ФІЗИКА І ХІМІЯ ТВЕРДОГО ТІЛА
Т. 5, № 3 (2005) С. 508-514

PHYSICS AND CHEMISTRY OF SOLID STATE
V. 5, № 3 (2005) P. 508-514

УДК 621.892.8:061.3

ISSN 1729-4428

Г.О. Сіренко, О.В. Кузишин

Зношування твердих тіл при наявності на їх поверхнях наноплівок мастильних матеріалів: оцінка гідродинамічних ефектів та розрахунок товщини плівки

Прикарпатський національний університет імені Василя Стефаника,
вул. Шевченка, 57, м. Івано-Франківськ, 76000, Україна

Розглянуто методи визначення гідродинамічних ефектів і розрахунку товщини мастильної наноплівки при контакті поверхонь твердих тіл.

Ключові слова: граничне тертя, гідродинамічний ефект, суміжна поверхня, в'язкість, мастильна плівка, коефіцієнт стисливості.

Стаття поступила до редакції 17.05.2005; прийнята до друку 30.05.2005.

Вступ

Проблемою при вивченні процесів тертя та зношування, розробки вузлів тертя, прогнозування їх роботоздатності є методи розрахунків товщини масляної плівки на суміжних поверхнях. Труднощі у рішенні проблеми значно зростають при переході від низьконавантажених і малошвидкісних вузлів тертя до тяжконавантажених і високошвидкісних, так як в таких вузлах тертя виникають високі і надвисокі тиски, швидкості зсуву і градієнти температур [1].

При цьому треба врахувати, що товщини мастильних плівок визначаються за фізико-хімічними і реологічними характеристиками вихідних мастильних матеріалів. Ці характеристики, що отримані на віскозиметрах та інших приладах у звичайних умовах, значно відрізняються від характеристик, що реально мають місце при контакті твердих тіл [1]. Результати експерименту при дослідженні навантажувальної здатності та зношування металополімерних та метал-металевих пар тертя при наявності на їх поверхнях тонких мастильних плівок не мають достатньої інформації для прогнозування працездатності вузлів тертя без урахування гідродинамічних ефектів, які виникають на окремих ділянках поверхонь тертя. Можна припустити, що на поверхнях твердих тіл у залежності від властивостей мінеральних та синтетичних олив, режимів тертя і температури виникає стан мастильних плівок від граничного до еластогідродинамічного та гідродинамічного, так і перехідних режимів тертя. Стан самих плівок при високих навантаженнях – від квазітвердого до правдиво твердого стану [1].

Метою даної роботи є удосконалення критеріїв гідродинамічних ефектів, пошук методів розрахунків товщини мастильних плівок та створення для цих характерних умов показників зношування твердих тіл при наявності на їх поверхнях наноплівок мастильних матеріалів.

I. Експериментальна частина

Висока чутливість точкового контакту до процесів, що виникають і супроводжують тертя та зношування [2], спонукала вибрати для дослідження схему контакту суміжних поверхонь «сфера-площина».

1. Трипальчикова машина тертя (рис. 1) [2,3] мала три циліндричних пальця діаметром 10±0,1 мм і висотою 15±0,05 мм зі сферичною кінцівкою радіусом r_c =6,35 мм, що отримана фасонним різаком на токарному верстаті, які ковзали торцями по поверхні сталі 40Х (НВ 5,14 ГПа; Ra_0 =0,3±0,05 мкм) при швидкості ν=0,42 м/с на ділянці шляху тертя 50 км. Полімерні зразки – пальці були виконані з ароматичного поліаміду фенілон С-2 (продукт поліконденсації метафенілендіаміну і дихлорангідридів ізофталевої (60%) та терефталевої (40%) кислот). [4]. Вихідний фенілон С-2 мав такі властивості [4]: ρ=1335±5кг/м^3 – густина; σ_p= 130±6 МПа, $\sigma_{зг}$ =200±20 МПа, σ_c =230±10 МПа – міцності при розтягуванні, згині і стиску відповідно; E_c=3160±30 МПа – модуль пружності при стиску; А=52±5 кДж/м^2 – питома ударна в'язкість; НВ= 240±5МПа – твердість за Бринеллем; $T_в$ = 550±1 К – теплостійкість за Віка; $T_{кр}$ = 193±1 К –температура

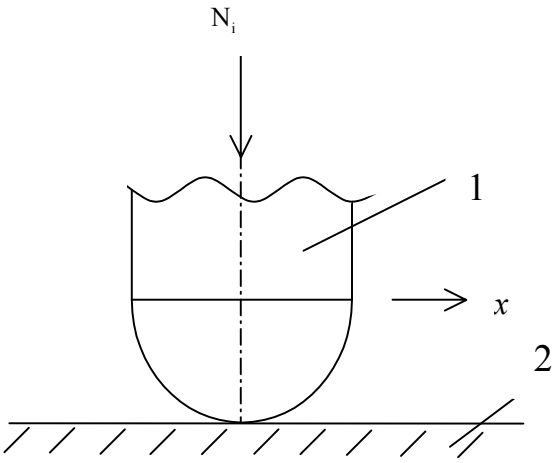

Рис. 1. Схема фрикційних випробувань «сфера-площина»: 1 – палець з сферичною кінцівкою; 2 – площина контртіла

крихкості; $T_м$= 551±1 К – температура початку м'якшення; $T_т$= 618 К – температура початку топлення; α=(3,5-3,9)·10^{-5} $К^{-1}$ – коефіцієнт лінійного термічного розширення; λ=0,28±0,02Вт/(м·К) – коефіцієнт теплопровідності.

Зразки отримували за технологією переробки ароматичних поліамідів [4,5].

2. Контртіло зі сталі 40Х було виконано у вигляді тіла діаметром 60 мм і висотою 45 мм з порожниною, в якій були розміщені термічні елементи. В процесі експерименту температура поверхні контртіла становила 423±5 К, яка була виміряна на відстані ~1,5-2 мм від поверхні зони тертя.

3. За схемою навантаження сфера полімеру-площина сталі питомі навантаження змінювалися від начального тиску $p_0 \approx HB_y$ (де HB_y – пружна твердість полімеру) [6] до тиску p_K.

4. Обмежена витрата мастильного матеріалу – авіаційної оливи МС-20 – становили m_0=1-10% від номінальної m_H, яка розраховувалася для всієї поверхні тертя контртіла за нормами номінальної витрати для мащення поршневих ущільнень компресорів високого тиску за формулою [7]:

$$m_H = F \cdot g = 2\pi D_ц L n \tau g\,, \qquad (1)$$

де m_H – номінальна витрата оливи;

$D_ц$ – діаметр дзеркала циліндра або штока компресора;

F – описана поверхня циліндра або штока;

L – довжина поверхні тертя;

n – частота обертів вала компресора;

τ – час, за який розраховується необхідна кількість мастила;

g – питома витрата мастила [7].

5. Питомий знос визначали за формулою:

$$I_N = \frac{\Delta V_{ij}}{N_i}\left[мм^3 / Н \right], \qquad (2)$$

де ΔV_{ij} – об'єм зносу i-го зразка, визначеного за діаметром плями зносу на j-ділянці тертя;

N_i – нормальне навантаження на i-зразок.

II. Оцінка гідродинамічних ефектів

1. В умовах мащення при швидкостях порядку $\upsilon \geq 0{,}1\, м/с$ певна частина навантаження урівноважена за рахунок гідродинамічних ефектів, що виникають у тонких шарах мастила [6,8], а при $\upsilon < 0{,}1\, м/с$, ця частка значно зменшується [9]. Гідродинамічний характер тертя на окремих ділянках суміжних поверхонь дає можливість використати метод аналізу розмінностей.

Для оцінки гідродинамічних ефектів використовують такі критерії:

Зоммерфельда [10] $S_m = \dfrac{\eta_0 \upsilon}{p d^*}$, (3)

Тейбора [11] $\Psi_1 = \alpha \cdot HB$, (4)

Тейбора [11] $\Psi_2 = \dfrac{\eta_0 \upsilon \cdot r_c}{N_i}$, (5)

Ланкастера [12,13] $S_h = \dfrac{\eta_0 \upsilon \left(d^*\right)^3}{N_i}$ ($м^2$), (6)

Сіренка [14] $S_c = \dfrac{\eta_0 \upsilon d_i^3}{N_i K}$ (Н), (7)

де η_0 – динамічна в'язкість мастильної рідини при нормальному тиску і температурі 293 К, $(Н \cdot с)/м^2$ або МПа·с;

υ – лінійна швидкість ковзання, кочення чи обертання, $м/с$;

p – номінальний тиск на елемент поверхні контакту в процесі зношування, $Н/м^2$;

d^* – характеристичний лінійний розмір поверхні тертя, *м*;

α – п'єзокоефіцієнт в'язкості, $МПа^{-1}$;

HB - твердість металу поверхні тертя, *МПа*;

r_c – радіус кривини робочого тіла, *м*;

N_i – нормальне навантаження на один зразок, Н;

d_i – діаметр плями зносу сферичного або циліндричного зразка, *м*;

K – коефіцієнт стисливості мастильної рідини при нормальному тиску і температурі 293 К, $м^2/Н$.

2. Ці критерії не враховують багатопараметричну залежність в'язкості і коефіцієнта стисливості мастила від тиску, температури, швидкості ковзання, кочення або обертання і вихідної в'язкості (при нормальному тиску і температурі 293 К), тому є правдивими залежності:

$$\eta^* = \eta\left(p, T, \upsilon, \eta_0\right), \qquad (8)$$

$$K^* = K\left(p, T, \eta_0\right). \qquad (9)$$

Як показано в [14,15] тертя та зношування полімерів сильно залежать не тільки від в'язкості, але й стисливості мастил.

Введемо η^* і K^* в (7):

$$S_c^* = \frac{\eta^* \upsilon \cdot d_i^3}{N_i K^*} \text{ [Н]}. \qquad (10)$$

3. У випадку адіабатного мащення, малої зміни температури від тертя і при $T, \upsilon = const$ (зовнішні фактори) для визначеної схеми контакту вираз (10) запишемо у вигляді:

$$S_c^* = \frac{\eta_{0t} \exp(\alpha \cdot p) \upsilon \cdot d_i^3}{N_i K_{ад}^*}, \qquad (11)$$

де η_{0t} – динамічна в'язкість при температурі випробувань Т;

$K_{ад}^*$ – адіабатний коефіцієнт стисливості.

Коефіцієнт адіабатної стисливості розраховується за вимірюванням швидкості розповсюдження звуку в рідинах при температурі Т [14, 15]. Ці дані відносяться до стисливості при нормальному тиску і температурі поверхні тертя Т.

Залежність адіабатичної стисливості $K_{ад.}$ рідин від тиску можна розрахувати за формулою:

$$K_{ад}^* = \frac{c_V \Delta V^*}{c_p V_0^* \Delta p}, \qquad (12)$$

де c_V, c_p - ізохорна і ізобарна теплоємності;

$\Delta V^* / V_0^*$ – відносне об'ємне стискання рідини [16].

4. Для ізотермічного мащення в рівнянні (11) необхідно перейти до ізотермічного коефіцієнта стисливості $K_{ізт.}^*$, враховуючи що

$$K_{ізт.}^* \approx (1,2 - 1,3) K_{ад.}^* \text{ [16]}. \qquad (13)$$

За [24] адекватний опис експериментальної ізотермічної залежності η(p) необхідний поліном третього ступеня, але при певних умовах автори пропонують обмежитися емпіричним рівнянням з константами k_1 і l_1:

$$\eta_p = \eta_0 \exp\left(\frac{k_1 p}{1 + l_1 p}\right).$$

П'єзокоефіцієнт в'язкості рідин у загальному випадку визначається за рівнянням:

$$\alpha^* = \alpha(p, T, \upsilon, \eta_0). \qquad (14)$$

Для його розрахунку використали дані робіт [1,17-19] та емпіричну формулу [20].

III. Методи розрахунку товщини мастильної плівки для контакту «сфера-площина»

1. Для контакту «сфера-площина» початковий гідродинамічний ефект буде визначатися пружними властивостями суміжних поверхонь (герцівський контакт), а гідродинамічний ефект – за S_{c0}^* (10). При зношуванні площадка плями контакту сфери різко зростає при збільшенні шляху (часу) тертя за нелінійним законом і при досягненні критичного значення $d_{кр.}$ подальше зношування мало змінює S_{cK}^*.

Утворена при цьому площадка спроможна нести навантаження при мінімальному зносі [21]:

$$N_i = \frac{0,07 \eta_{0t} \upsilon \cdot d_{кр}^2}{h_{кр}^2}, \qquad (15)$$

де $h_{кр}$ - критична товщина мастильної плівки, після появи якої, на окремих ділянках контакту суміжних поверхонь виникає пружно-гідродинамічний режим мащення.

2. Використовуючи співвідношення [22], запишемо:

$$d_{кр.} = k \left(N_i / \eta_{0t} \upsilon \right)^{1/3}, \qquad (16)$$

звідки знайдемо

$$d_{кр.} = 2,73 h_{кр.}^{2/3} \left(N_i / \eta_{0t} \upsilon \right)^{1/3}, \qquad (17)$$

звідки

$$h_{кр.} = \left(\frac{S_h}{20,3465} \right)^{1/2}, \qquad (18)$$

що дозволяє легко перейти до виразу з використанням S_{c0}^* і S_{cK}^*.

3. При 1%-вій витраті авіаційної оливи МС-20, температурі поверхні 423 ± 2 К (~ 1,5-2 мм від поверхні), швидкості ковзання ν=0,42 м/с і нормальних навантаженнях $N_{i1} = 350$Н і $N_{i2} = 200$Н за схемою випробувань «сфера-площина» вивчали зміни зведеного зносу I_N ароматичного поліаміду фенілон С-2, питомого навантаження p і критеріїв гідродинамічних ефектів S_m, S_h, S_c, при ковзанні по сталі 40Х (НВ 5,14 ГПа; $R_{a0} = 0,3 \pm 0,05$мкм) на шляху тертя 50 км.

За результатами (рис. 2) видно, що, по мірі зростання шляху тертя (збільшення плями зносу) тиск падає (крива 2), гідродинамічні ефекти S_m (крива 3), S_h (крива 4), S_c (крива 5) зростають, а (крива 6) спадає, питомий знос (крива 1) зростає. Критерій Тейбора Ψ_2, придатний у цій схемі контакту для оцінки стану мастильної плівки на початку ковзання, при навантаженні $N_i = 350$Н дорівнює $4,1 \cdot 10^{-8}$, а при $N_i = 200$Н – $7 \cdot 10^{-8}$. Значення S_m S_h і S_c змінюються повільно, що не дозволяє надійно визначити критичний діаметр плями зносу, а за допомогою визначений $d_{кр.}$ відповідає шляху тертя ~10 км.

4. Розрахунки за (18) для $S_1 = 10$км дали такі результати: $h_{кр}$=166 нм і 168 нм для $N_i = 350$Н і $N_i = 200$Н відповідно, при цьому $S_h = 5,7 \cdot 10^{-13}$ м^2, що, згідно даних [12,13] для $R_{a_0} = 0,3$мкм, знаходиться нижче границі $\left(S_h \approx 8 \cdot 10^{-13} - 1 \cdot 10^{-12} \text{ м}^2\right)$ різкого зниження зносу і коефіцієнта тертя як результату визначальної дії гідродинамічних ефектів.

Як видно з рис. 2, змінюється від

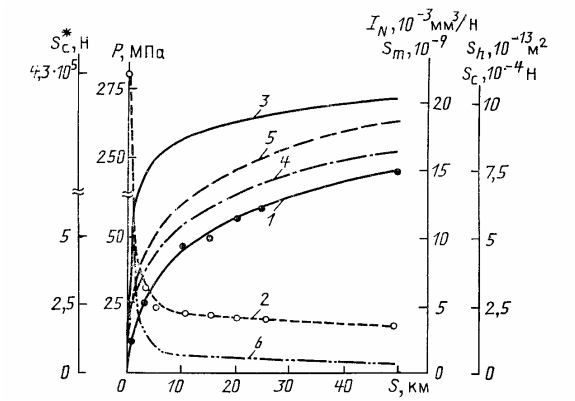

Рис. 2. Зміна приведеного зносу I_N (1), питомого навантаження *p* (2) і критеріїв гідродинамічних ефектів S_m (3), S_h (4), S_c (5), S_c^* (6) при ковзанні зразка ароматичного поліаміду по сталі 40Х при 1% витраті авіаційної оливи МС-20 ($N_i = 350$Н) від шляху тертя

$4,3\cdot10^5$ Н ($S_0 = 0$км) до $6,3\cdot10^{-1}$ Н ($S_1 = 10$км) і $3,5\cdot10^{-1}$ Н ($S_2 = 50$км) при $N_i = 350$Н . Розрахована за товщина мастильної плівки змінюється від $h_{01} = 25$ нм ($S_0 = 0$км) до $h_{к1} = 201$ нм ($S_2 = 50$км) під час дії $N_i = 350$Н і від $h_{02} = 21,8$ нм($S_0 = 0$км) до $h_{к2} = 206$ нм ($S_2 = 50$км) під час дії $N_i = 200$Н .

5. Контактно-гідродинамічна теорія ізотермічного мащення дає таку формулу для розрахунку безрозмірній товщини мастильного шару в зосередженій контактній зоні твердих тіл [23]:

$$\frac{h_0}{R'} = a\left[\frac{\eta_0\alpha\left(\upsilon_1+\upsilon_2\right)}{R'}\right]^b\left(\frac{p_0}{E'}\right)^c, \qquad (19)$$

де h_0 – товщина мастильної плівки в теоретичному центрі контакту;

R′ – приведений радіус кривини контактуючих поверхонь;

E′ – приведений модуль Юнга контактуючих поверхонь;

p_0 – максимальний тиск за Герцем на початку тертя та максимальний тиск, що припадає на площадку зносу в кінці тертя;

υ_1, υ_2 – швидкість руху контактуючих поверхонь;

b, c – показники, що визначають товщину мастильної плівки від безрозмірних параметрів швидкості і тиску;

a – коефіцієнт;

η_0 – динамічна в'язкість мастильного матеріалу при атмосферному тиску і температурі 293К;

α – п'єзокоефіцієнт в'язкості [МПа$^{-1}$].

Показники b, c та коефіцієнт *a* вважають [1] невідомими, тому що різні автори наводять розрізнені дані. Автор [1] отримав їх значення за результатами обробки експериментальних даних інтерференційних екстремумів.

У зв'язку з невизначеністю реологічних характеристик мастильних матеріалів η_0 і α при високих тисках і некімнатних температурах в роботі [1] введено відновлений реологічний параметр мастила Θ_0, об'єднаний з *a*:

$$\Theta_0' = a\left(\eta_0\alpha\right)^b, \qquad (20)$$

де добуток $\Theta_0 = \left(\eta_0\alpha\right)$ визначає товщину мастильної плівки і має розмірність [с].

Тоді (19) можна представити у вигляді:

$$h_0 = R'\Theta_0'\left(\frac{\upsilon_1+\upsilon_2}{R'}\right)^b\left(\frac{p_0}{E'}\right)^c. \qquad (21)$$

Автором [1] показано, що між b, c і *a* існує кореляційний зв'язок, наприклад для авіаційної оливи МС-20 (за експериментальними даними):

$$a = 4,76\left(b\right)^{10}\left|c_1\right|^{-1,1}. \qquad (22)$$

Тоді (21) можна представити у вигляді:

$$h_0 = 4,76R'\left(b\right)^{10}\left|c_1\right|^{-1,1}\left[\frac{\eta_0\alpha\left(\upsilon_1+\upsilon_2\right)}{R'}\right]^b\times\left(\frac{p_0}{E'}\right). \qquad (23)$$

Для схеми контакту «сфера-площина» пари тертя «полімер-метал» (23) можна представити у вигляді:

$$h_0 = 4,76r_c\left(b\right)^{10}\left|c_1\right|^{-1,1}\left(\frac{\Theta_0\upsilon}{r_c}\right)^b\left(\frac{p_0}{E'}\right)^{c_1}, \qquad (24)$$

де r_c – радіус сфери кінцівки полімерного зразка;

Θ – відновлений реологічний параметр мастильної плівки:

$$\Theta_0 = 4,76b^{10}\left|c_1\right|^{-1,1}\left(\eta_0\cdot\alpha\right)^b. \qquad (25)$$

Для авіаційної оливи МС-20 і температури випробувань 423 К автор [1] наводить такі дані: b=0,67; c_1=–0,24, а параметр $\Theta_0\left(150^0\right) = 1,687\cdot10^{-10}$ с знайдений за апроксимацією:

$$\Theta_0\left(t\right) = M_0\exp\left(\frac{D_0}{t-t_0}\right), \qquad (26)$$

де M_0=1,44·10^{-11} [с] – значення реологічного параметра ($\eta_0\alpha$) при надвисоких температурах (так при t=500ºС Θ_0=3,454·10^{-11} с, а при t=5000ºС Θ_0=1,582·10^{-11} с);

D_0=475 [ºС] – максимальна практична температура (Θ_0(475 º)=3,6·10^{-11} с);

t_0= –43[ºС] – температура, при якій весь мастильний шар можна рахувати квазітвердим тілом.

Температура t_0= –43ºС лежить на температурній шкалі нижче $t_{заст.}$= –18 ºС – температури застигання оливи МС-20. Таким чином, $\left|t_0 - t_{заст.}\right|$=25 ºС, що відповідає [24].

На рис. 3 приведена залежність реологічного параметру Θ_0 від температури t за рівнянням (26). Як видно з рис.3, при t≥300 ºС реологічний параметр майже не змінюється: Θ_0 (300º)=5,75·10^{-11} с; Θ_0 (400º)=4,21·10^{-11} с; Θ_0 (475º)=3,60·10^{-11} с, а між t= –18 ºС і –43 ºС реологічний параметр Θ_0 змінюється на кілька порядків: Θ_0 (–18º)=2,57·10^{-3} с; Θ_0 (–28,1º)= 1·10^3 с; Θ_0 (–40º)=8,35·10^{57} с; Θ_0 (–42,897º)=1·10^{2000} с, тобто при t= –43ºС $\Theta_0 \to\infty$. Таким чином, можна стверджувати, що в цьому проміжку мастильна плівка знаходиться в перехідних

формах квазітвердого тіла.

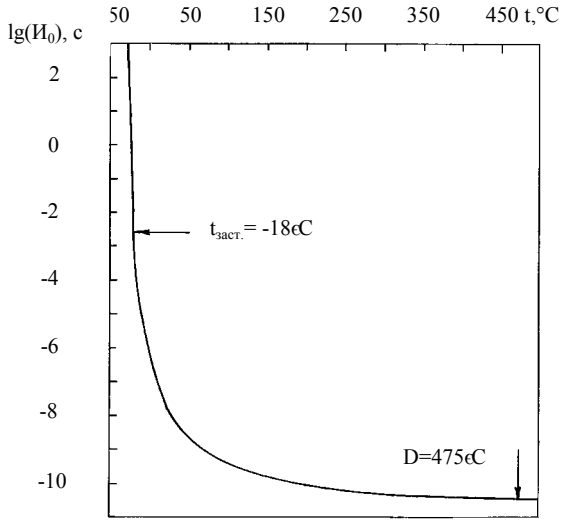

Рис. 3. Залежність логарифму реологічного параметру Θ_0[с] від температури t [ºC].

Перевіримо розрахунки (18) за формулою [24] (тут тиск $p_{01} \approx HB_y$, а далі тиск p_k розраховується за $d_з$).

За співвідношенням (24) товщина мастильної плівки при $S_0 = 0$км дорівнює $h_0 = 23,4$нм, що відрізняє значення h_0, що отримане за (18), на 6,84% при $N_i = 350$Н і на 9,66% при $N_i = 200$Н.

6. Знайдемо $h_{кр.}$, переходячи до рівняння

$$h_{кр.} = 4,76 d_{кр.} (b)^{10} \left| c_1 \right|^{-1,1} \left(\frac{\eta_{0t} \upsilon}{\alpha^* d_{кр.}} \right)^b \times \left(\frac{p_{kj}}{E'} \right)^{c_1} \qquad (27)$$

в якому врахуємо залежність $\alpha'^* = \alpha(p, T, \upsilon, \eta_0)$, де α'^* - п'єзокоефіцієнт в'язкості в МПа, через апроксимацію:

$$\alpha'^* = \alpha' (b' + \nu_{0t})^{c_1'} p^{m_1'} \upsilon^{n'}, \qquad (28)$$

де α'=0,497; b'=19,7; c_1'=0,15; m_1'=0,51; n'=0,19 [17];

ν_{0t} – кінематична в'язкість при T=423 К.

Розрахунки за (27) для начальних умов $d = d_Г$, де $d_Г = d_0$ – діаметр плями за Герцем, дали такі результати: $h_{01} = 23,7$нм, що відрізняє від h_{01}, отриманого за (18), на 5,49% під час дії $N_i = 350$Н і на 8,14% під час дії $N_i = 200$Н. Розрахунки $h_{кр.}$ за (27) дали такі результати: 180 *нм* під час дії $N_i = 200$Н, що відрізняє розрахунок $h_{кр.}$ за (24) на 6,67%, і 170 *мкм* під час дії $N_i = 350$Н, що відрізняє розрахунок $h_{кр.}$ за (24) на 2,35%.

Таким чином, формула (18) для розрахунку товщини мастильної плівки найшла підтвердження в контактно-гідродинамічній теорії і тому її можна використовути у подальших розрахунках з високою надійністю.

7. Для мінімізації гідродинамічних ефектів і підтримання граничних навантажень на початку і в кінці тертя необхідно виконання умов [25]:

$$\left. \begin{array}{l} h < h_{кр.}; \\ p \le \frac{1}{3} HB_y, \end{array} \right\} \qquad (29)$$

що досягається при малій швидкості, високому навантаженні та обмеженому мащенні.

8. Якщо пружно-гідродинамічна плівка мастила утворюється при товщині більше 100-200 нм [26], то перехід до граничного тертя відбувається при товщині менше 10 нм [27], що можливо під час утворення щільно упакованого мономолекулярного шару мастила. Наприклад, за даними [28] товщина мономолекулярного шару, що утворюється зі стеаринової кислоти на рівній поверхні дорівнює 3нм, а з 3-*n*-крезилфосфату – 1,2 нм, так що граничне тертя можливе при утворенні полімолекулярного шару з ~3 молекул стеаринової кислоти та ~8 молекул 3-*n*-крезилфосфату (при умові їх прямовисної позиції на поверхні твердого тіла).

Таким чином, під час обрання схеми контакту «сфера-площина» тонка мастильна наноплівка на суміжних поверхнях буде знаходитися в граничному або перехідному від граничного до пружно-гідродинамічного режимах тертя:

$$10 \text{ нм} < h < h_{кр.} < R_{a0}.$$

Для останнього режиму гідродинамічні ефекти будуть мінімізовані, що дозволяє виявити вплив полімерної матриці, наповнювачів і мастильного середовища на зносостійкість пари «полімер-метал» або «композит-метал».При цьому треба врахувати, що товщина мастильної плівки залежить від швидкості ковзання, кочення, обертання, а також оливного «голодування» контактної пари або спеціально створеного обмеженого мащення [29].

Висновки

1. У формули для визначення гідродинамічних ефектів при терті твердих тіл і наявності на їх поверхнях плівок мастильних матеріалів введено коефіцієнт стисливості рідин і врахована багатопараметрична залежність в'язкості, п'єзокоефіцієнту в'язкості та коефіцієнту стисливості від тиску, температури, вихідної в'язкості при нормальних умовах та швидкості руху суміжних поверхонь.

2. Знайдено вираз для розрахунку товщини мастильних плівок через гідродинамічні ефекти і за допомогою формул контактно-гідродинамічної теорії доведено, що обидва методи розрахунку збігаються в межах 2,35-9,66%.

3. На прикладі контакту термостійкого полімеру ароматичного поліаміду зі сталлю при 1-10% обмеженому мащенню мінеральним маслом показано, що мастильні плівки на суміжних поверхнях мають нанорозміри.

4. Доведено, що в контакті «сфера-площина» при

змінному високому навантаженні і обмеженому мащенні мастильна наноплівка знаходиться у перехідному режимі від граничного тертя до пружно-гідродинамічного. При певних умовах (низька температура, високий тиск тощо) мастильні наноплівки знаходяться у квазітвердому стані.

Сіренко Г.О. – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри теоретичної та прикладної хімії;
Кузишин О.В. – аспірант кафедри теоретичної та прикладної хімії.

[1] Д.Л. Бакашвили, Т.В. Имерлишвили, Г.Р. Чхаидзе и др. Восстановление реологических параметров смазочных материалов по результатам измерений толщины смазочной пленки в упругогидродинамическом контакте // Трение и износ, 7 (5), сс.852-858 (1986).
[2] Г.О. Сіренко. *Створення антифрикційних композитних матеріалів на основі порошків термотривких полімерів та вуглецевих волокон.* Дис… доктора техн. наук: 05.16.06, Ін-т проблем матеріалознавства ім. І.М.Францевича НАНУ, К., 431с. (1997).
[3] Р.В. Гриневич, В.В. Цасюк, А.С. Смирнов. *Специализированные машины трения //* Применение полимерных материалов. Картя Молдовеняскэ, Кишинев, сс. 33-36 (1975).
[4] Л.Б. Соколов, В.Д. Герасимов, В.М. Савинов, В.К. Беляков. Термостойкие ароматические полиамиды. Химия, М., 256с. (1975).
[5] Г.О. Сіренко, Л.Я. Мідак. Вплив технологічних параметрів на антифрикційні властивості композиційного матеріалу на основі ароматичного поліаміду // *Полімерний журнал*, **26**(2), сс.128-138 (2004).
[6] С.Б. Айнбиндер, Э.Л. Тюнина. *Введение в теорию трения полимеров.* Зинантне, Рига. (1978).
[7] Ю.А. Видякин, Е.Б. Доброклонский, Т.Ф. Кондратьева. *Оппозитные компрессоры*. Машиностроение, Л., (1979).
[8] Ю.А. Розенберг. Влияние смазочных масел на надежность и долговечность машин. Машиностроение, М. (1970).
[9] Г.А. Сиренко, В.П. Свидерский, С.Н.Тараненко. Износостойкость композиционных материалов на основе термостойких полимеров в условиях предельных нагрузок и ограниченной смазки // Трение и износ, **9** (5), сс. 841-851 (1988).
[10] С.Б. Ратнер. Проверка применимости гидродинамической теории смазки к трению полимерных материалов // Теория смазочного действия и новые материалы. Наука, М., сс.26-30 (1965).
[11] Д. Тэйбор, В.О. Винер. Смазочное действие силиконовых жидкостей при граничном трении // Новое о смазочных материалах. Химия, М., сс.138-152 (1967).
[12] J.K. Lancaster. Lubrication of carbon fibre-reinforced polymers: Part I – Water and aqueous solutions // Wear, **20** (3), pp. 315-333 (1972).
[13] J.K. Lancaster. Lubrication of carbon fibre-reinforced polymers: Part II – Organic Fluids // Wear, **20** (3), pp. 335-351 (1972).
[14] Г.А. Сиренко, В.П. Свидерский, В.Д. Герасимов, В.З. Никонов. Антифрикционные термостойкие полимеры. Техніка, К., 246с. (1978).
[15] Г.А. Сиренко, В.П. Свидерский, А.А. Кутьков. О механизме трения полиамидов при смазке полиорганосилоксанами // *Применение синтетических материалов*. Картя Молдовеняскэ, Кишинев, сс. 184-197 (1975).
[16] Р.Н. Миллс, Ф.М. Льис. Силиконы. Химия, М., 256 с. (1964).
[17] В.С. Порохов // Машиностроение, (2), сс. 88-92 (1980).
[18] Т.Н. Шабалина, Б.П. Дьяченко, К.М. Бадыштова. // Докл. II Всесоюз. конф. по контактно-гидродинамической теории смазки и ее практическому применению в промышленности. Куйбышев, сс.177-186 (1977).
[19] Ю.А. Мусаев. Определение контактных нагрузок при разрушении сплошной масляной пленки: Автореф. дис. канд. техн. н. М. (1972).
[20] В.С. Порохов. Трибологические методы испытания масел и присадок. М., 250 с. (1983).
[21] A. Cameron. Principles of Lubrication. London (1966).
[22] W.G. Robertson, D.T. Spillman // Proc. Inst. Mech. Engr. Paper 1, **180** (3K), pp. 49-60 (1966).
[23] Д.С. Коднир. Контактная гидродинамика смазки деталей машин. Машиностроение, М, 304с. (1976).
[24] Ю.А. Атанов, А.И. Берденников, Д.И. Кузнецов. Сдвиговая вязкость технических жидкостей при высоких статических давлениях // *Трение и износ*, **5**(4), сс. 644-650 (1984).
[25] J.T. Burwell, C.D. Strang // J. Appl. Phys., **23**, pp. 18-28 (1952).
[26] В.В. Алисин, Б.М. Асташевич, Э.Д. Браун и др. Трение, изнашивание и смазка. Справочник. Машиностроение, М., 358 с. (1979).
[27] М.В. Коровчинский // *Трение и износ в машинах. Машиностроение*, М., сс.68-165 (1962).

[28] Д. Годфрей. Механизм смазочного действия трикрезилфосфата при трении стали // Новое о смазочных материалах. Химия, М., сс. 25-42 (1967).
[29] Ю.В. Бакаев, Д.Л. Бакашвили, Б.Д. Захаров и др. Исследование толщины смазочного слоя в режиме работы скоростных шарикоподшипников // *Трение и износ*, **5**(4), СС.658-663 (1984).

H.A. Sirenko, O.V. Kuzyshyn

Wearability of solids with the nanofilms of lubrication materials on their surfaces: assessment of hydrodynamic effects and estimation of films thickness

Vasyl Stefanyk' Precarpathian National University,
57, Shevchenko Str., Ivano-Frankivsk, 76000, Ukraine

The methods determining of hydrodynamic effects have been researched. Estimation methods of lubrication nanofilms when solids surfaces contact have been considering.