують відхилення площ перерізу на заданому фіксованому рівні від площі контакту при зближенні поверхонь ε .

Відносні площі визначаються у вигляді:

$$\eta_1 = \alpha_1' b \varepsilon^v \left\{ \begin{array}{l} 1 - (1 - \psi_1)^{v-1} \times \\ \times [(1 - \psi_1) + v \psi_1] \end{array} \right\}, \quad (47)$$

$$\eta_2 = \alpha_2' b \varepsilon^v \left\{ \begin{array}{l} 1 - (1 - \psi_1)^{v-1} \times \\ \times [(1 - \psi_1) + v \psi_1] \end{array} \right\}, \quad (48)$$

де $\psi_1 = \delta_k / \varepsilon$.

Зазначимо, що при розгляді випадку, коли η_1 та η_2 формується в умовах пружної та пластичної деформації відповідно, суттєве значення має якість поверхні композитного підшипника ковзання. Для композитних поверхонь тертя, які мають більші значення параметрів шорсткості R_a превалюючим видом деформації (при початковому навантаженні) є пластична. У подальшому (при наступних навантаженнях) без збільшення силової дії, що прикладається при контакті хонінгувального бруску та поверхні оброблення) ця деформація перероджується у пружну. У випадку мінімальних показників параметрів шорсткості R_a площа контакту навіть при першому навантаженні формується в умовах тільки пружних деформацій. У проміжних випадках має місце

пружно-пластичний контакт і для розрахунків доцільно користуватися наведеними вище співвідношеннями.

Навантаження, які сприймаються пружно деформованими нерівностями, мають наступний вигляд:

$$P_1 \frac{k_v I_\psi \left[\frac{5}{2} (v-1) \right]}{2\sqrt{\pi}} \times \quad (49)$$

$$\times A_c b \left(\frac{R_{\max}}{r} \right)^{\frac{1}{2}} \theta^{-1} \left(\frac{\delta_k}{\psi_1} \right)^{\frac{2v+1}{2}},$$

де $I_\psi \left[\frac{5}{2} (v-1) \right]$ — відношення неповної бета-функції.

Критична деформація, яка характерна для умов переходу матеріалу у стан повної пластичності, визначається співвідношенням:

$$\delta_k = 5,4 \frac{r}{R_{\max}} (c\sigma_T \theta)^2. \quad (50)$$

Критичний тиск, вище якого деяка частина фактичної площі контакту формується в умовах пластичних деформацій становить:

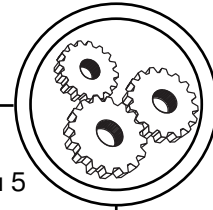
$$q_k = \frac{5,4^{\frac{2v+1}{2}} k_v b}{2\sqrt{\pi}} \times \quad (51)$$

$$\times \Delta^{-v} (c\sigma_T \theta)^{2v} c\sigma_T,$$

де Δ — безрозмірний комплекс, що характеризує шорсткість поверхні, $\Delta = \frac{R_{\max}}{rb^{1/v}}$.

Орієнтовні значення $q_k / c\sigma_T$ наведені у табл. 5.

У зв'язку з тим, що при пластичному контакті середні



Таблиця 5

Розрахунково-експериментальні дані показника $q_k/c\sigma_T$ для різних композитних матеріалів

Композитний матеріал	Механічні властивості		$\Delta = \frac{R_{max}}{rb^{1/\nu}}$	$q_k/c\sigma_T$
	$c\sigma_T \cdot 10^4$, кгс/см ²	$\theta \cdot 10^7$ кгс/см ²		
На основі сталі [5–7]	2,5	4,9	$10^{-1} \div 10^{-2}$	$7,5 \cdot 10^{-6} \div 7,5 \cdot 10^{-4}$
На основі міді [3]	0,83	9,27		$3 \cdot 10^{-6} \div 3 \cdot 10^{-4}$
На основі алюмінію [1, 2]	0,65	12,6		$2,7 \cdot 10^{-6} \div 2,7 \cdot 10^{-4}$

напруження не залежать від деформації і дорівнюють $c\sigma_T$, то навантаження, яке сприймається пластичними контактами,

$$P_2 = A_c b \delta_k^{\nu} \left(\frac{1 - \psi_1}{\psi_1} \right) \times \left(\frac{1 - \psi_1}{\psi_1} + \nu \right) c\sigma_T. \quad (52)$$

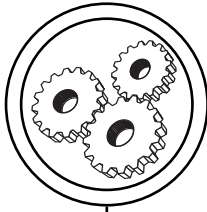
Усі наведені розрахунки виконані для умов статичного навантаження. При переході від покою до ковзання відбувається зміна напруженого стану контактуючих виступів та перерозподіл площ контакту.

Вирішення контактних задач при одночасній дії нормальних та дотичних сил є надзвичайно складним питанням, і тільки у найпростіших випадках можливе отримання більш-менш приблизних рішень. Найчастіше, площа пружного контакту під дією дотичних сил при середніх значеннях коефіцієнтів тертя не перевищує 5 %.

В даній роботі виконані експериментальні дослідження площі контакту поверхонь тертя деталей поліграфічної техніки, які були виготовлені з нових

композитних матеріалів на основі міді, алюмінію, нікелю та відходів швидкорізальних інструментальних сталей [1–7]. Результати досліджень наведені у табл. 6.

З табл. 6 видно, що збільшення площі фактичного контакту не перевищує 9 %. При контактуванні поодиноких виступів поверхні з композитних матеріалів на основі алюмінію [1, 2], міді [3], нікелю [4] та на основі відходів високолегованих швидкорізальних інструментальних сталей [5–7] при змінах коефіцієнтів тертя f межах 0,20–0,67 співвідношення A_r/A_{r0} складало 1,01–1,09, тобто площа контакту збільшувалась не більше ніж на 5–7 %. Дослідження зближення при ковзанні довели, що величина наближення зменшується внаслідок доробки дотиком та наклепу поверхневих шарів. Збільшення зближення при зсуві обумовлено перерозподілом площі контакту. При переході від спокою до ковзання зближення складає приблизно 0,5 мкм, а потім воно швидко зменшується і, врешті решт, стабілізується.



Таблиця 6

Зміни площі контакту при зсуві композитного зразку відносно синтетичного алмазного зерна (АС) зернистістю 350 мкм

Композитний матеріал	Коефіцієнт тертя f	A_0 до зсуву, мм ²	A_T після зсуву, мм ²	A_T/A_0
На основі міді	0,20	2,0	2,18	1,09
На основі нікелю	0,20	4,9	5,2	1,06
На основі алюмінію	0,25	0,8	0,8	1,0
На основі сталі	0,67	11,1	11,1–11,5	1,01–1,05

У подальшому були виконані дослідження з вимірювання змін зближення поверхонь у статичному стані та при ковзанні зразків, які відображають деталі пар тертя у поліграфічних машинах. Досліди виконувались згідно методики [22]. У якості моделей були використані зразки пар «сталь 40ХН18Т-композит на основі відходів інструментальної сталі [5]» та «сталь 40ХН18НТ — композит на основі міді [3]». Результати експериментального вивчення цього питання наведені у табл. 7.

Дані табл. 7 показують, що фактична площа дотику при русі

незначно відрізняється від площі дотику у нерухомому стані.

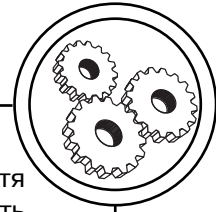
Виконані експерименти доводять, що при середніх значеннях коефіцієнтів тертя та мікрогеометрії поверхні дотичні сили змінюють фактичну площу контакту та кінцевого зближення у межах до 9 %.

У перехідний період від статичного до ковзання (внаслідок ефекту дряпання поверхні на початку ковзання) площі фактичного контакту перерозподіляються і, в першу чергу, тому, що кожна нерівність спирається на деформований ма-

Таблиця 7

Зміни зближень поверхонь тертя при переході від покою до ковзання

Матеріали пар тертя	Нормальне навантаження, Н	Зближення, що визначається експериментально, мкм		Зближення теоретичне, мкм	Коефіцієнт тертя
		статичне	динамічне		
Сталь 40ХН18Т — композит на основі сталі	2	1,3	2,0	2,4	0,32
	4	2,47	2,53	2,8	0,33
	6	3,25	3,62	3,6	0,34
Сталь 40ХН18НТ — композит на основі міді	2	1,81	2,13	2,3	0,30
	4	2,36	2,64	2,7	0,34
	6	2,75	3,19	3,2	0,33



теріал тільки фронтальною (по напрямку руху) ділянкою поверхні. Різке зменшення площі контакту при зсуві обумовлює збільшення зближення між контактуючими парами. По задній (за напрямком руху ковзання) нерівності площа дотику зменшується від $A_r/2$ до нуля, а на фронтальній — збільшується від $A_r/2$ до A_{rg} (A_{rg} — фактична площа контакту в динаміці).

Розрахунки та експерименти довели, що для матеріалів та часу взаємодії, коли можливо знехтувати реологічними ефектами (повзучість) у контакті, середні контактні тиски у статичі і динаміці — рівні, тобто

$$q_{\text{ст}} = q_{\text{мд}} = q_{\text{м}}.$$

Співвідношення між зближенням у статичі та при ковзанні визначається співвідношенням (26).

Для поодинокого індентора:

$$a_d = 2a\sqrt{1+f^2}. \quad (53)$$

Для контакту шорсткої поверхні з гладкою:

$$a_d = a(2\sqrt{1+f^2})^{1/\nu}. \quad (54)$$

Для контакту двох шорстких поверхонь:

$$a_d = a(2\sqrt{1+f^2})^{1/\nu_1+\nu_2}, \quad (55)$$

де a_d — зближення у динаміці; f — коефіцієнт зовнішнього тертя.

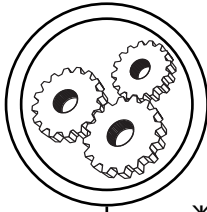
Збільшення зближення у момент зсуву відбувається у супроводі переміщення твердих тіл у тангенціальному напрямку і збільшення сили тертя від нуля до певного максимального зна-

чення, яке дорівнює силі тертя ковзання. Відстань, яку долають тверді тіла у тангенціальному напрямку є попереднім контактним зміщенням. Проте ці дані зі зближення не слід розповсюджувати на випадки дряпання поодинокими алмазними інденторами.

В загальному випадку при переході від спокою до ковзання індентор (чи поодиноким алмазне зерно), що рухається виштовхується з глибини металу до поверхні. Це може бути пояснено двома факторами: деформаційним зміцненням матеріалу перед індентору та течією матеріалу у навали. Це веде до виникнення сили тертя, яка виштовхує індентор, що рухається у заданому напрямку. Експериментами впевнено доведено, що при переході від стану спокою до ковзання алмазний індентор, що набрав певного руху, немов би впливає з гори, а після зупинки — заглиблюється, але не досягає початкової глибини заглиблення, що повністю може бути пояснено обома наведеними факторами (у момент зупинки течія матеріалу у навали — закінчується); підкреслимо, що якби матеріал під індентором не зміцнювався і не було б течії матеріалу, то при тангенційному зсуві втиснутого індентору його площа дотику негайно б зменшилась приблизно вдвічі, що викликало б різке заглиблення індентору у матеріал.

Висновки

На основі проведених теоретико-експериментальних досліджень необхідно зробити наступні висновки:



1. Розглянуто загальні положення формування надтонких процесів взаємодії контактних поверхонь тертя поліграфічних машин, виготовлених з новітніх композитних матеріалів, зокрема на основі синтезу відходів високолегованих інструментальних сталей, а також на основі кольорових матеріалів — міді, алюмінію та нікелю.

2. Запропонована теоретична модель контактної взаємодії гладкої поверхні деталі та шорсткої поверхні алмазно-абразивного бруска з урахуванням дії пружної, пластичної та пружно-пластичної деформацій, які виникають при алмазно-абразивній обробці поверхонь тертя і які розглядаються з початкового моменту занурення у тіло деталі оброблення поодинокого алмазного зерна від стадії здолання стану покою до початку руху ковзання з утворенням напливів та ознаками принципів формування параметрів шорсткості поверхонь контактування.

3. Розроблені математичні моделі, які здатні дати об'єктивну чисельну оцінку тонких явищ контактної взаємодії деталей тертя поліграфічної техніки, що цільово виготовлені зі спеціальних високолегованих композитів, а також принципово сформулювати умови надтонкої алмазно-абразивної обробки

пар тертя з урахуванням загальних положень теорії пластичності, пружності, зносу поверхонь тертя та оптимізації процесів надтонкого алмазно-абразивного оброблення з вимогою забезпечення параметрів якості поверхонь підшипників ковзання високошвидкісної друкарської техніки.

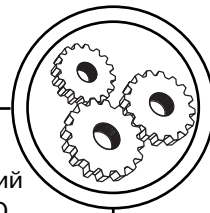
4. Проведено експериментальне дослідження нових композиційних матеріалів, яке підтвердило високе співпадання результатів з теоретичними напрацюваннями з точністю 5–9 %, що є достатньо прийнятним для практичних розрахунків при створенні нових зразків поліграфічної техніки, та її успішним використання у виробничих умовах.

5. Подальші дослідження процесів взаємодії контактних пар «композитна деталь—алмазний брусок фінішного оброблення» доцільно виконувати з всебічним вивченням силових факторів, які виникають у зоні різання алмазних інструментів, та миттєвих контактних температур, які є результатом динамічної дії алмазних зерен, тертя при зрізанні тонкої стружки та пластичного деформування мікрооб'ємів матеріалу від дії складових сил різання у поєднанні з дією одночасно виникаючих миттєвих температур.

Список використаної літератури

1. Патент України № 26862, МПК С22С33/02. Антифрикційний матеріал на основі алюмінію / Роїк Т. А., Гавриш А. П., Киричок П. О., Гавриш О. А. — Оpubл. 10.10.2007, Бюл. № 16.

2. Патент України № 34407, МПК С22С21/02. Композиційний підшипниковий матеріал на основі алюмінію / Роїк Т. А., Гавриш А. П., Холявко В. В., Прохоренко О. М. — Оpubл. 11.08.2008, Бюл. № 15.



3. Патент України № 40139, МПК С22С9/02, 1/05. Антифрикційний композиційний матеріал / Роїк Т. А., Гавриш А. П., Гавриш О. А., Віцюк Ю. Ю., Мельник О. О. — Опубл. 25.03.2009, Бюл. № 6.

4. Патент України № 31545, МПК С22С19/03. Антифрикційний композиційний матеріал на основі нікелю / Роїк Т. А., Гавриш А. П., Гавриш О. А., Холявко В. В., Віцюк Ю. Ю. — Опубл. 10.04.2008., Бюл. № 7.

5. Патент України № 102299, МПК С22С33/02. Антифрикційний матеріал на основі інструментальних сталей / Роїк Т. А., Гавриш А. П., Гавриш О. А., Віцюк Ю. Ю., Киричок П. О. — Опубл. 25.06.2013, Бюл. № 12.

6. Патент України № 60520, МПК С22С33/02. Антифрикційний матеріал на основі сталі / Роїк Т. А., Гавриш А. П., Гавриш О. А., Віцюк Ю. Ю., Мельник О. О. — Опубл. 25.06.2011, Бюл. № 12.

7. Патент України № 41532, МПК С22С33/02. Підшипниковий композиційний матеріал / Роїк Т. А., Гавриш А. П., Гавриш О. А., Віцюк Ю. Ю., Холявко В. В., Мельник О. О. — Опубл. 25.05.2009, Бюл. № 10.

8. 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. — К. : НТУУ «КПІ». — 2012. — № 3. — С. 119–127.

9. Гавриш А. П. Вплив складу інструменту та режимів тонкого алмазного шліфування на шорсткість поверхонь композитних підшипників ковзання поліграфічних машин / А. П. Гавриш, Т. А. Роїк, П. О. Киричок, Ю. Ю. Віцюк // Наукові вісті НТУУ «КПІ». — К. — 2013. — № 5. — С. 75–84.

10. Гавриш А. П. Вплив складу інструменту і режимів тонкого ельборового шліфування на шорсткість поверхонь композитних підшипників ковзання поліграфічних машин / А. П. Гавриш, Т. А. Роїк, П. О. Киричок, О. А. Гавриш, Ю. Ю. Віцюк // Вісник Житомирського технологічного університету. — Житомир. — 2013. — № 3. — С. 51–61.

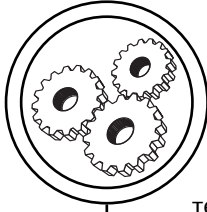
11. А. П. Гавриш Вплив режимів абразивного суперфінішування на якість поверхонь обертання композитних деталей тертя поліграфічних машин / А. П. Гавриш, Т. А. Роїк, П. О. Киричок, Ю. Ю. Віцюк // Проблеми механіки. — Львів : НАН України. — 2013. — № 4. — С. 115–121.

12. Гавриш А. П. Вплив технологічних факторів хонінгування на параметри шорсткості і точності поверхні підшипників ковзання поліграфічних машин / А. П. Гавриш, П. О. Киричок, Т. А. Роїк, Ю. Ю. Віцюк // Международный сборник научных трудов «Прогрессивные технологии и системы машиностроения». — Донецк : ДОННТУ. — 2013. — Вып. 1, 2(45). — С. 35–41.

13. Гавриш А. П. Нові технології фінішного оброблення композиційних підшипників ковзання для жорстких умов експлуатації / А. П. Гавриш, О. О. Мельник, Т. А. Роїк, М. Г. Аскеров, О. А. Гавриш : Монографія. — К. : НТУУ «КПІ». — 2012. — 204 с.

14. Ящерицин П. И. Тонкие доводочные процессы обработки деталей машин и приборов / П. И. Ящерицин, А. Г. Зайцев, А. И. Барбатько. — Минск : Наука и техника. — 1976. — 326 с.

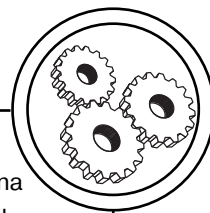
15. Herz H. Uber die Berührung fester elastischer Korper. — Ges. Werke, 1985, 1.



16. Динник А. Н. Избранные труды : В 3-х т. Т1. Удар и сжатие упругих тел. — Киев : Изд-во АН УССР, 1952. — 195 с.
17. Беляев Н. М. Местные напряжения при сжатии упругих тел. В кн. : Инженерные сооружения и строительная механика. — Л., 1924. — С. 47–52.
18. Лурье А. И. Пространственные задачи теории упругости / А. И. Лурье. — М. : Гостехиздат, 1955. — 491 с.
19. Макушин В. М. Деформация и напряженное состояние деталей в местах контакта / В. М. Макушин. — М. : Машгиз, 1952. — 211 с.
20. Поверхностная прочность материалов при трении / Б. И. Костецкий, И. Г. Носовский, А. К. Караулов и др. — Киев : Техніка, 1976. — 291 с.
21. Ишлинский А. Ю. Осесимметричная задача теории пластичности и проба Бринеля / А. Ю. Ишлинский // Прикл. математика и механика. — 1944. — Вып. 3, ч. 201–204.
22. Мощенок В. И. Новые методы определения твердости материалов / В. И. Мощенок : Монография. — Харьков : Харьк. нац. автодор. ун-т. — 2012. — 324 с.
23. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов. 3-е изд. перераб. и доп. В двух частях. Часть вторая. Механические испытания. Конструкционная прочность. — М. : Машиностроение, 1974. — Т. 2. — 368 с.
24. Колмаков А. Г. Методы измерения твердости / А. Г. Колмаков, В. Ф. Терентьев, М. Б. Бакиров. — 2-е изд., перераб. и доп. — М. : Интермет Инжиниринг, 2005. — 150 с.
25. Головин А. Ю. Введение в нанотехнику / А. И. Головин. — М. : Машиностроение, 2007. — 496 с.
26. Трение, изнашивание и смазка : Справочник / Под ред. И. В. Крательского и В. В. Алисина. — М. : Машиностроение, 1978. — ч. 1. — 400 с.
27. Тимошенко С. П. Теория упругости / С. П. Тимошенко, Дж. Гудьер. — М. : Наука, 1979. — 560 с.
28. Рыжов Э. В. Контактная жесткость деталей машин / Э. В. Рыжов. — М. : Машиностроение, 1966. — 194 с.

References

1. Patent Ukrainy № 26862, MPK S22S33/02. Antyfraktsiynyi material na osnovi aliuminiiu / Roik T. A., Havrysh A. P., Kyrychok P. O., Havrysh O. A. — Opubl. 10.10.2007, Biul. № 16.
2. Patent Ukrainy № 34407, MPK S22S21/02. Kompozytsiynyi pidshypnykovyi material na osnovi aliuminiiu / Roik T. A., Havrysh A. P., Kholiavko V. V., Prokhorenko O. M. — Opubl. 11.08.2008, Biul. № 15.
3. Patent Ukrainy № 40139, MPK S22S9/02, 1/05. Antyfraktsiynyi kompozytsiynyi material / Roik T. A., Havrysh A. P., Havrysh O. A., Vitsiuk Iu. Iu., Melnyk O. O. — Opubl. 25.03.2009, Biul. № 6.
4. Patent Ukrainy № 31545, MPK S22S19/03. Antyfraktsiynyi kompozytsiynyi material na osnovi nikeliu / Roik T. A., Havrysh A. P., Havrysh O. A., Kholiavko V. V., Vitsiuk Iu. Iu. — Opubl. 10.04.2008., Biul. № 7.
5. Patent Ukrainy № 102299, MPK S22S33/02. Antyfraktsiynyi material na osnovi instrumentalnykh stalei / Roik T. A., Havrysh A. P., Havrysh O. A., Vitsiuk Iu. Iu., Kyrychok P. O. — Opubl. 25.06.2013, Biul. № 12.



6. Patent Ukrainy № 60520, MPK S22S33/02. Antyfryktsiyni material na osnovi stali / Roik T. A., Havrysh A. P., Havrysh O. A., Vitsiuk Iu. Iu., Melnyk O. O. — Opubl. 25.06.2011, Biul. № 12.

7. Patent Ukrainy № 41532, MPK S22S33/02. Pidshypnykovyi kompozytsiyni material / Roik T. A., Havrysh A. P., Havrysh O. A., Vitsiuk Iu. Iu., Kholiavko V. V., Melnyk O. O. — Opubl. 25.05.2009, Biul. № 10.

8. Havrysh A. P. Vplyv abrazyvnoho instrumentu na shorstkist poverkhon kompozytnykh pidshypnykiv polihrafichnoi tekhniky pry tonkomu shlifuvanni / A. P. Havrysh, A. V. Shevchuk, T. A. Roik, V. A. Kovalov, Iu. Iu. Vitsiuk // Tekhnolohiia i tekhnika drukarstva. — K. : NTUU «KPI». — 2012. — № 3. — S. 119–127.

9. Havrysh A. P. Vplyv skladu instrumentu ta rezhymiv tonkoho almaznoho shlifuvannia na shorstkist poverkhon kompozytnykh pidshypnykiv kovzannia polihrafichnykh mashyn / A. P. Havrysh, T. A. Roik, P. O. Kyrychok, Iu. Iu. Vitsiuk // Naukovi visti NTUU «KPI». — K. — 2013. — № 5. — S. 75–84.

10. Havrysh A. P. Vplyv skladu instrumentu i rezhymiv tonkoho elborovoho shlifuvannia na shorstkist poverkhon kompozytnykh pidshypnykiv kovzannia polihrafichnykh mashyn / A. P. Havrysh, T. A. Roik, P. O. Kyrychok, O. A. Havrysh, Iu. Iu. Vitsiuk // Visnyk Zhytomyrskoho tekhnolohichnoho universytetu. — Zhytomyr. — 2013. — № 3. — S. 51–61.

11. A. P. Havrysh Vplyv rezhymiv abrazyvnoho superfinishuvannia na yakist poverkhon obertannia kompozytnykh detalei tertia polihrafichnykh mashyn / A. P. Havrysh, T. A. Roik, P. O. Kyrychok, Iu. Iu. Vitsiuk // Problemy mekhaniky. — Lviv : NAN Ukrainy. — 2013. — № 4. — S. 115–121.

12. Havrysh A. P. Vplyv tekhnolohichnykh faktoriv khoninhuvannia na parametry shorstkosti i tochnosti poverkhni pidshypnykiv kovzannia polihrafichnykh mashyn / A. P. Havrysh, P. O. Kyrychok, T. A. Roik, Iu. Iu. Vitsiuk // Mezhdunarodnyj sbornik nauchnykh trudov «Progressivnye tehnologii i sistemy mashinostroeniia». — Doneck : DONNTU. — 2013. — Vyp. 1, 2(45). — S. 35–41.

13. Havrysh A. P. Novi tekhnolohii finishnoho obroblennia kompozytsiinykh pidshypnykiv kovzannia dlia zhorstkykh umov ekspluatatsii / A. P. Havrysh, O. O. Melnyk, T. A. Roik, M. H. Askerov, O. A. Havrysh : Monohrafiia. — K. : NTUU «KPI». — 2012. — 204 s.

14. Jashhericin P. I. Tonkie dovodochnye processy obrabotki detalej mashin i priborov / P. I. Jashhericin, A. G. Zajcev, A. I. Barbat'ko. — Minsk : Nauka i tekhnika. — 1976. — 326 s.

15. Herz H. Uber die Beruhung fester elastischer Korper. — Ges. Werke, 1985, 1.

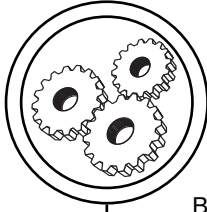
16. Dinnik A. N. Izbrannye trudy : V 3-h t. T1. Udar i szhatie uprugih tel. — Kiev : Izd-vo AN USSR, 1952. — 195 s.

17. Beljaev N. M. Mestnye naprjazhenija pri szhatii uprugih tel. V kn. : Inzhenernye sooruzhenija i stroitel'naja mehanika. — L., 1924. — S. 47–52.

18. Lur'e A. I. Prostranstvennye zadachi teorii upru gosti / A. I. Lur'e. — M. : Gostehizdat, 1955. — 491 s.

19. Makushin V. M. Deformacija i naprjazhennoe sostojanie detalej v mestah kontakta / V. M. Makushin. — M. : Mashgiz, 1952. — 211 s.

20. Poverhnostnaja prochnost' materialov pri trenii / B. I. Kosteckij, I. G. Nosovskij, A. K. Karaulov i dr. — Kiev : Tehnika, 1976. — 291 s.



21. Ishlinskij A. Ju. Osesimetrchnaja zadacha teorii plastichnosti i proba Brinelja / A. Ju. Ishlinskij // Prikl. matematika i mehanika. — 1944. — Vyp. 3, ch. 201–204.
22. Moshhenok V. I. Novye metody opredelenija tverdosti materialov / V. I. Moshhenok : Monografija. — Har'kov : Har'k. nac. avtodor. un-t. — 2012. — 324 s.
23. Fridman Ja. B. Mehanicheskie svojstva metallov. 3-e izd. pererab. i dop. V dvuh chastjah. Chast' vtoraja. Mehanicheskie ispytaniya. Konstrukcionnaja prochnost'. — M. : Mashinostroenie, 1974. — T. 2. — 368 s.
24. Kolmakov A. G. Metody izmerenija tverdosti / A. G. Kolmakov, V. F. Terent'ev, M. B. Bakirov. — 2-e izd., pererab. i dop. — M. : Internet Inzhiniring, 2005. — 150 s.
25. Golovin A. Ju. Vvedenie v nanotekhniku / A. I. Golovin. — M. : Mashinostroenie, 2007. — 496 s.
26. Trenie, iznashivanie i smazka : Spravochnik / Pod red. I. V. Kratel'skogo i V. V. Alisina. — M. : Mashinostroenie, 1978. — ch. 1. — 400 s.
27. Timoshenko S. P. Teorija uprugosti / S. P. Timoshenko, Dzh. Gud'er. — M. : Nauka, 1979. — 560 s.
28. Ryzhov Je. V. Kontaktnaja zhestkost' detalej mashin / Je. V. Ryzhov. — M. : Mashinostroenie, 1966. — 194 s.

В статье приведены результаты теоретико-экспериментального исследования взаимодействия алмазно-абразивного бруска и поверхности обработки подшипников скольжения полиграфических машин при хонинговании. Созданы математические модели для практических расчетов.

Ключевые слова: контактное взаимодействие, алмазно-абразивный брусок, площадь контакта, напряжение сжатия, детали трения, композитные материалы, полиграфические машины.

In a paper the theoretical experimental research results of interaction the diamond-abrasive hone and sliding bearings' surface at honing-process have been presented. The mathematical simulations for practical calculations have been developed.

Keywords: contact interaction, diamond-abrasive hone, contact area, pressure tensions, friction parts, composite materials, printing machines.

Рецензент — О. М. Величко, д.т.н.,
професор, НТУУ «КПІ»

Надійшла до редакції 23.12.13