

Maria MACIĄG*

STAŁE KOMPLEKSOWE CHARAKTERYZUJĄCE SYSTEM TRIBOLOGICZNY

COMPLEX CONSTANTS CHARACTERIZING A TRIBOLOGICAL SYSTEM

Słowa kluczowe:

ciepło właściwe, praca właściwa dyssypacji mechanicznej, temperatura błysku, stałe kompleksowe systemowe C i D, temperatura styku tarcio-
wego, zużywanie

Key-words

specific heat, specific work of mechanical dissipation, flash temperature,
system constants complex C and D, temperature of friction contact point,
wearing

Streszczenie

Niniejsze opracowanie jest kontynuacją i rozwinięciem pracy [L. 1],
gdzie został przedstawiony model termodynamiczny procesu tarcia i zu-
żywania ustabilizowanego. Opracowano i wprowadzono dwie nowe
wielkości określone jako stałe kompleksowe systemowe C i D oraz

* Katedra Informatyki, Politechnika Radomska, ul. Malczewskiego 29, 26-600 Radom.

zinterpretowano ich sens fizyczny. Zaprezentowany według pracy [L. 1] opis systemu tribologicznego uzupełniono wykorzystując nowe stałe systemowe. Opisane wielkości to m.in.: gęstość strumienia ciepła dyssypacji i entalpii, gęstość mocy dyssypacji mechanicznej, intensywność zużycia i praca właściwa zużycia. Niniejsze opracowanie zakończone jest wnioskami dotyczącymi wykorzystania, znaczenia i zalet stałych kompleksowych systemowych C i D. Podsumowano również przebieg zjawisk zachodzących w styku tarciovym dwóch ciał.

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

A_{dyss}	– praca dyssypacji mechanicznej [J],
a_{dyss}	– praca właściwa dyssypacji mechanicznej [J/g],
C	– stała systemu tribologicznego [J/g],
C_p	– ciepło właściwe [J/g · K],
D	– stała systemu tribologicznego [K],
e_R^x	– praca właściwa zużycia [J/g],
dF	– elementarna powierzchnia styku trących się ciał [m ²],
I	– entalpia [J],
J	– intensywność zużycia [g/m ² · s],
m	– zużycie tribologiczne systemu [g],
m_o	– masa o temperaturze błysku nieusuwana ze strefy tarcia [g],
$\dot{m}$	– strumień masy produktów zużycia [g/s],
p	– nacisk jednostkowy [Pa],
Q_{dyss}	– ciepło dyssypacji [J],
q	– jednostkowa moc tarcia [W/m ²],
q_f	– gęstość strumienia ciepła dyssypacji [W/m ²],
q_i	– jednostkowa moc tworzenia nowej powierzchni produktów zużycia [W/m ²],
q_m	– jednostkowa moc dyssypacji mechanicznej [W/m ²],
v	– prędkość poślizgu względnego elementów systemu tribologicznego [m/s],
η	– iloraz pracy dyssypacji mechanicznej i pracy tarcia,
Θ	– temperatura styku tarciovego ciał [K],
Θ_o	– temperatura styku mikronierówności powierzchni [K],
μ	– współczynnik tarcia kinetycznego,
μ_c	– cieplny współczynnik tarcia kinetycznego,

- μ_m – mechaniczny współczynnik tarcia kinetycznego,
 P – prawdopodobieństwo powstania strumienia masy produktów zużycia tribologicznego,
 δ – stosunek mas m i m_0 .

Indeksy 1 i 2 oznaczają wielkości odnoszące się odpowiednio do pierwszego i drugiego elementu systemu tribologicznego.

WPROWADZENIE

Niniejszy artykuł jest kontynuacją pracy [L. 1], w której zaprezentowano model termodynamiczny procesu tarcia i zużywania ustabilizowanego ciał stałych. Model ten oparty jest na pierwszej zasadzie termodynamiki dla systemów otwartych. Opisuje m.in. gęstości strumieni: ciepła, ciepła dyssypacji i entalpii oraz wielkości określające intensywność zużywania i odporność na zużywanie tribologiczne w zależności od: współczynnika tarcia, nacisku jednostkowego, prędkości poślizgu i temperatury.

Na podstawie wspomnianego modelu zostaną sformułowane i zinterpretowane nowe wielkości określone jako stałe kompleksowe systemowe C i D. Dotychczasowy opis systemu tribologicznego zostanie następnie zmodyfikowany przez wprowadzenie tych stałych. Dzięki temu uzyskano jego nową wersję, znacznie uproszczoną, lecz bardziej przydatną do wykorzystania w badaniach eksperymentalnych.

STAŁE KOMPLEKSOWE SYSTEMOWE „C” I „D” [L. 2]

Model opisujący stacjonarny system tribologiczny według prac [L. 1, 2] przedstawia związki analityczne zachodzące między mechanicznymi parametrami tarcia – naciskiem jednostkowym, prędkością poślizgu (tarcia); temperaturą styku tarciowego, współczynnikiem tarcia oraz wielkościami fizycznymi charakteryzującymi ten system (określone również jako elementarne stałe systemowe), a mianowicie: ciepłem właściwym, pracą właściwą dyssypacji mechanicznej i temperaturą błysku. Wymienione powyżej stałe systemowe pozostają jednak nieznane, gdyż odnoszą się do materiału bezpośredniego otoczenia chwilowych mikrokontaktów nierówności powierzchni współpracujących elementów. Dostęp do tych miejsc dla czujników pomiarowych nie istnieje. W tej sytuacji ilościowa charakterystyka systemu tribologicznego na podstawie wyników badań tribologicznych nie jest możliwa. Należy zatem opracować i wprowadzić

nowe, stałe wielkości fizyczne przydatne dla opisanie systemu i zachodzących w nim procesów. Muszą one składać się ze wspomnianych stałych elementarnych.

W celu realizacji postawionego zadania proponuje się rozważyć zależność między pracą właściwą zużycia e_R^x (stosunkiem pracy tarcia i masy produktów zużycia w procesie stacjonarnym) oraz temperaturą styku ciał Θ [L. 1, 2]:

$$e_R^x = \frac{\Theta_o}{\Theta} \cdot [a_{dyss} + c_p (\Theta_o - \Theta)] \quad (1)$$

Wartości e_R^x i odpowiadające im temperatury Θ uzyskuje się z badań eksperymentalnych. Badania pracy właściwej zużycia należy przeprowadzić przy ustaleniu (za pomocą wymiennika ciepła) dwóch wartości temperatury i wyniki uwzględnić w układzie dwóch następujących równań:

$$\left. \begin{aligned} e_{R1}^x &= \frac{\Theta_o}{\Theta_1} \cdot [a_{dyss} + c_p (\Theta_o - \Theta_1)] \\ e_{R2}^x &= \frac{\Theta_o}{\Theta_2} \cdot [a_{dyss} + c_p (\Theta_o - \Theta_2)] \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

gdzie: e_{R1}^x , e_{R2}^x , Θ_1 , i Θ_2 – wartości uzyskane z doświadczenia.

Z tych równań wyznaczamy pracę właściwą dyssypacji mechanicznej

a_{dyss}

$$a_{dyss} = e_{R1}^x \cdot \frac{\Theta_1}{\Theta_o} - c_p \cdot (\Theta_o - \Theta_1) = e_{R2}^x \cdot \frac{\Theta_2}{\Theta_o} - c_p \cdot (\Theta_o - \Theta_2) \quad (3)$$

Z powyższej zależności wyznaczamy iloczyn

$$e_{R1}^x \cdot \frac{\Theta_1}{\Theta_o} - e_{R2}^x \cdot \frac{\Theta_2}{\Theta_o} = c_p \cdot (\Theta_o - \Theta_1) - c_p \cdot (\Theta_o - \Theta_2) = c_p \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) \quad (4)$$

$$c_p \cdot \Theta_o = \frac{e_{R1}^x \cdot \Theta_1 - e_{R2}^x \cdot \Theta_2}{\Theta_2 - \Theta_1} \quad (5)$$

który w dalszym ciągu potraktujemy jako stałą kompleksową systemu C, czyli:

$$C = c_p \cdot \Theta_o \quad (6)$$

Następnie, przekształcając (3) i uwzględniając definicję (6) budujemy kolejny, ważny związek, a mianowicie:

$$\frac{a_{dyss}}{c_p} + \Theta_o = \Theta_1 + e_{R1}^x \cdot \frac{\Theta_1}{C} = \Theta_2 + e_{R2}^x \cdot \frac{\Theta_2}{C} = \text{const} \quad (7)$$

Jest on podstawą zdefiniowania następnej stałej kompleksowej systemowej D:

$$D = \frac{a_{dyss}}{c_p} + \Theta_o \quad (8)$$

W podsumowaniu dotychczasowych rozważań warto zastanowić się nad sensem fizycznym dwóch nowych wielkości C i D, które można wyznaczyć z badań eksperymentalnych. Stała C, o wymiarze dżul na gram, jest maksymalnym ciepłem jednostkowym dla danego systemu, bowiem odnosi się do maksymalnego zakresu zmian temperatury w tym systemie. Natomiast stała D, wyrażana w kelwinach, jest pewną temperaturą przekraczającą temperaturę błysku Θ_o . Związane to jest z pewną nadwyżką gęstości energii ponad wartość potrzebną do nagrzania obszaru styku mikronierówności powierzchni do punktu Θ_o . Jednakże energia ta nie nosi charakteru cieplnego, gdyż wiąże się z wykonywaniem pracy dyssypacji mechanicznej. Z definicji (8) wynika, że praca właściwa dyssypacji mechanicznej wynosi

$$a_{dyss} = c_p \cdot (D - \Theta_o) \quad (9)$$

czyli jest równoważna jednostkowemu ciepłu, związanemu z nagrzewaniem materiału mikroobszaru styków ponad temperaturę błysku, co wobec występowania zjawiska samoregulacji nagrzewania tarcowego nie następuje. W zamian za to obserwuje się zużywanie tribologiczne. Mając ustalone nowe stałe systemowe C i D, można zastosować je do opisanego

niektórych wielkości, charakteryzujących system tribologiczny i zachodzące w nim procesy.

Według [L. 1, 2] gęstość strumienia masy nagrzewanej ciepłem dysypacji do temperatury błysku przy założeniu, że nie zachodzi zużywanie określa zależność

$$\frac{d\dot{m}_o}{dF} = \frac{\mu \cdot p \cdot v}{c_p \cdot \Theta_o} \quad (10)$$

a po uwzględnieniu stałej (6) uzyskuje ona nową postać

$$\frac{d\dot{m}_o}{dF} = \frac{\mu \cdot p \cdot v}{C} \quad (11)$$

Intensywność zużywania tribologicznego, wg [L. 1, 2] jest opisana następująco:

$$J = \frac{\mu \cdot p \cdot v \cdot \Theta}{[a_{dyss} + c_p \cdot (\Theta_o - \Theta)] \cdot \Theta_o} \quad (12)$$

a po uwzględnieniu (6) i (8) opis ten otrzymuje nową postać:

$$J = \frac{d\dot{m}}{dF} = \mu \cdot p \cdot v \cdot \frac{\Theta}{C \cdot (D - \Theta)} \quad (13)$$

a zatem stosunek gęstości strumieni masy $\frac{d\dot{m}}{dF}$ i $\frac{d\dot{m}_o}{dF}$ zależy tylko od temperatury Θ i stałej D

$$\delta = \frac{\Theta}{D - \Theta} \quad (14)$$

Praca właściwa zużycia wg [L. 1, 2] wyrażona wzorem (1) po uwzględnieniu zależności (6) i (8), może być opisana następująco:

$$e_R^x = C \cdot \frac{D - \Theta}{\Theta} = \frac{C \cdot D}{\Theta} - C \quad (15)$$

Praca właściwa zużycia jest więc hiperboliczną malejącą funkcją temperatury oraz dwóch stałych C i D .

Według [L. 1, 2] prawdopodobieństwo, że nagrzaniu materiału obszaru styku nierówności do temperatury błysku będzie towarzyszyło utworzenie cząstki zużycia

$$P = \frac{c_p \cdot \Theta}{c_p \cdot \Theta_o + a_{dyss}} \quad (16)$$

wyrazi się, po uwzględnieniu definicji (8), zależnością

$$P = \frac{\Theta}{D} \quad (17)$$

W podsumowaniu dotychczasowych rozważań zauważamy, że wprowadzenie nowych wielkości systemowych, zwanych kompleksowymi, pozwoliło na ustalenie związków (11), (13), (14), (15) i (17). Charakteryzują one system tribologiczny wyczerpująco jakościowo (znana jest interpretacja fizyczna występujących tu wielkości) i umożliwiają jego charakteryzację ilościową na podstawie wyników badań eksperymentalnych bez zastosowania kalorymetru.

W dalszych rozważaniach zostaną przedstawione związki opisujące pozostałe wielkości, charakteryzujące system tribologiczny jakościowo z uwzględnieniem nowych wielkości kompleksowych, które są podstawą jego oceny ilościowej w oparciu o wyniki badań bilansu energii za pomocą kalorymetru.

Gęstość strumienia entalpii

$$\frac{d^2 I}{dF \cdot dt} = \frac{\mu \cdot p \cdot v \cdot \Theta}{\Theta_o} \quad (18)$$

Gęstość strumienia ciepła dyssypacji

$$q_f = \frac{d^2 Q_{dyss}}{dF \cdot dt} = \mu \cdot p \cdot v \cdot \frac{\Theta_o \cdot (D - \Theta) - \Theta \cdot (D - \Theta_o)}{\Theta_o \cdot (D - \Theta)} \quad (19)$$

Jednostkowa moc dyssypacji mechanicznej

$$q_m = q_i = \frac{d^2 A_{dyss}}{dF \cdot dt} = \mu \cdot p \cdot v \cdot \frac{\Theta \cdot (D - \Theta_o)}{\Theta_o \cdot (D - \Theta)} \quad (20)$$

Współczynnik η

$$\eta = \frac{\Theta \cdot (D - \Theta_o)}{\Theta_o \cdot (D - \Theta)} \quad (21)$$

Zauważamy również, że stosunek η/δ jest stały – zależy od wielkości D i Θ_o , wyrazimy go następująco:

$$\frac{\eta}{\delta} = \frac{D - \Theta_o}{\Theta_o} \quad (22)$$

Mechaniczny współczynnik tarcia kinetycznego

$$\mu_m = \mu \cdot \frac{\Theta \cdot (D - \Theta_o)}{\Theta_o \cdot (D - \Theta)} \quad (23)$$

natomiast cieplny współczynnik tarcia kinetycznego określa się ze wzoru:

$$\mu_c = \mu \cdot \frac{\Theta_o \cdot (D - \Theta) - \Theta \cdot (D - \Theta_o)}{\Theta_o \cdot (D - \Theta)} \quad (24)$$

Zależności (18)–(24) stanowią uzupełnienie opisu systemu tribologicznego wyrażonego za pomocą wzorów (11), (13), (14), (15) i (17). Zawierają one tylko trzy stałe systemowe – temperaturę błysku Θ_o oraz obie nowe wielkości kompleksowe C i D – łatwe do wyznaczenia na podstawie badań eksperymentalnych zależności pracy właściwej zużycia od temperatury strefy tarcia. Wynika z powyższego, że stosując wprowadzone w niniejszej pracy wielkości kompleksowe, upraszcza się opis systemu tribologicznego i ułatwia jego badanie eksperymentalne. Jednakże część zależności zawiera nadal jedną wielkość Θ_o , której wartość może być wyliczona, gdy znamy strukturę bilansu energetycznego. Na obecnym etapie poznania cech stacjonarnego systemu tribologicznego nie da się więc pominąć jego badań za pomocą kalorymetru.

WNIOSKI

Na podstawie opracowanych zależności charakteryzujących tarcie i zużywanie w systemie tribologicznym stacjonarnym można wysnuć następujące wnioski:

- Gęstość strumienia masy $\frac{\dot{dm}_o}{dF}$ jest wprost proporcjonalna do jednostkowej mocy tarcia $\mu \cdot p \cdot v$ i odwrotnie proporcjonalna do maksymalnego ciepła jednostkowego dla danego systemu, określonego stałą kompleksową C ; Gęstość strumienia masy $\frac{\dot{dm}_o}{dF}$ nie zależy od temperatury styku tarcowego Θ .
- Intensywność ustabilizowanego zużywania tribologicznego J jest wprost proporcjonalna do iloczynu jednostkowej mocy tarcia i temperatury Θ a odwrotnie proporcjonalna do iloczynu stałej systemowej C i do różnicy między stałą systemową D i temperaturą Θ .
- Część jednostkowej mocy tarcia powodującej zużywanie tribologiczne $\eta = \dot{Q}_m / q$ jest wprost proporcjonalna do iloczynu temperatury Θ i różnicy między stałą systemową D i temperaturą błysku, a odwrotnie proporcjonalna do iloczynu temperatury błysku i różnicy między stałą systemową D i temperaturą Θ .
- Iloraz gęstości strumieni masy $\frac{\dot{dm}}{dF}$ i $\frac{\dot{dm}_o}{dF}$ równa się ilorazowi temperatury Θ i różnicy między stałą systemową D i tą temperaturą.
- Odporność na zużywanie tribologiczne wyrażona za pomocą pracy właściwej zużycia e_R^x jest wprost proporcjonalna do iloczynu stałej C i różnicy stałej D i temperatury Θ i odwrotnie proporcjonalna do tej temperatury.
- Gęstość strumienia entalpii produktów zużycia jest wprost proporcjonalna do iloczynu jednostkowej mocy tarcia $\mu \cdot p \cdot v$ i temperatury Θ , a odwrotnie proporcjonalna do temperatury błysku Θ_o .
- Gęstość strumienia ciepła dyssypacji jest funkcją jednostkowej mocy tarcia, temperatur Θ_o i Θ oraz stałej D według wzoru (19).

- Ciepłny i mechaniczny współczynnik tarcia kinetycznego są funkcjami współczynnika tarcia μ , temperatur Θ_0 i Θ oraz stałej D według wzorów (23) i (24).
- Prawdopodobieństwo P , że w procesie zużywania ustabilizowanego ze strumienia masy materiału nagrzanego do temperatury błysku wydzielą się strumień masy produktów zużycia tribologicznego, jest wprost proporcjonalne do temperatury Θ i odwrotnie proporcjonalne do stałej systemowej D .
- Praca właściwa dyssypacji mechanicznej a_{dyss} równa jest iloczynowi ciepła właściwego c_p i różnicy między stałą D i temperaturą błysku; oznacza to, że gdyby nie zachodziło zużywanie, to temperatury D i Θ_0 byłyby sobie równe.
- Wprowadzenie dwóch nowych stałych systemowych C i D uzupełnia opis systemu tribologicznego, czyniąc nowe zależności bardziej użytecznymi w badaniach eksperymentalnych, jak również w zakresie interpretacji fizycznej.

Praca właściwa zużycia ustalona doświadczalnie dla dwóch różnych temperatur daje możliwość wprowadzenia nowych stałych systemowych C i D . Mają one sens fizyczny. C jest to maksymalne ciepło jednostkowe systemu. D – to temperatura, do której nagrzalaby się strefa styku nierówności powierzchni, gdyby praca tworzenia strumienia produktów zużycia została zamieniona na ciepło tarcia. Znaczenie stałych systemowych C i D jest zasadnicze przy opisie badanych systemów tribologicznych. Dzięki tym stałym można uzyskać pełny, ilościowy opis systemu tribologicznego zbadanego za pomocą kalorymetru. Przykładem są badania kalorymetryczne tarcia technicznie suchego stali gat. 45 wykonane przez Sarnowicza [L. 3], a pełny opis tego systemu został przedstawiony w pracy [L. 2].

Opis systemu z zastosowaniem stałych C i D zaprezentowany w pracy jest bardzo przydatny, ponieważ można za jego pomocą opisać częściowo system nie przeprowadzając badań kalorymetrycznych. Wystarczy dużo prostsze badania pracy właściwej zużycia z pomiarem temperatury, przykładem mogą być badania Ciecieląga [L. 4], Żurowskiego [L. 5]. Wspomniane systemy zostały opracowane za pomocą modelu z wykorzystaniem stałych C i D w pracy [L. 2]. Częściowy opis umożliwia uzyskanie zależności intensywności zużywania J , pracy właściwej zużycia e_R^x , prawdopodobieństwa P oraz stosunku δ od temperatury Θ .

Dzięki zastosowaniu stałych kompleksowych systemowych pokazano nowe możliwości charakteryzowania systemów, sprzyjające zwiększeniu porównywalności i powtarzalności badań tribologicznych.

LITERATURA

1. Maciąg M.: Model termodynamiczny procesu tarcia i zużywania ustabilizowanego. Tribologia 2006 nr 2.
2. Maciąg M.: Model termodynamiczny ustabilizowanego tarcia i zużywania metali. Rozprawa doktorska. Politechnika Radomska, Radom 2005.
3. Sarnowicz L.: Analiza procesu tarcia metali na podstawie badań kalorymetrycznych. Rozprawa doktorska. Politechnika Świętokrzyska, Kielce 1999.
4. Ciecieląg J.: Energetyczne uwarunkowania odporności metali na zużywanie tribologiczne. Rozprawa doktorska. Politechnika Świętokrzyska, Kielce 1994.
5. Żurowski W.: Energetyczny aspekt wzrostu odporności metali na zużywanie w procesie tarcia technicznie suchego. Rozprawa doktorska. Politechnika Świętokrzyska, Kielce 1996.

Recenzent:
Wojciech ŻUROWSKI

Summary

Present study is the continuation and development of work [L. 1] where the thermodynamical model of friction process and stabilized wearing was introduced. It it was has worked out and introduce two new system complex constants C and D as well as one interpreted their physical sense. Presented, according to work [L. 1], the description of tribologic system was replenished by using new system constants. Described sizes among other things: the thickness stream of disperse warmth and enthalpy, the thickness of mechanica disperse power, the wearing intensity and specific friction work.

The work is ending some conclusions relating using, meaning and quality of system complex constants C and D. It was also summed the course of phenomena in frictional contact point of two bodies.

Stanisław KRAWIEC*

WPŁYW GRANULACJI PROSZKU MIEDZI I JEGO STĘŻENIA W SMARZE PLASTYCZNYM NA EFEKTYWNOŚĆ SMAROWANIA

INFLUENCE OF COPPER GRAIN SIZE AND CONCENTRATION IN A GREASE LUBRICANT ON ITS PERFORMANCE

Słowa kluczowe:

smary plastyczne, efektywność smarowania, napełniacze metaliczne

Key-words:

greases, lubrication efficiency

Streszczenie

W pracy przedstawiono wyniki badań nad polepszeniem charakterystyk tribologicznych smaru plastycznego 1S przez napełnienie go proszkiem miedzi. Zbadano wpływ wielkości ziaren miedzi i ich stężenia w smarze plastycznym na skuteczność smarowania. Analizowano kompozycje smarne zawierające 1, 3, 6 i 9% wagowych proszku miedzi z ziarnami 40, 63 i 160 μm . Badania tribologiczne wykonano na standar-

* Politechnika Wrocławska, Instytut Konstrukcji i Eksploatacji Maszyn, ul. I. Łukasiewicza 7/9, 50-371 Wrocław, tel. (071) 322-76-45, (071) 320-27-16.

dowym aparacie czterokulowym z zastosowaniem wytycznych obowiązującej polskiej normy. Do oceny skuteczności działania badanych kompozycji przyjęto trzy wskaźniki: obciążenie zespawania F_z , graniczne obciążenie zużycia G_{oz} oraz wskaźnik zużycia I_h . Metodą mikroanalizy rentgenowskiej przeprowadzono analizę składu chemicznego warstw wierzchnich kulek pracujących przy obciążeniu $F = 126$ daN. Analiza ta wykazała, że powierzchnie smarowane smarem plastycznym zmodyfikowanym proszkiem miedzi pokrywają się podczas tarcia platerującą warstwą miedzi. Warstewka ta ma nieciągłą budowę i jest zmiennej grubości. Stwierdzono, że napełnienie smaru plastycznego miedzią powoduje ogólnie polepszenie efektywności smarowania utworzonej kompozycji. Ilościowy wzrost tej efektywności jest zależny od granulacji proszku miedzi i jego stężenia w smarze plastycznym.

WPROWADZENIE

Duże zainteresowanie miedzią i jej związkami jako napełniaczami smaru plastycznego jest spowodowane głównie jej zdolnością do wyrównywania (szpachlowania) stalowego podłoża [L. 1,2] oraz możliwością realizacji zjawiska selektywnego przenoszenia [L. 3]. Również rzeczywiste naprężenia styczne, konieczne do wywołania odkształcenia plastycznego miedzi, predysponują ją do tych celów. Według [L. 4] wynoszą one dla stali – 29 MPa, a dla miedzi – 1 MPa. Literatura krajowa poświęcona modyfikacji smaru plastycznego proszkiem miedzi lub jej związków jest uboga. Opisuje ona to zagadnienie tylko jakościowo, poprzestając na bardzo ogólnych stwierdzeniach jak np. [L. 5]: „wypełniacz ten daje jednoznaczne efekty tribologiczne w postaci zwiększenia obciążenia zacierania, zmniejszenia zużycia i zmniejszenia oporów ruchu”. W pracy [L. 6], której celem, jak pisze autor, było „..określenie możliwości zrealizowania selektywnego przenoszenia miedzi połączonego z miedziowaniem tarciovym powierzchni stalowych i poznanie skutków tribologicznych tych procesów w porównaniu ze skutkami stosowania Litomосу 210 (Łt 43 + 10% MoS₂)”, opisano badania porównawcze smaru o nazwie Culit-10. Smar ten jest kompozycją smaru plastycznego ŁT43 i 10% wagowych proszku elektrolitycznej miedzi o wielkości ziaren do 60 μm. Próby prowadzono przy styku rozłożonym na specjalnie zbudowanym stanowisku badawczym. Podczas testów zmieniano bądź prędkość poślizgu ($v = 0,01; 0,05; 0,1$ m/s), bądź nacisk jednostkowy $p = 15$;

20; 25 MPa. We wnioskach autor stwierdza jedynie, że smary metaloplastrujące tworzą na powierzchniach stalowych niskotarciowe warstwy wierzchnie i że trudno jest jednoznacznie stwierdzić, czy występuje zjawisko selektywnego przenoszenia. Szpieńkov w [L. 7] podsumowując wyniki badań dotyczących określenia właściwości tribologicznych substancji smarnych z dodatkiem ultradispersyjnych cząsteczek tlenku miedzi, stwierdza tylko, że zastosowanie tego dodatku do smarów plastycznych w ilości 0,02–0,1% wagowych powoduje wyraźne (dwukrotne) obniżenie współczynnika tarcia w ślizgowych skojarzeniach trących. Innych istotnych informacji jak np. wartości zużycia, rodzaju smaru bazowego, zakresu przyjętych w eksperymencie wartości wymuszeń, typu tribometru badawczego, wielkości kryterialnej, według której ustalono podaną wartość stężenia optymalnego itp. brakuje. Również zalecany zakres stężeń optymalnych od 0,02 do 0,1% wagowego budzi wątpliwości, gdyż w artykule [L. 8] omawiającym wyniki badań empirycznych weryfikujących właściwości tribologiczne submikrodyspersji Cu/CuO (o rozmiarach cząsteczek 100–600 nm) jako dodatku do różnych typów i klas jakościowych olejów smarowych stwierdza się, że „Przedział koncentracji skutecznego dodatku w olejach badanych wynosił 2,0–3,0%. Poza nim wpływ dodatku był niemierzalny”. Badania były prowadzone na aparacie czterokulowym i na tribometrze Falex.

W literaturze zagranicznej poświęca się znacznie więcej uwagi zagadnieniu modyfikacji smaru plastycznego proszkiem miedzi lub jej związków. Badania są prowadzone bardziej kompleksowo – uwzględniają czynniki wpływające na skuteczność działania tak stworzonych kompozycji. Przykładami mogą być niżej przedstawione prace. W pracy [L. 9] opisano badania nad wpływem: stężenia miedzi w smarze plastycznym, twardości współpracujących powierzchni i rodzaju smaru bazowego na odporność zużyciową skojarzeń stalowych. Badane kompozycje przygotowywano na bazie smaru plastycznego Ciatim-201 i Solidol. Zawierały one proszek miedzi o nieznannej granulacji, w ilości od 10 do 50% wagowych. Testy przeprowadzone przy nacisku $p = 2$ MPa i prędkości poślizgu $v = 0,08$ m/s wykazały, że według kryterium długości drogi tarcia do zatarcia skojarzenia, najskuteczniejsze są kompozycje mające 10–20% proszku miedzi. Co do wpływu twardości na intensywność zużycia, to pary smarowane kompozycjami z miedzią były mniej czułe na zmianę twardości współpracujących powierzchni. Wpływ smaru bazowego oceniano, mierząc zużycie sworzni przegubów łańcucha napędowego,

pracującego przy obciążeniu $F = 2450$ N i $v = 0,0063$ m/s, smarowanych Solidolem i Ciatimem-201 bez dodatków i ich kompozycjami napełnionymi miedzią. Stwierdzono, że smary napełnione miedzią są skuteczniejsze od nienapełnionych i że skuteczność działania kompozycji bardzo zależy od smaru bazowego. Autorzy nie wyjaśniają, dlaczego napełnienie Solidolu miedzią obniża zużycie sworzni ze 105 do 58 mg, a Ciatimu-201 – tylko z 49 do 35 mg.

Kalinin ze współpracownikami [L. 10] badał między innymi wpływ stężenia proszku miedzi w dwóch handlowych smarach plastycznych (Litol-24 i Pres-solidol) na charakterystyki tribologiczne otrzymanych kompozycji. Głowicą badawczą była ruchoma tarcza i nieruchoma kulka o średnicy 10 mm i twardości 62-65 HRC. Tarcza stalowa o średnicy 40 mm i twardości HV 800 obracała się z prędkością 300 obr./min. Ziarna proszku miedzi miały granulację 160–200 μm . Stwierdzono, że z przedziału stężeń 0–10%, wartością optymalną według kryterium minimum zużycia i tarcia jest 7% wagowych proszku miedzi.

Lebedev [L. 11] postawił tezę, że na skuteczność smarowania kompozycjami z miedzią głównie wpływa tlen. Twierdzi on, że duże stężenie tlenu w smarze powoduje intensywne utlenianie się współpracujących powierzchni i metalicznego napełniacza, co utrudnia wzajemne ich oddziaływanie i platerowanie. W doświadczeniach był stosowany smar plastyczny Ciatim-201 oraz dwie jego kompozycje – z 10% proszku miedzi i 10% proszku cyny. W badaniach podstawowych dostęp tlenu do współpracujących powierzchni regulowano zmieniając współczynnik wzajemnego przekrycia próbek. Przeprowadzono również badania weryfikacyjne na „odkrytym węźle” – przekładni zębatej (mały współczynnik wzajemnego przekrycia) – i „zamkniętych węzłach” – przegubach (duży współczynnik przekrycia) łańcuchów napędowych – smarowanych przyjętymi smarami. Badania te wykazały, że zużycie sworzni przegubów smarowanych kompozycją miedzi było sześciokrotnie mniejsze od zużycia sworzni smarowanych smarem bazowym. Natomiast koła zębate przy tej samej kompozycji zużywały się najbardziej – więcej niż przy smarze bazowym. Dla kół zębatych najskuteczniejsza była kompozycja z proszkiem cyny. Próby podstawowe (na próbkach stalowych) wykonano przy nacisku $p = 2$ MPa i prędkości poślizgu $v = 0,2$ m/s, a dla weryfikacyjnych – wartości wymuszeń nie podano.

Autorzy pracy [L. 12] badali możliwość polepszenia skuteczności działania smarów handlowych, napełniając je proszkiem Cu, CuO

i Cu_2O . Kompozycje smarowe przygotowywano na bazie trzech różnych smarów handlowych: Ciatim-201, Lite i LZ-31. Proszki napełniacze o granulacji 10–75 μm dodawano w ilości od 5% do 10% wagowych. Próbkami były kulki stalowe o średnicy 8 mm. Eksperyment prowadzono przy bardzo dużym nacisku $p = 2100 \text{ MPa}$. Stwierdzono, że bez względu na rodzaj napełniacza (czysta miedź czy jej tlenek) na ścieżce ruchomej kulki była zawsze widoczna gołym okiem warstewka miedzi. Świadczyło to, że na powierzchni tarcia tlenki miedzi redukowały się do czystej miedzi, co przeczy tezie postawionej w pracy [L. 11]. Posługując się kryterium równej wartości współczynnika tarcia autorzy doszli do wniosku, że skład smaru bazowego praktycznie nie wpływa na skuteczność smarowania kompozycjami z miedzią i jej związkami.

Gribajło [L. 13] uważa, że smar napełniony tlenkiem miedzi jest efektywniejszy od kompozycji zawierającej czystą miedź. Pogląd swój uzasadnia tym, że gdy napełniaczem jest miedź, ochronna warstewka miedzi tworzy się w wyniku wciskania jej cząstek w nierówności powierzchni i jej regeneracja jest utrudniona z uwagi na obecność produktów korozji i warstewek tlenkowych na cząstkach miedzi i powierzchniach ślizgowych. Gdy napełniaczem jest tlenek miedzi, warstewka ta jest bardziej efektywna, gdyż współdziałanie miedzi z cierną powierzchnią (powstawanie warstewki miedzi) zachodzi w momencie redukcji Cu_2O do Cu .

W pracy [L. 14] opisano badania tribologiczne smaru plastycznego Ciatim-201 napełnionego grafitem, MoS_2 , miedzią, tlenkiem miedzi i jodkiem miedzi. Smarowano nim pary stal–żeliwo i żeliwo–żeliwo. Testy wykonywano na tribometrze w układzie nieruchoma tarcza i ruchomy krążek przy stałej wartości nacisku $p = 2,56 \text{ MPa}$ i prędkości poślizgu $v = 0,17 \text{ m/s}$. Udział masowy napełniacza (o nieznannej granulacji) zmieniano w przedziale 2,5–30%. Ustalono, że najefektywniejszym napełniaczem według kryterium minimum tarcia i zużycia jest jodek miedzi (CuI) dodany w ilości 10%.

Melničenko [L. 15] badał wpływ stężenia tlenku miedzi w smarze Ciatim-201 na tarcie i zużycie skojarzeń stal–żeliwo. Próby prowadził na tribometrze z nieruchomą tarczą i obracającym się krążkiem przy nacisku $p = 2,56 \text{ MPa}$ i prędkości poślizgu $v = 0,17 \text{ m/s}$. Ustalił on, przyjmując za kryterium minimalną wartość współczynnika tarcia i zużycia, że optymalnym stężeniem tlenku miedzi w smarze jest 15% wagowych. Przy tym stężeniu Cu_2O redukował się w strefie styku do miedzi tworząc cien-

ką ($\approx 1 \mu\text{m}$) warstewkę, silnie związaną ze współpracującymi powierzchniami.

Volobuev [L. 16] analizował wpływ stężenia i wielkości ziarn ultradyspersyjnych napełniaczy metalicznych w handlowych smarach plastycznych (Ciatim-201, Ciatim-221 i VNIINP-223) na charakterystyki tribologiczne skojarzeń stalowych. Badał on proszki miedzi i cyny o wymiarach ziarn 20, 50, 100 i 1000 nm, które dodawał do przyjętych baz w ilości 1; 2,5 i 5% wagowych. Testy przeprowadzone na pięciokulowym tribometrze wykazały, że największą skuteczność według kryterium czasu do zatarcia mają kompozycje zawierające od 1 do 2,5% masowych proszku cyny. Wpływ ziarnistości napełniacza oceniany według tego samego kryterium zależał od rodzaju smaru bazowego. Ultradyspersyjne proszki były skutecznymi napełniaczami tylko w smarach sporządzonych na bazie olejów węglowodorowych lub estrów kompleksowych jak np. smar Ciatim-201. Użycie ich do innych smarów jest nieefektywne (np. do smaru Ciatim-221).

Należy również podkreślić, że niekiedy autorzy publikując wyniki swoich prac utajniają skład badanych napełniaczy [L. 17, 18]. Przykładowo w [L. 18] przedstawiono porównawcze charakterystyki tribologiczne uzyskane na aparacie czterokulowym przy smarowaniu różnymi handlowymi smarami plastycznymi i ich modyfikacjami. Autor tej pracy charakteryzując smar o najlepszych wskaźnikach tribologicznych nazywa go smarem doświadczalnym i wyjaśnia tylko tyle, że jest to związek miedzi plus organiczna substancja plus zagęszczacz.

Podsumowując przedstawiony materiał doświadczalny na temat napełniania smaru plastycznego miedzią i jej związkami widać, że nie daje on wystarczających podstaw do obiektywnej oceny ilościowej i dokładnego porównania kompozycji smarnych z analizowanymi napełniaczami ze względu na różne metody badawcze, nieporównywalne pakiety napełniaczy, niezgodne wartości wymuszeń (p, v), różne bazy i wartości stężenia napełniaczy. Również fakt przeprowadzenia eksperymentu na tribometrach różniących się rodzajem styku, tj. skoncentrowanym i rozłożonym znacznie utrudnia porównywanie otrzymanych wyników i uniemożliwia wyciąganie jednoznacznych wniosków pozwalających optymalizować charakterystyki tribologiczne smaru plastycznego zmodyfikowanego miedzią.

W Zakładzie Podstaw Konstrukcji Maszyn i Tribologii Politechniki Wrocławskiej, kontynuując działania nad modyfikacją smaru plastyczne-

go smarami stałymi, przeprowadzono również badania nad użyciem miedzi jako napełniacza smaru plastycznego. Przeanalizowano wpływ zarówno granulacji, jak i stężenia proszku miedzi w smarze plastycznym na efektywność smarowania.

METODA I WARUNKI BADAŃ

Eksperyment prowadzono na standardowym aparacie czterokulowym produkcji Instytutu Technologii Eksploatacji w Radomiu, z zastosowaniem wytycznych normy PN-76/C-04147 – „Badania własności smarnych olejów i smarów”. Zgodnie z tą normą do oceny skuteczności działania badanych kompozycji przyjęto trzy wskaźniki: obciążenie zespawania F_z , graniczne obciążenie zużycia G_{oz} oraz wskaźnik zużycia I_h . Na wykresach przedstawiających zależność zużycia kulek od obciążenia nadanego $d = f(F)$ wartość F_z ilustruje punkt będący początkiem wektora rysowanego linią kreskową. Analizowano kompozycje zawierające 1, 3, 6 i 9% wagowych proszku miedzi. Ziarna proszku miedzi miały granulację 40, 63 i 160 μm . Kompozycje smarne przygotowywano za pomocą miksera. Odważoną porcję smaru plastycznego i napełniacza mieszano przez 30 minut przy prędkości mieszadła $n = 800 \text{ obr/min}$. Czas mieszania $t = 30 \text{ min}$ został ustalony doświadczalnie według kryterium równomiernego rozkładu cząstek miedzi w nośniku plastycznym. Równomierność tę oceniono wzrokowo, obserwując tworzoną kompozycję pod mikroskopem biologicznym po 10, 20 i 30 min mieszania. Pomiaru zużycia kulek dokonywano w kierunku równoległym i prostopadłym do śladu zużycia. Ślady mniejsze od 1 mm mierzono pod mikroskopem z dokładnością do 0,01 mm, a pozostałe za pomocą lupki z dokładnością do 0,1 mm. Próby zawsze powtarzano sześciokrotnie. Wyniki opracowano statystycznie przy poziomie ufności 95% stosując test t-Studenta.

WYKAZ MATERIAŁÓW I ICH KRÓTKA CHARAKTERYSTYKA

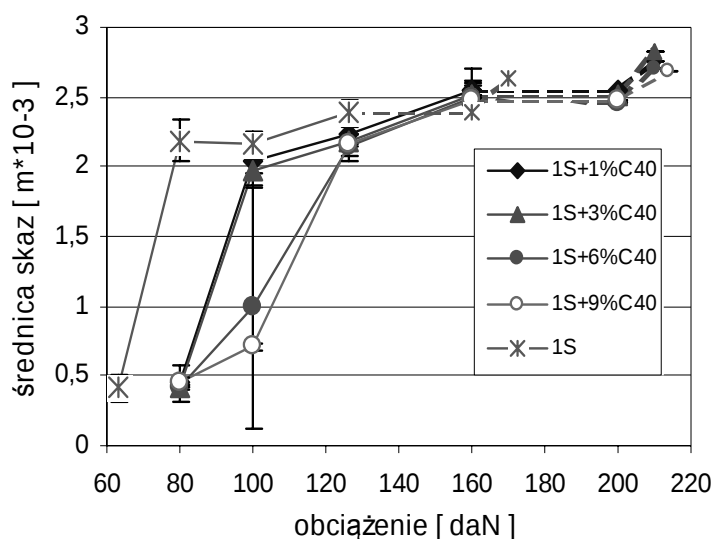
Do badań zastosowano następujące materiały:

1. Elektrolityczne proszki miedzi o granulacji 40, 63 i 160 μm . Proszki te wyprodukowano w Zakładach Metalurgicznych w Trzebini. Są one otrzymywane w wyniku katodowego osadzenia w procesie elektrolizy wodnych roztworów siarczanu miedziowego. Układ cząstek proszku jest dendrytyczny.

2. Kulki łożyskowe ze stali ŁH15 i średnicy 12,7 mm wykonane w 16 klasie dokładności i grupie wymiarowej $S = 0 \mu\text{m}$. Pozostałe cechy kulek były zgodne z normą PN-83/M-86452.
3. Smar samochodowy 1S jako nośnik (smar bazowy) dla przyjętych napełniaczy. Smar ten, jak wykazały badania [L. 19], charakteryzuje się najgorszymi właściwościami smarnymi spośród trzech analizowanych smarów przeznaczonych do smarowania łożysk ślizgowych, tj. smaru STP, 1S i Maszynowego 2.

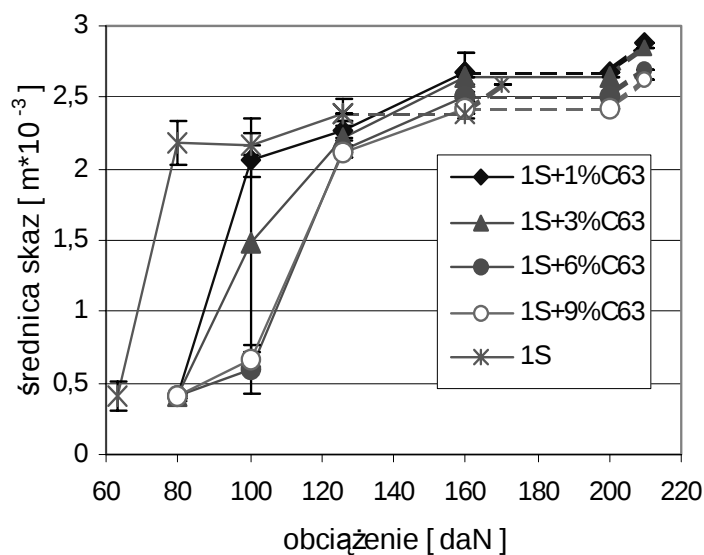
WYNIKI BADAŃ

Zestawienie wartości zużycia kulek d od obciążenia nadanego F przy smarowaniu kompozycjami różniącymi się stężeniem i wielkością ziarna proszku miedzi przedstawiono na **Rysunkach 1, 2 i 3**. Dodatkowo, w celach porównawczych zamieszczono też zależność $d = f(F)$ dla smarowania smarem 1S, który był bazą dla przygotowanych kompozycji smarnych. Obliczone wartości granicznego zużycia G_{oz} i wskaźnika zużycia I_h dla tych smarów przedstawiono na **Rys. 4 i 5**. Wartość wskaźnika G_{oz} dla smaru bazowego 1S jest zero, ponieważ podczas badań nastąpiło zespawanie kulek w trzech próbach na sześć wykonanych.



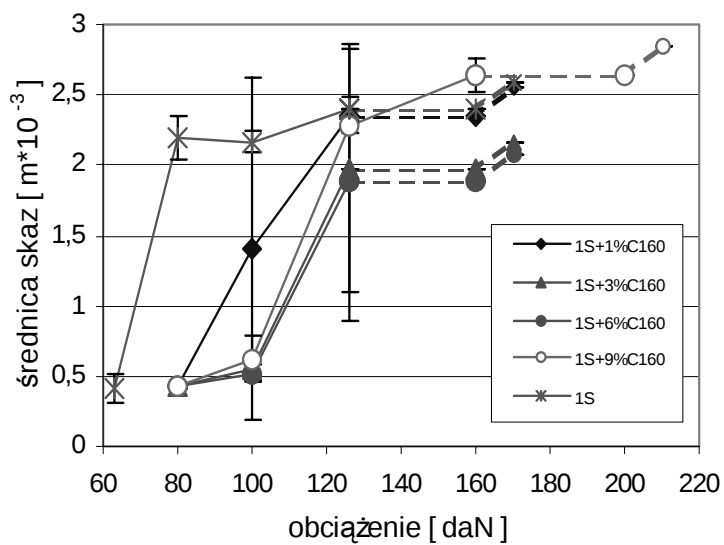
Rys. 1. Zależność zużycia od obciążenia dla kompozycji z miedzią o ziarnach $40 \mu\text{m}$

Fig. 1. Wear rate as a function of load for a composition with copper (grain size: $40 \mu\text{m}$)



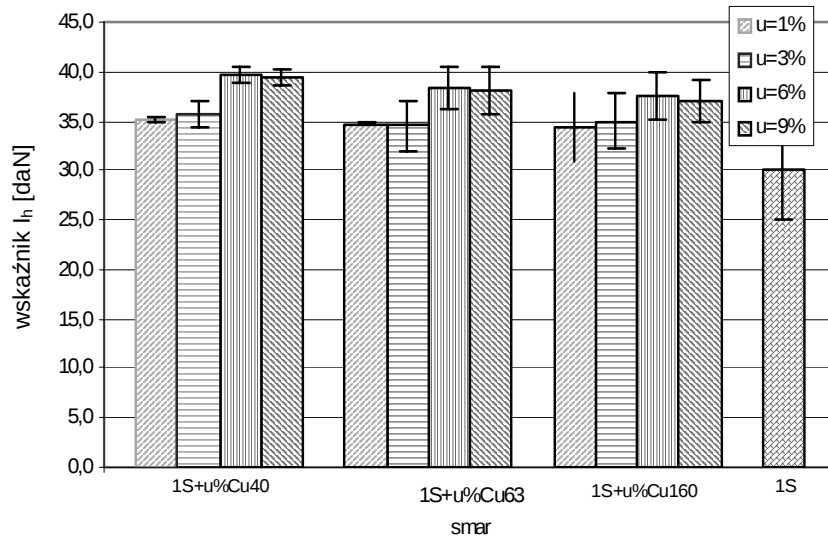
Rys. 2. Zależność zużycia od obciążenia dla kompozycji z miedzią o ziarnach 63 μm

Fig. 2. Wear rate as a function of load for a composition with copper (grain size: 63 μm)



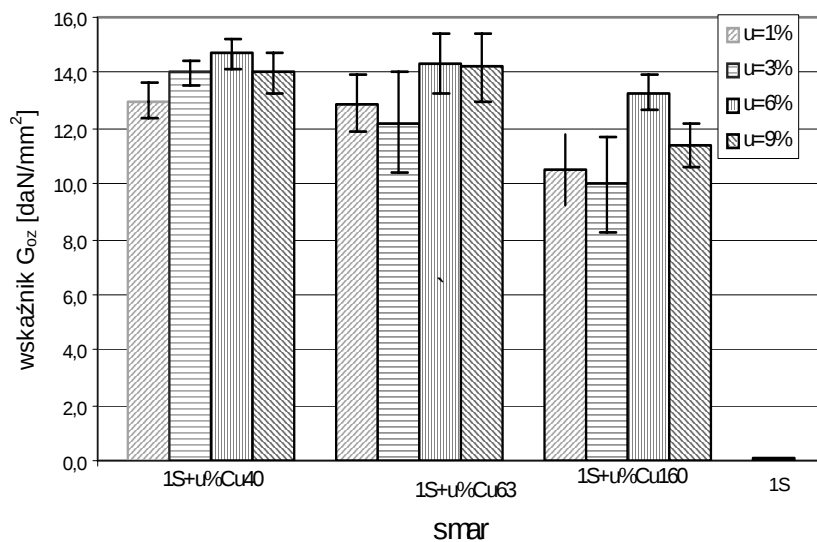
Rys. 3. Zależność zużycia od obciążenia dla kompozycji z miedzią o ziarnach 160 μm

Fig. 3. Wear rate as a function of load for a composition with copper (grain size: 160 μm)



Rys. 4. Wskaźnik zużycia I_h dla kompozycji z proszkami miedzi o ziarnach 40, 63 i 160 μm

Fig. 4. Wear rate index for a composition with copper (grain size: 40, 63, 160 μm)

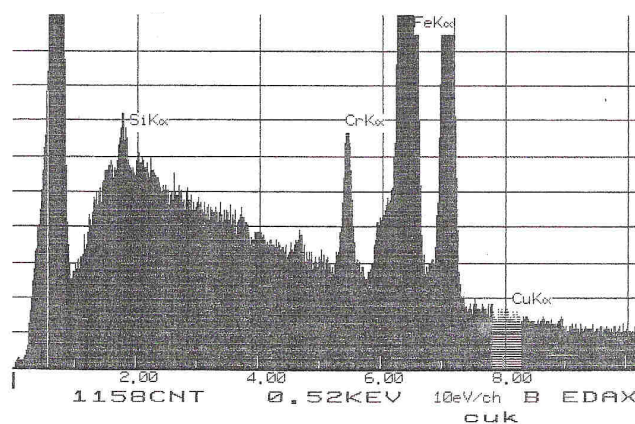


Rys. 5. Wskaźnik granicznego obciążenia zużycia G_{oz} dla kompozycji z proszkami miedzi o ziarnach 40, 63 i 160 μm

Fig. 5. Limit wear load index for a composition with copper (grain size: 40, 63, 160 μm)

BADANIA UZUPEŁNIAJĄCE

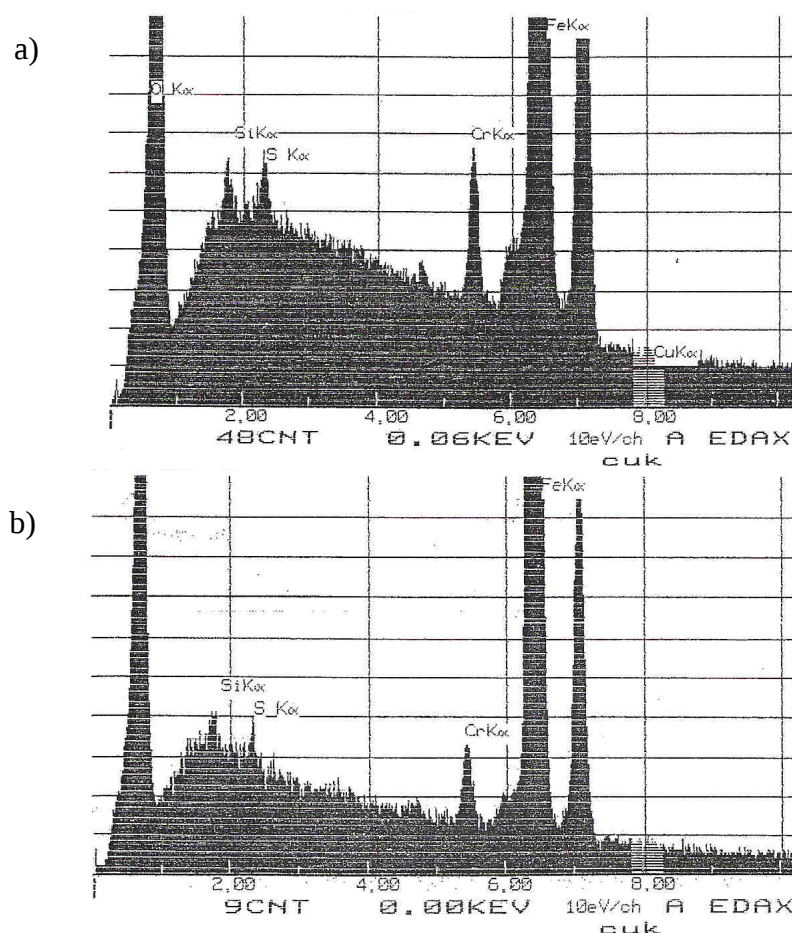
Przeprowadzone badania tribologiczne efektywności smaru napełnionego proszkiem miedzi o różnym stężeniu i granulacji wykazały jednoznacznie, że miedź jako napełniacz smaru plastycznego powoduje ogólnie polepszenie efektywności smarowania tych kompozycji. Poszukując przyczyny wystąpienia tej poprawy, przeprowadzono analizę składu chemicznego warstw wierzchnich współpracujących kulek. Wykorzystano do tego celu metodę mikroanalizy rentgenowskiej z dyspersją energii promieniowania. Jest to metoda bardzo dokładna – bezwzględna granica wykrywalności pierwiastków wynosi 10^{-14} g [L. 20]. Mikroanalizę przeprowadzono na skaningowym mikroskopie elektronowym SEM 515 (Philips) z mikroanalizatorem EDAX 9800. Mikroanalizie zostały poddane współpracujące powierzchnie kulek stałych i ruchomych, które pracowały przy obciążeniu $F = 126$ daN. Obciążenie to wskazuje poziom największego nacisku, jaki jest w stanie przenieść warstewka smaru 1S nienapełnionego miedzią. Następne, większe obciążenie powoduje przerwanie warstewki smarnej i zespawanie się współpracujących kulek. Na rysunku 6 pokazano widmo charakterystycznego promieniowania z niepracującej powierzchni kulki (o wymiarach $1,2 \times 1,0$ mm), która stanowi bazę odniesienia (wzorzec) w prowadzonych analizach. Na powierzchni tej nie stwierdzono obecności tlenu i miedzi. Miejsce występowania miedzi pokazuje słupek z białych linii. Siarka była w ilości śladowej. Polska norma PN83/H-84041 dopuszcza w stali ŁH15, z której są wykonane kulki, maksymalną zawartość siarki 0,02%.



Rys. 6. Widmo charakterystycznego promieniowania z niepracującej powierzchni kulki

Fig. 6. Spectrum of characteristic radiation from the load-free surfach of the ball

Przykładowe widma charakterystycznego promieniowania z powierzchni kulki stałej i ruchomej o wymiarach 1,2 x 1 mm, smarowane smarem plastycznym nienapełnionym przedstawiono na **Rys. 7**.

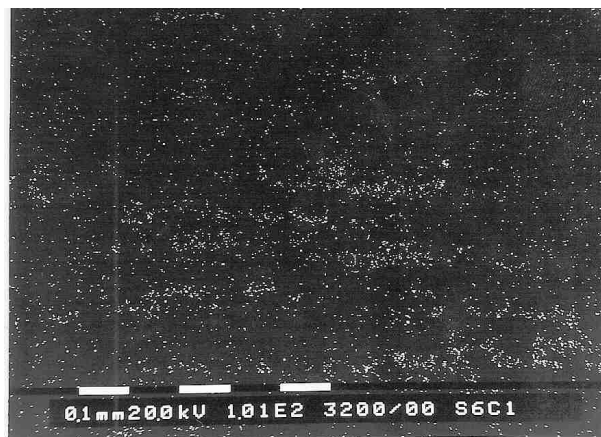


Rys. 7. Widmo charakterystycznego promieniowania z powierzchni kulki smarowanej smarem plastycznym nienapełnionym: a) kulka stała, b) kulka ruchoma

Fig. 7. Spectrum of characteristic radiation from the surface of the ball lubricated with base grease: a) stationary ball, b) mobile ball

Jak widać, powierzchnie te w stosunku do wzorca mają zawsze większą ilość siarki i niekiedy trochę tlenu. Analiza ilościowa (WT) odpowiadająca tym widmom wykazała odpowiednio: **Rys. 7a** – 7,4% tlenu i 0,74% siarki, a **Rys. 7b** – 0,85% siarki i brak tlenu. Występująca tu siarka pochodzi zapewne od siarczku żelaza (FeS) utworzonego na po-

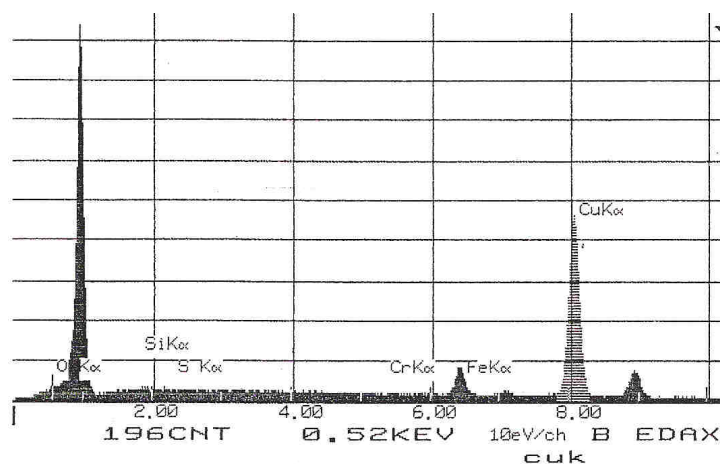
wierzchni w wyniku jej oddziaływań ze składnikami smaru plastycznego. Na **Rys. 8** pokazano rozkład miedzi na powierzchni tarcia kulki stałej smarowanej kompozycją z 6% miedzi o granulacji 40 μm . Przedstawiony rozkład dotyczy powierzchni tarcia o wymiarach 1,0 x 1,2 mm.



Rys. 8. Rozkład miedzi na powierzchni tarcia kulki stałej smarowanej kompozycją z 6% Cu

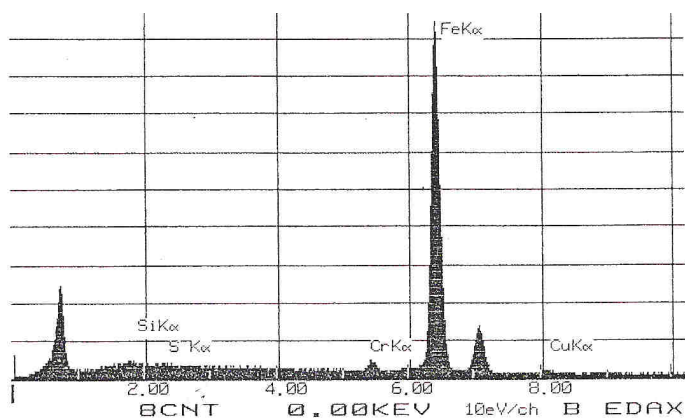
Fig. 8. Distribution of copper on the friction surface of the stationary ball lubricated with a composition containing 6% of Cu

Jak widać, rozkład atomów miedzi jest bardzo nierównomierny, występują duże ich skupiska i miejsca o bardzo małym zagęszczeniu. Mikroanaliza wykazała, że w miejscach zagęszczonych jest około 80% atomów miedzi, a w „pustych” tylko około 1–2%, a niekiedy nie ma ich wcale. Z uwagi na dużą liczbę wykonanych analiz zamieszcza się tylko przykłady z miejsc charakterystycznych. Na **Rys. 9** pokazano widmo charakterystycznego promieniowania z obszaru dużego zagęszczenia atomów miedzi. Odpowiadająca temu zapisowi analiza ilościowa wykazała (WT): Cu = 87,4%, O = 6,15% i S = 0,40%. **Rysunek 10** przedstawia widmo charakterystycznego promieniowania z miejsca prawdopodobnego wystąpienia nieciągłości warstwy, tj. „pustego” obszaru na mapie rozkładu atomów miedzi (**Rys. 8**). Analiza ilościowa w tym punkcie wykazała (WT) 1,85% Cu i 0,25% S. Analiza wykonana w innym punkcie „pustego” obszaru, której widmo charakterystycznego promieniowania pokazuje **Rys. 11**, nie wykazała w tym miejscu obecności żadnego z wyżej występujących pierwiastków, tj. miedzi, tlenu i siarki.



Rys. 9. Widmo charakterystycznego promieniowania z obszaru dużego zagęszczenia atomów Cu na kulce stałej

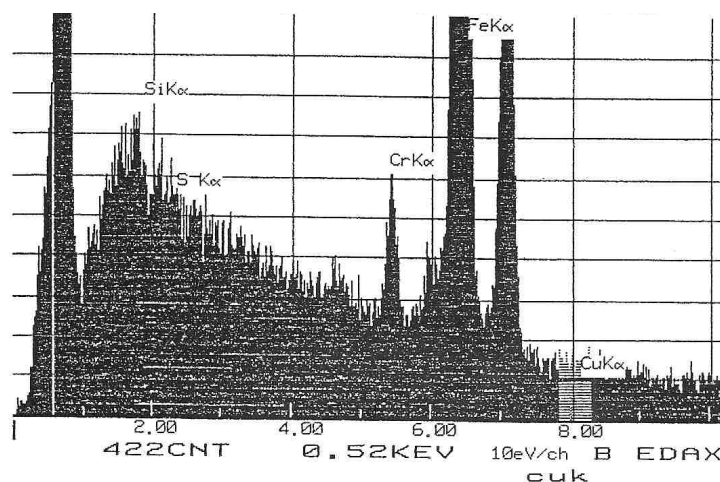
Fig. 9. Spectrum of characteristic radiation from the area of a high concentration of Cu atoms on the stationary ball



Rys. 10. Widmo charakterystycznego promieniowania z obszaru małego zagęszczenia atomów Cu na kulce stałej

Fig. 10. Spectrum of characteristic radiation from the area of a small concentration of Cu atoms on the stationary ball

Przeprowadzone badania składu chemicznego warstwy wierzchniej powierzchni kulek smarowanych kompozycją z proszkiem miedzi wykazały, że tworzące się w procesie tarcia warstewki platerujące miedzi są zmiennej grubości i niekiedy pojawiają się w nich przerwania. Widać również, że z miedzią występuje zawsze siarka oraz niekiedy tlen.



Rys. 11. Widmo charakterystycznego promieniowania z obszaru małego zagęszczenia atomów Cu na kulce ruchomej

Fig. 11. Spectrum of characteristic radiation from the area of a small concentration of Cu atoms on the mobile ball

PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Na podstawie przeprowadzonych badań można sądzić, że zwiększona skuteczność działania kompozycji z miedzią w stosunku do smaru bazowego 1S jest skutkiem tworzenia się platerującej warstewki miedzi na współpracujących powierzchniach oraz właściwości tribologicznych tej warstewki. Zatem mechanizm smarowania kompozycji smaru plastycznego napełnionego miedzią można opisać w następujący sposób: powstająca w czasie tarcia w wyniku platerowania warstewka miedzi zwiększa rzeczywistą powierzchnię styku. Maleje tym samym nacisk jednostkowy, co w efekcie prowadzi do obniżenia temperatury w strefie styku współpracujących powierzchni. Ta obniżona temperatura sprawia, że desorpcja aktywnych składników smaru będzie zachodzić przy wyższej wartości iloczynu $p \cdot v$ w stosunku do smaru bazowego. W miarę potęgowania się procesu desorpcji cząstek smaru (zanikania reaktywnej warstewki smaru plastycznego), funkcję smaru przejmuje warstewka platerującej miedzi. Jeżeli w wyniku dalszych triboreakcji miedzi ze składnikami smaru powstają związki o korzystniejszych w stosunku do miedzi charakterystykach tribologicznych, to następuje jeszcze większy wzrost efektywności smarowania.

Przeprowadzone badania pozwalają wyciągnąć następujące wnioski:

1. Napełnienie smaru plastycznego proszkiem miedzi powoduje ogólne polepszenie efektywności smarowania utworzoną kompozycją. Ilo-

- ściowy wzrost tej efektywności jest zależny od granulacji proszku miedzi i jego stężenia w smarze plastycznym.
2. Wielkość ziaren metalicznego napełniacza (proszku miedzi) ma zauważalny wpływ na skuteczność działania modyfikowanego smaru. Kompozycje z drobnymi ziarnami (40 i 63 μm) są efektywniejsze od gruboziarnistych (160 μm). Znalezienie odpowiedzi na pytanie, jaką funkcją jest ta zależność – monotoniczną czy mającą ekstremum – wymaga przeprowadzenia dokładniejszych analiz.
 3. Zależność zużycia od stężenia proszku miedzi w smarze plastycznym nie jest funkcją monotoniczną, lecz ma maksimum. Stężeniem optymalnym w smarze 1S według przyjętych kryteriów jest zawartość około 6% wagowych proszku miedzi.
 4. Napełnienie smaru plastycznego 1S proszkiem miedzi w ilości 6% wagowych powoduje zwiększanie skuteczności działania otrzymanej kompozycji średnio o 25%.
 5. Smarowanie węzłów ślizgowych smarem napełnionym proszkiem miedzi powoduje wytworzenie się na współpracujących powierzchniach platerujących warstewek miedzi. Warstewki te wykazują nieciągłość budowy i są zmiennej grubości. Określenie związków pomiędzy tą nieciągłością a wielkością ziaren wymaga przeprowadzenia szerszych analiz.

LITERATURA

1. Ilinin. N., Sedova V. L., Jurčenko Ju. N.: Vlijanie metoda i uslovij nanese-nija mednogo pokrytija na prirabatyvaemost par trenija skolženija, Trenie i iznos, 1986, T.VII, No1, s.164–167.
2. Pytko S., Marzec S., Ocena tribologicznych właściwości cieczy opartych na kompleksach miedzi i niklu stosowanych podczas skrawania, Tribologia, 4-1995, s. 373–381.
3. Garkunov D. N., Tribotechnika, Moskva „Mašinostroenie” 1985.
4. Gronostajski J., Mechanika procesów obróbki plastycznej, Skrypt Politechniki Wrocławskiej, 1983.
5. Król M.: Tribologiczne efekty modyfikacji środków smarnych miedzią, Tribologia, 2–1990, s. 9–12
6. Król M.: Badania miedziowania tarcowego powierzchni stalowych smarami z dodatkiem miedzi, Trybologia, 3–1986, s. 18–20.
7. Szpieńkow G.: Właściwości tribologiczne smarów i wodnych emulsji smarowych z dodatkami zawierającymi ultradispersyjne cząstki tlenku miedzi, Problemy Eksploatacji 6'95(19), Ogólnopolska konferencja naukowa nt. „Problemy tribologiczne w projektach badawczych KBN”. Poznań–Puszczykowo 1995, s. 207–213.

8. Wiślicki B., Zdrodowska B., Głowala J.: Tribologiczne właściwości mikrodispersji Cu/CuO w olejach smarowych, *Tribologia* 4–1995, s. 361–369.
9. Lebedev V. M., Smirnov N.A., Iznosostojkost par trenija stal – stal, smazyvaemych metalloplakirujuščimi smazkami, *Trenie i iznos*, 1986, t. VII, No5, s. 888–893.
10. Kalinin A.A., Melnikov V.G., Judina T.F., Lazjuk Ju. N.: Sravnitel'naja effektivnost nekotorych napolnitelej serijnych plastičnych smazok, *Trenie i iznos* 1988, T.9, No 1, s. 173 –177.
11. Lebedev V.M., Baranov A.V.: Rabotosposobnost tribosopraženij stal - stal, smazyvaemych plastičnymi smazočnymi materialami, *Trenie i iznos*, 1988, T. 9, No 6, s.1040–1047.
12. Rajbov D.V., Matveeskij R.M., Fuks I.G., Bujanovski I.A.: Vlijanie med-soderžaščich dobavok na antifrikcionnye svojstva platičnych smazok, *Trenie i iznos*, 1989, T.10, No 6, s. 1100–1104.
13. Gribajło A.P., Atroščenko P.V.: Vlijanie medsoderžaščich napolnitelej na nekotorye tribologičeskie charakter stiki plastičnych smazok, *Trenie i iznos*, 1987, T. 8, No 6, s. 1121–1126.
14. Gribajło A.P.: Issledovanie vlijanija iodida medi v plastičnom materiale na parametry trenija, *Vestnik mašinostroenija*, 1984, No 8, s. 28–29.
15. Melničenko I.M., Gribajło A.P.: O vzaimodejstvii napolnennoj zakisju medi plstičnoj smazki z poverchnostjami tverdyh tel pri trenii, *Trenie i iznos*, 1980, T.I, No 5, s. 911–914.
16. Volobuev N.K., Danilov V.D., Kuznecov A.A.: Vlijanie ultradispersnyh poroškov metallov na svojstva smazočnych materialov, *Trenie i iznos*, 1994, T.15, No5, s. 871–786.
17. Melen B.V., Pičugin V.F.: Povyšenie iznosostojkosti tjaželonagružeennyh uzlov trenija na osnove izbiratel'nogo perenosa, *Trenie i iznos*, 1985, T.VI, No 5, s. 902–907.
18. Oniščuk N. Ju., Kužarov A.S., Kutkov A.A., Popov Ju. I., Poštavec Ju. G., Stenko D.A.: Ułučšenie tribotechničeskich svojstv metalloplakirujuščich plastičnych smazok kompleksoobrazujuščimi soedinenijami, *Trenie i iznos*, 1981, T.2, No 4, s. 625–629.
19. Krawiec S.: Wpływ ilości MoS₂ w smarze plastycznym na efektywność smarowania łożysk ślizgowych, *Zagadnienia Eksploatacji Maszyn*, PAN, 1991, vol. 26, z.1, s. 47–58.
20. Bojarski Z.: Mikroanalizator rentgenowski. Metoda analizy chemicznej w mikroobszarach, Katowice, Wyd. Śląsk, 1971.

Recenzent:

Andrzej KOTNAROWSKI

Summary

In this paper, the results of a research aiming at enhancing tribologic performance of the 1S grease lubricant by filling it with copper powder were presented. The influence of copper grain size and their concentration in the grease on the efficiency of lubrication was investigated. Subject to examinations were grease compounds with 1, 3, 6, and 9 wt. % of copper powder and with grain size 40, 63, and 160 μm . Tribologic testing was carried out using a standard 4 ball apparatus and in agreement with the prescriptions of the valid Polish standard. To evaluate the efficiency of the tested compositions, three criteria values were adopted: seizure load F_z , limiting wear load G_{0z} , and wear index I_h . Using the X-ray microanalysis, the examination of the chemical composition of the upper layer of balls loaded with $F = 126 \text{ daN}$ was carried out. The analysis revealed that surfaces lubricated with this grease lubricant modified by copper powders are subject to a build-up of a copper plating layer during the friction process. These layers feature a discontinuous structure and variable thickness. It was concluded that filling the tested grease lubricant with copper improved the efficiency of lubrication of the composition made. Quantitative evaluation of this improvement depends upon granulation of the powder and its concentration in the grease.

Jadwiga BAJER*

CHARAKTERYSTYCZNE WŁAŚCIWOŚCI SMARU PLASTYCZNEGO ODPORNEGO NA DZIAŁANIE NISKICH TEMPERATUR

CHARACTERISTIC PHYSICO-CHEMICAL PROPERTIES OF LOW TEMPERATURE-RESISTANT PLASTIC GREASE

Słowa kluczowe:

temperatura krzepnięcia, moment rozruchowy, penetracja, smarność, zużycie zmęczeniowe

Key-words:

temperature of coagulation, start-up, penetration, lubrication, fatigue wear

Streszczenie

W publikacji opisano charakterystyczne właściwości smaru przeznaczonego do łożysk tocznych pracujących w temperaturach poniżej -45°C.

Określono właściwości niskotemperaturowe opracowanych smarów plastycznych na bazie składników syntetycznych, wyznaczając moment

* Instytut Technologii Eksploatacji – PIB, 26-600 Radom, ul. Pułaskiego 6/10, tel. (048) 364-42-41 w. 203, fax (48) 644-47-65, e-mail: jadwiga.bajer@itee.radom.pl

obrotowy w chwili rozruchu i po 1 h pracy oraz penetrację w temperaturach ujemnych.

Zbadano wpływ smaru niskotemperaturowego na trwałość węzła tarcia, jego właściwości przeciwzużyciowe i przeciwzatarciowe oznaczając graniczne obciążenie zużycia oraz graniczny nacisk zatarcia w warunkach zacierania.

Parametry użytkowe opracowanych niskotemperaturowych smarów plastycznych porównano z parametrami smaru o podwyższonej odporności na działanie niskich temperatur.

W wyniku przeprowadzonych badań stwierdzono, że opracowane smary plastyczne spełniają wymagania przewidziane dla smaru do łożysk tocznych pracujących w temperaturach do -54°C .

WPROWADZENIE

Smary niskotemperaturowe należą do grupy specjalistycznych środków smarowych. Ich najważniejszym zadaniem jest zachowanie właściwości smarnych w węzłach tarcia w temperaturach ujemnych. Smary niskotemperaturowe, przewidziane do stosowania w łożyskach, obok charakterystyki niskotemperaturowej, muszą spełniać wymagania przewidziane dla smarów łożyskowych [L. 1].

Najbardziej charakterystycznym parametrem środka smarowego odpornego na działanie niskich temperatur są jego właściwości smarne w tych temperaturach, a przede wszystkim możliwość rozruchu maszyny i dalsza praca w temperaturach ujemnych. Parametrem opisującym te właściwości smaru plastycznego jest moment obrotowy mierzony dla łożyska smarowanego danym smarem w chwili rozruchu i po jednej godzinie pracy.

W łożyskach tocznych, w przypadku toczenia z poślizgiem, częściej niż w innych węzłach tarcia, w wyniku cyklicznego oddziaływania naprężeń kontaktowych następuje zmęczenie materiału inicjujące mikropęknięcia, których ilość wzrasta, prowadząc do odrywania się z pewnych obszarów materiału z warstwy wierzchniej w formie łusek, tzw. pitting [L. 2–4]. Ważną zatem informacją jest trwałość węzła tarcia w przypadku stosowania smaru plastycznego w łożyskach tocznych, niezależnie od temperatury, w jakiej smary są stosowane.

Smary plastyczne, które są przedmiotem prac badawczych prowadzonych w Instytucie Technologii Eksploatacji, należą do grupy smarów

łożyskowych eksploatowanych w różnych warunkach, również w temperaturach poniżej -35°C [L. 5–7]. Dlatego, obok parametrów charakteryzujących smary odporne na działanie niskich temperatur, istotna jest wiedza na temat właściwości smarnych smaru plastycznego określonych według wymagań dla smaru łożyskowego, w tym również o wpływie środka smarowego na zmęczeniowe zużycie powierzchniowe.

W pracy zaprezentowano wyniki badań, które stanowiły podstawę do określenia charakterystycznych parametrów smarnych i fizykochemicznych opisujących podstawowe wymagania dla niskotemperaturowego środka smarowego.

METODYKA BADAŃ

Przygotowano smary plastyczne na bazie syntetycznych baz olejowych oraz substancji żelujących organicznych i nieorganicznych z dodatkiem smarnym pochodzenia mineralnego.

Do badań wybrano związki chemiczne, których właściwości fizyczne i chemiczne, takie jak: mieszanie się składników, temperatura krzepnięcia wybranych cieczy bazowych, a także ich właściwości smarne, wpływające na właściwości tribologiczne smaru plastycznego, pozwalały zakładać uzyskanie pozytywnego wyniku pracy.

Do badań przygotowano smary plastyczne na bazie następujących składników:

Baza olejowa	– polialfaolefiny PAO4 (A) [L. 8] – diester kwasu karboksylowego SDO (B) [L. 9] – mieszanina PAO4 i SDO (C) – mieszanina mineralno-syntetyczna (D)
Środek zagęszczający	– pochodna kwasu tłuszczowego (S) – modyfikowana krzemionka (K) [L. 10]
Dodatek smarny	– krzemian magnezu (talk) (T) [L. 11]

Wymienione składniki oznaczono symbolami podanymi w nawiasach.

W Tabeli 1 przedstawiono smary i ich skład posługując się przyjętymi symbolami.

Właściwości opracowanych smarów plastycznych porównano do właściwości smaru oznaczonego symbolem DS_T, opracowanego w wyniku wcześniej realizowanego zadania badawczego.

Tabela 1. Skład i oznaczenia smarów plastycznych

Tabela 1. The chemical composition of elaborated greases

Baza olejowa	A		B		C		D	
Zagęszczacz	S	K	S	K	S	K	S	K
Dodatek smarny	T							
Smar z dodatkiem smarnym	AS_T	AK_T	BS_T	BK_T	CS_T	CK_T	DS_T	DK_T

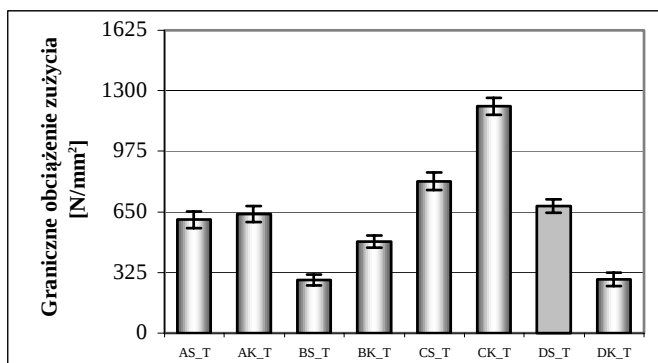
Smary plastyczne wykonane zgodnie z przyjętymi założeniami poddano badaniom fizykochemicznym i smarnym, charakteryzującym właściwości smarów łożyskowych przewidzianych do pracy w niskich temperaturach

WŁAŚCIWOŚCI SMARNE SMARÓW NISKOTEMPERATUROWYCH

Opracowane smary plastyczne zastosowano w węźle tarcia maszyny czterokulowej i określono ich właściwości przeciwwzatarciowe i przeciwzużyciowe w warunkach przewidzianych w normie PN-76/C-04147 oraz w warunkach zacierania pod działaniem liniowo wzrastającego obciążenia na zmodyfikowanym aparacie czterokulowym T-02 [L. 12].

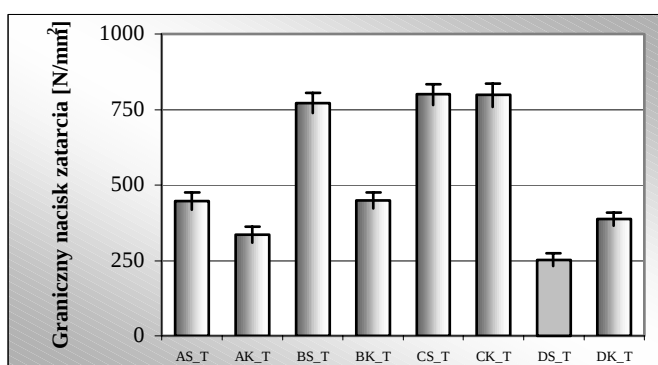
Istotnym problemem podczas eksploatacji maszyn pracujących w niskich temperaturach, poniżej -35°C , jest ich rozruch w tych temperaturach. Dlatego środek smarowy przeznaczony do smarowania elementów trących w niskich temperaturach musi charakteryzować się dobrą smarnością w momencie uruchomienia maszyny, co wykazują badania momentu obrotowego w chwili rozruchu i po 1 h pracy zgodnie z normą ASTM D 1478.

Jako smar stosowany również w łożyskach tocznych musi spełniać wymagania dla tej grupy smarów. Dlatego dla smarów plastycznych oznaczonych symbolami podanymi w tabelce 1 określono właściwości przeciwzużyciowe wyznaczając graniczne obciążenie zużycia G_{oz} (Rys. 1) i przeciwwzatarciowe w warunkach zacierania badając graniczny nacisk zatarcia p_{oz} , uwzględniając średnicę śladu zużycia (Rys. 2, 3) oraz właściwości określające zużycie zmęczeniowe powierzchni – pitting (Rys. 4–7).



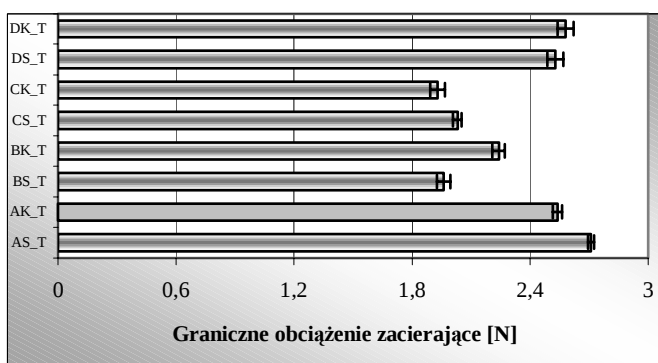
Rys. 1. Graniczne obciążenie zużycia węzłów tarcia smarowanych smarami plastycznymi

Fig. 1. The values of limiting load of wear for greases



Rys. 2. Graniczny nacisk zatarcia węzłów tarcia smarowanych smarami plastycznymi

Fig. 2. The values of limiting pressure of seizure for greases



Rys. 3. Średnica śladu zużycia węzłów tarcia smarowanych smarami plastycznymi

Fig. 3. Wear scar diameter on the steel balls lubricated with greases

Właściwości smarne opracowanych smarów plastycznych przeznaczonych do pracy w temperaturach poniżej -35°C w większości przypadków były lepsze niż smaru, do którego były porównywane – smaru DS_T o podwyższonej odporności na działanie niskich temperatur.

Na podstawie uzyskanych wyników testów smarnościowych można stwierdzić, że:

- Najwyższe parametry smarne zarówno przeciwzużyciowe, jak i przeciwzatarciowe posiada smar CK_T na bazie mieszaniny cieczy syntetycznych zagęszczonych modyfikowaną krzemionką,
- Do smarów o dobrych właściwościach przeciwzatarciowych można zaliczyć również smar BS_T na bazie syntetycznego diestru i organicznego środka żelującego oraz smar CS_T, zawierający jako fazę dyspergującą mieszaninę olejów syntetycznych.

Obok właściwości smarnych przewidzianych w normie PN-78/C-04147 wymagane jest badanie właściwości smarnych w warunkach temperatur ujemnych zgodnie z normą ASTM D 1478, polegające na wyznaczeniu momentu obrotowego w tych temperaturach.

Wartość momentu obrotowego określa możliwości smarne środka smarowego w warunkach niskich temperatur, co jest ważne w chwili uruchamiania maszyny. Ponadto jest to, obok penetracji w niskich temperaturach, parametr charakteryzujący właściwości niskotemperaturowe środka smarowego, na podstawie których określa się najniższą temperaturę, w jakiej smar plastyczny może być stosowany.

W **Tabeli 2** przedstawiono wartości momentu obrotowego w temperaturze -54°C dla smarów o najlepszych parametrach fizykochemicznych i smarnych [L. 13]. Pomiar momentu obrotowego wykonuje się w chwili rozruchu i po 1 godzinie pracy w węźle tarcia, co pozwala ocenić możliwości stosowania smaru plastycznego w niskich temperaturach.

Badanie wykonano w temperaturze -54°C . Jest to najniższa temperatura, jaką można było uzyskać wykonując ten test. Moment obrotowy oraz penetracja w niskiej temperaturze pozwalają określić najniższą temperaturę stosowania smaru plastycznego, która dla większości badanych smarów może być niższa niż wyznaczone -54°C [L. 14].

Według opinii wydanej przez Instytut Techniczny Wojsk Lotniczych smary te, biorąc pod uwagę pracę w temperaturze -54°C , mają parametry charakteryzujące smary lotnicze [L. 15].

Tabela 2. Moment obrotowy smarów plastycznych

Table 2. Low-temperature torque of ball bearing greases

Smar plastyczny	Moment obrotowy [Nm]	
	W chwili rozruchu	Po 1 h pracy
AK_T	0,057	0,028
AS_T	0,116	0
BK_T	0,057	0
CK_T	0,057	0
CS_T	0,174	0,029

Opracowane smary plastyczne przewidziane są do stosowania między innymi w łożyskach tocznych, których trwałość maleje najczęściej ze względu na powierzchniowe zużycia zmęczeniowego. Dlatego zbadano proces tej formy zużycia tzw. pitting w łożyskach tocznych smarowanych opracowanymi środkami smarowymi. Wykonano test zgodnie z normą IP 300/82 dla smarów BS_T, CS_T, CK_T o najwyższych parametrach fizykochemicznych, niskotemperaturowych i smarnych (**Rys. 4–6**).

Na podstawie uzyskanych zależności obliczono czas, po upływie którego 10% i 50% badanych węzłów tarcia, smarowanych tymi smarami, ulegnie uszkodzeniu – L_{10} i L_{50} . Uzyskane wyniki zamieszczono na **Rys. 7**.

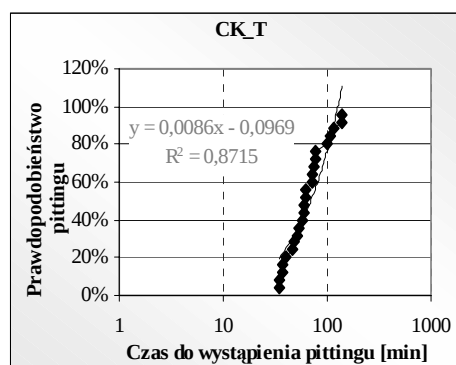
**Rys. 4. Prawdopodobieństwo wystąpienia pittingu dla smaru CK_T**

Fig. 4. Probability of the pitting for CK_T gear

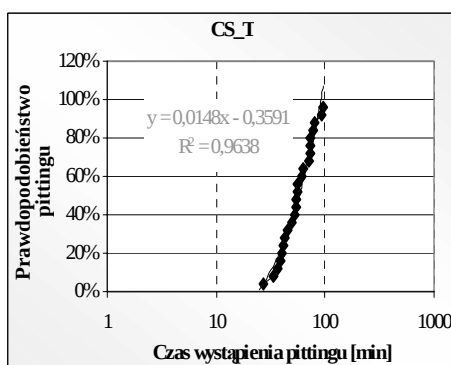
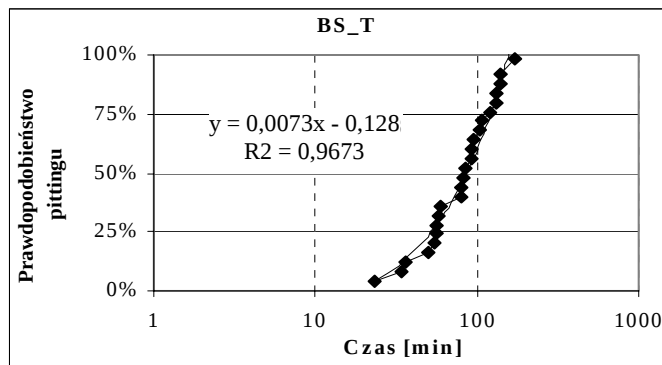
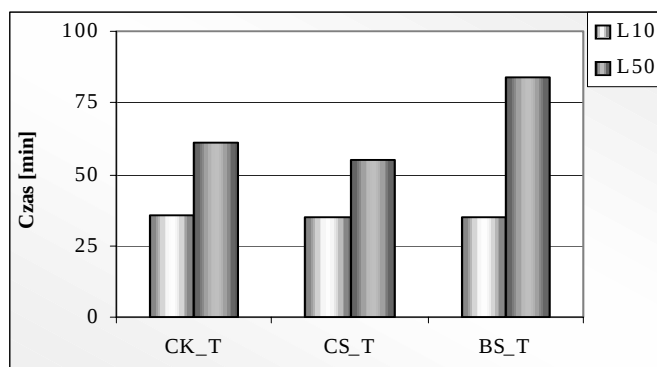
**Rys. 5. Prawdopodobieństwo wystąpienia pittingu dla smaru CS_T**

Fig. 5. Probability of the pitting for CS_T gear



Rys. 6. Prawdopodobieństwo wystąpienia pitingu dla smaru BS_T

Fig. 6. Probability of the pitting for BS_T gear



Rys. 7. Trwałość węzła tarcia przy 10% i 50% prawdopodobieństwie wystąpienia uszkodzenia dla badanych smarów

Fig. 7. Tribological system life at 10% and 50%-probability of the defect occurrence for the tested greases

Z przeprowadzonych badań wynika, że:

- Kompozycja smarowa oparta na bazie diestru sebacynowego zapewnia najwyższą odporność smarowanego węzła tarcia na powierzchniowe zużycie zmęczeniowe; uzyskana wartość L_{50} dla smaru BS_T jest najwyższa.
- 10% węzłów tarcia smarowanych opracowanymi smarami ulegnie uszkodzeniu w tym samym czasie; różnica w wartościach L_{10} dla badanych smarów wynosi poniżej 1 minuty.
- Najkrótszy czas eksploatacji tocznych węzłów tarcia jest osiągany przy zastosowaniu smaru CS_T.

Stwierdzone różnice czasu trwałości eksploatacyjnej łożysk tocznych smarowanych smarami BS_T i CS_T na bazie tego samego zagęszczacza, ale różnych olejów bazowych mogą być efektem stosowania różnych faz dyspergujących.

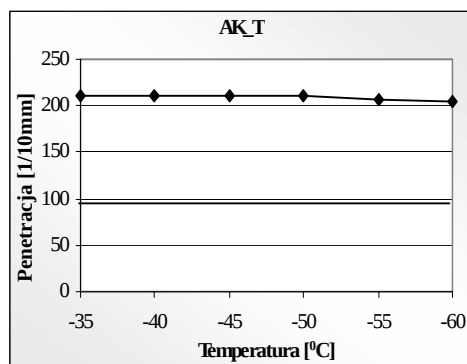
W przypadku smarów CK_T i CS_T na bazie tej samej cieczy bazowej te różnice czasu są niewielkie, co może potwierdzać tezę, iż trwałość zmęczeniowa węzła tarcia dla opracowanych smarów plastycznych zależy przede wszystkim od rodzaju zastosowanej bazy olejowej.

WŁAŚCIWOŚCI FIZYKOCHEMICZNE CHARAKTERYZUJĄCE SMARY NISKOTEMPERATUROWE

Istotnym parametrem opisującym właściwości smaru przeznaczonego do stosowania w temperaturach ujemnych jest penetracja w tych temperaturach. Jest to drugi parametr tzw. charakterystyki niskotemperaturowej, pozwalający określić najniższą temperaturę stosowania smaru plastycznego.

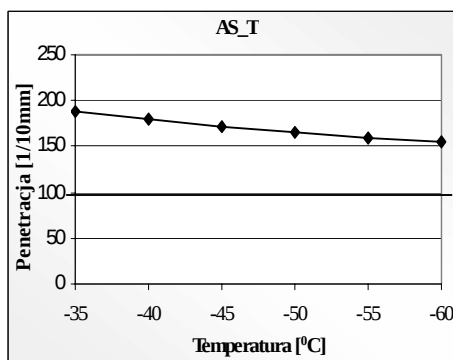
Dla określenia najniższej temperatury stosowania smaru plastycznego, tzn. temperatury, w której penetracja smaru wynosi 100 [L. 16], wyznaczano penetrację obniżając temperaturę smaru co 5 stopni.

Najniższa temperatura, w jakiej dokonano pomiaru penetracji, wskazywała -60°C . Wyniki pomiarów przedstawiają **Rysunki 8–14**.



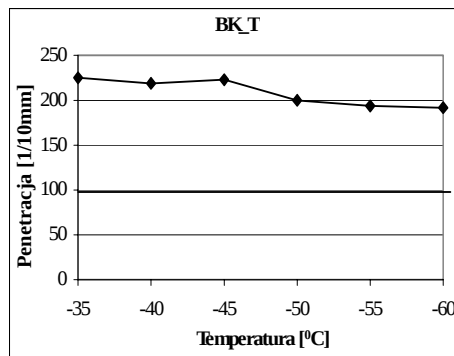
Rys. 8. Wykres zmian wartości penetracji w temperaturach ujemnych dla smaru AK_T

Fig. 8. The values of penetration in low temperatures for AK_T gear



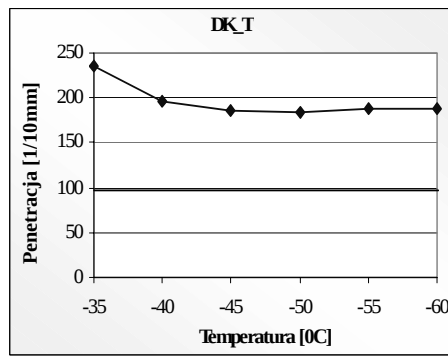
Rys. 9. Wykres zmian wartości penetracji w temperaturach ujemnych dla smaru AS_T

Fig. 9. The values of penetration in low temperatures for AS_T gear



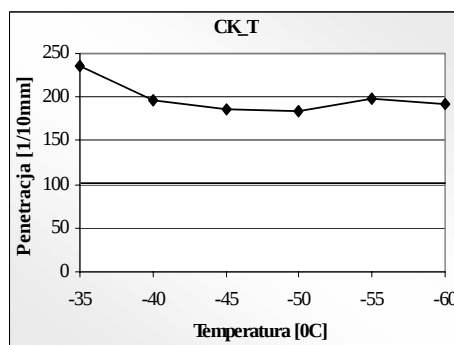
Rys. 10. Wykres zmian wartości penetracji w temperaturach ujemnych dla smaru BK_T

Fig. 10. The values of penetration in low temperatures for BK_T gear



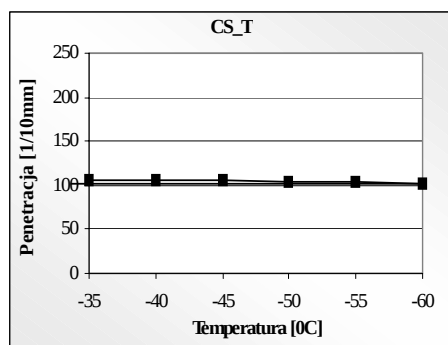
Rys. 11. Wykres zmian wartości penetracji w temperaturach ujemnych dla smaru DK_T

Fig. 11. The values of penetration in low temperatures for DK_T gear



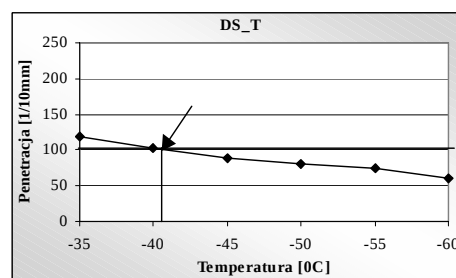
Rys. 12. Wykres zmian wartości penetracji w temperaturach ujemnych dla smaru CK_T

Fig. 12. The values of penetration in low temperatures for CK_T gear



Rys. 13. Wykres zmian wartości penetracji w temperaturach ujemnych dla smaru CS_T

Fig. 13. The values of penetration in low temperatures for CS_T gear



Rys. 14. Wykres zmian wartości penetracji w temperaturach ujemnych dla smaru DS_T

Fig. 14. The values of penetration in low temperatures for DS_T gear

Na podstawie analizy wyników przedstawionych na rysunkach można stwierdzić, że: penetracja dla większości opracowanych smarów plastycznych w temperaturze -60°C znacznie przekroczyła 100, dla smaru CS_T, na bazie mieszaniny cieczy syntetycznych, zagęszczacza organicznego i krzemianu magnezu jako dodatku smarnego, w tej temperaturze wynosiła 102. Smar plastyczny DS_T, na bazie mieszaniny cieczy mineralnej i syntetycznej, o podwyższonej odporności na działanie niskich temperatur (do którego porównywano opracowane środki smarowe) penetrację 102 posiadał w temperaturze -40°C . Można więc przyjąć stwierdzenie, że poniżej tej temperatury smaru tego nie można stosować.

Biorąc pod uwagę parametry wymagane dla określenia najniższej temperatury stosowania opracowanych smarów plastycznych, tzn. wartości momentu obrotowego w niskiej temperaturze i penetrację równą 100 w tej temperaturze, można stwierdzić, że najniższą temperaturą stosowania smaru CS_T jest temperatura -54°C . Pozostałe opracowane i przedstawione w tej pracy smary plastyczne można stosować w temperaturze -54°C , ale nie jest to jeszcze najniższa temperatura eksploatacji tych środków smarowych.

PODSUMOWANIE

W wyniku przeprowadzonych badań, określających cechy charakteryzujące opracowane smary przeznaczone do stosowania w temperaturach ujemnych można przyjąć, że:

- Opracowane smary plastyczne posiadają parametry charakteryzujące smary plastyczne odporne na działanie niskich temperatur – poniżej -45°C posiadają niski moment rozruchowy oraz penetrację powyżej 100.
- Odporność na działanie temperatur ujemnych opracowanych smarów wzrosła po zastosowaniu syntetycznej cieczy bazowej o niskiej temperaturze krzepnięcia.
- Opracowane smary odporne na działanie temperatury poniżej -45°C posiadają wymagane właściwości smarne.
- Najefektywniej przeciwzatarciowo i przeciwzużyciowo działają smary plastyczne na bazie mieszaniny cieczy syntetycznych zachowując wysoką odporność na działanie temperatury do -54°C .

Smary plastyczne odporne na działanie temperatury poniżej -45°C , tzw. smary niskotemperaturowe, przeznaczone do smarowania powierzchni trących w różnych skojarzeniach tribologicznych, muszą charakteryzować się takimi właściwościami fizykochemicznymi i smarnymi, aby zapewnić uruchomienie maszyny i bezawaryjną eksploatację w niskiej temperaturze. Właściwości te zapewnia odpowiedni dobór jakościowy i ilościowy składników smaru plastycznego, co znalazło potwierdzenie w przedstawionej pracy, której celem było opracowanie smaru plastycznego zaliczanego do niskotemperaturowych, specjalistycznych środków smarowych.

Praca naukowa finansowana ze środków Komitetu Badań Naukowych w latach 2003–2006 jako projekt badawczy.

LITERATURA

1. Norma PN-72/C-96134 – Smary plastyczne ŁT ogólnego stosowania do łożysk tocznych.
2. Pytko S., Szczerek M.: Zmęczenie powierzchni – pitting. Pitting – forma niszczenia elementów tocznych. Tribologia Tribotechnika pod red. Szczerek M., Wiśniewski M. PTT, ITeE, SliTMP.
3. Torrance A.A., Morgan J. E., Wan G. T. Y.: An additives influence on the pitting and wear of ball bearing steel. Wear 192/1996.
4. Arnsek A., Visintin J.: Pitting Resistance of Rapeseed-Based Oils. Journal of the Society of Tribologists and Lubrication Engineering nr 3/2001.
5. Bajer J., Janecki J.: Wpływ dodatków przeciwwzartarcowych na właściwości tribologiczne syntetycznych smarów plastycznych. Tribologia nr 4/2001.
6. Bajer J., Janecki J.: Syntetyczne smary plastyczne do różnych zastosowań. Problemy Eksploatacji nr 2/2004.
7. Janecki J.: Nietoksyczne smary plastyczne na bazie związków syntetycznych. Grant 2001–2003. ITeE.
8. Fotheringham J.D., Moore L.D.: PAO Based Synthetic Lubricants in Industrial Applications. 13th Int. Colloquium Tribology, Esslingen 2002.
9. Van der Waal B.: Estry i dobór estrów do kompozycji smarowych. Unichema International, Seminarium: Estrowe oleje bazowe. Kraków 1995.
10. Arndt A.: Podstawy chemii ogólnej i nieorganicznej. PWN, Warszawa 1986.
11. Snyder M.K.: Chemia – struktura i reakcje. WNT, Warszawa 1975.
12. Szczerek M., Tuszyński W.: Badania tribologiczne. Zacieranie. Instytut Technologii Eksploatacji, Radom 2000.

13. Bajer J.: Wpływ składników smaru plastycznego do pracy w temperaturach ujemnych na charakterystyki tribologiczne. Tribologia nr 5/20005.
14. Bajer J.: Wpływ fazy dyspergującej na właściwości smaru plastycznego przeznaczonego do pracy w niskich temperaturach. Tribologia nr 6/2005.
15. Raport z badań momentu obrotowego w temperaturze -54°C nr 238/05, 705/05. WOBR-MPS.
16. Stańkowski L.: Zasady smarowania łożysk tocznych. Paliwa i Smary w Eksploatacji nr 45, 1998.

Recenzent:
Stanisław PYTKO

Summary

There was described characteristic properties of the grease designed for rolling bearings working at temperatures below -45°C .

The low-temperature properties of elaborated greases were determined on the base of low-temperature torque and penetration at temperatures below 0°C .

The influence of elaborated low-temperature greases on the durability of tribological couple and their antiwear and antiseizure properties was determined using limiting load of were and limiting pressure of seizure.

It has been ascertained that elaborated greases have properties provided for a rolling bearing grease working at temperature above -54°C .

Krzysztof BIERNACKI*

ANALIZA ZJAWISK ZACHODZĄCYCH W WARSTWIE PRZYŚCIENNEJ SMARU PLASTYCZNEGO

ANALYSIS OF PHENOMENON APPEAR IN BOUNDARY LAYER OF GREASES

Słowa kluczowe:

smar plastyczny, oddziaływanie dipolowe, warstwa przyścienna

Key words:

grease, polar interactions, boundary layer

Streszczenie

Praca poświęcona jest badaniom nad właściwościami reologicznymi smarów plastycznych. Obejmuje ona analizę literatury opisującej zjawiska przyścienne w smarach plastycznych. Zwrócono tutaj uwagę na fakt, że badania opisane w literaturze stwierdzały istnienie warstwy przyściennej w smarach plastycznych, lecz nie wyjaśniły przyczyny jej powstawania. Celem tej analizy jest też pokazanie, że właściwości tribologiczne

* Politechnika Wrocławska, Wydział Mechaniczny Instytut Konstrukcji i Eksploatacji Maszyn, ul. I. Łukasiewicza 7/9 50-371 Wrocław, tel. (071) 320-31-12.

i reologiczne smarów plastycznych są ze sobą powiązane. W literaturze dotyczącej smarów plastycznych nie ma powiązania tych właściwości i badania reologiczne są czynione w oderwaniu od badań tribologicznych.

WPROWADZENIE

Pierwsze publikacje dotyczące efektów przyściennych w smarach plastycznych pojawiły się już w roku 1960. Bramhal i Hutton [L. 4] badając smar w reometrze nurnikowym, stwierdzili spadek wartości naprężeń stycznych w tym smarze przemieszczającym się w pobliżu ścianki metalowej. Zaobserwowany doświadczalnie efekt wyjaśnili oni jako wynik odpychania od metalowej ścianki cząstek mydła. Pogląd ten uznawany był w reologii smarów przez długi czas i nikt nie zajmował się próbą wyjaśnienia tego zjawiska.

Badania przepływu smarów plastycznych w przewodach prowadzili także Swartz i Hardy [L. 24], którzy w roku 1990 stwierdzili spadek oporu przepływu smarów plastycznych w przewodach stalowych. Według nich, za taki stan rzeczy odpowiedzialne jest wydzielanie się warstwy oleju na ścianie przewodu w wyniku odpychania cząstek zagęszczacza od stalowej powierzchni. Swartz i Hardy podają takie wyjaśnienie bez podania przyczyny wydzielania oleju na ścianie.

Próba wyjaśnienia zjawiska powstawania warstwy przyściennej jako efekt oddziaływania smaru z powierzchnią ścianki pojawiła się w roku 1981. Czarny i Moes [L. 11] zwracają uwagę na fakt, że wartość naprężenia stycznego granicznego smaru w warstwie przyściennej jest zależna również od rodzaju materiału ścianki przewodu. Zwrócił on uwagę na różnicę w wartości naprężeń stycznych smaru litowego Albania EP-2 w pobliżu ścianki z pleksiglasu i mosiądzu. Naprężenie styczne τ miało wyższą wartość w pobliżu ścianki wykonanej z pleksiglasu. Naprężenie to mierzono na reogoniometrze Weissenberga z użyciem płytki i stożka. Stożek i płytka były wykonane z badanych materiałów. Należy zwrócić także uwagę na fakt, że powierzchnia mosiężna była wykonana z chropowatością $R_a = 0,6 \mu\text{m}$, natomiast powierzchnia z pleksiglasu posiadała chropowatość $R_a = 0,05 \mu\text{m}$. Mimo że chropowatość powierzchni z pleksiglasu była ok. 10-krotnie niższa, to wartość naprężenia stycznego smaru LT4-S2 była w jej pobliżu wyraźnie wyższa. Zjawisko to było szczególnie widoczne przy niewielkich gradientach prędkości ścinania.

W innej publikacji [L. 11] Czarny stawia zasadną hipotezę o przyciąganiu cząstek mydła do powierzchni: „Również powstawanie warstwy powierzchniowej d i warstwy przyściennej s można wyjaśnić aktywnością cząstek zagęszczacza. Aktywne cząstki mydła, które znajdują się w pobliżu metalowej (lub z innego materiału) ścianki, są przez tę ściankę przyciągane tworząc na jej powierzchni warstwę. Liczba tych zaadsorbowanych cząstek, a więc grubość warstwy d zależy od rodzaju smaru, a także materiału, z jakim ten smar jest w kontakcie. Powstaje w ten sposób uboga w zagęszczacz warstwa przyścienna. Jej grubość zależna od rodzaju smaru i rodzaju współpracującego materiału, jest tym większa, im mniejszy jest udział procentowy zagęszczacza”.

W pracy tej nie ma jednak wyjaśnienia mechanizmu tego procesu. Nie wyjaśniono, dlaczego cząstki mydła są przyciągane do powierzchni. Do jakiego rodzaju powierzchni? Do każdej, czy tylko niektórych? Czy efekt ten wystąpi w każdym smarze, czy tylko w niektórych? W pełni słuszna teza o warstwie przyściennej nie została w tej pracy poparta głębszą analizą i nie ma też mowy o oddziaływaniu dipolowym.

W dalszej części artykułu [L. 11] znajduje się stwierdzenie, że „Kształtowaniu się warstwy przyściennej pomaga również fakt, że rozmiary cząstek mydła są zróżnicowane. Dlatego też, gdy znajdą się one w pobliżu ścianki, większe cząstki (te, które nie zostaną zaadsorbowane) zostaną dalej odepchnięte aniżeli mniejsze. W pobliżu ścianki utworzy się warstwa, w której stężenie cząstek jest bardzo duże na ściance. W dalszej części tej warstwy znajduje się smar bardzo rozrzedzony i olej z liczbą coraz większych cząsteczek zagęszczacza wzrastającą w kierunku masy smaru”. Zdaniem autora niniejszego artykułu za zjawisko to odpowiedzialne jest oddziaływanie dipolowe, a w procesie tym przeważa przyciąganie, ponieważ uprzywilejowane są orientacje z minimum potencjału [L. 22]. W swoich późniejszych pracach Czarny odrzucił odpychanie jako proces odpowiedzialny za tworzenie warstwy przyściennej [L. 9–10], ale nadal nie uwzględnia roli oddziaływania dipolowego. Prace są cenne z punktu widzenia poznawczego, nie ma w nich jednak szerszych uogólnień dotyczących rodzaju materiałów i smarów, przy których zjawisko to występuje, jakkolwiek podano opis warstwy przyściennej, który jest zgodny z późniejszymi obserwacjami. Bardzo interesująca pod tym względem jest inna praca [L. 10], w której badano w reometrze rotacyjnym zmiany wartości naprężeń stycznych smaru litowego ŁT4-S2 i wapieniowego M-2, stykających się ze ściankami z tworzyw sztucznych

(poliamid i PTFE) i metalowymi (duraluminium, żeliwo szare, ZnAl i brąz). Podczas badań autor tej pracy zaobserwował, że naprężenie styczne w smarach jest niższe w pobliżu ścianek metalowych aniżeli w pobliżu ścianek z tworzyw sztucznych.

Mimo że nie zwrócono uwagi na rolę oddziaływania dipolowego w tym procesie, to prace te wykazały, że materiał przewodu odgrywa istotną rolę w powstawaniu warstwy przyściennej w smarach plastycznych. Warstwa ta jest istotną cechą zmniejszającą wartość naprężeń stycznych i opory przepływu w obszarze styku smaru ze ścianką przewodu smarowniczego lub powierzchnią roboczą łożyska. Warstwa ta wykazuje odmienne właściwości reologiczne aniżeli pozostała masa smaru, a jej istnienie zostało wielokrotnie potwierdzone doświadczalnie [L. 2, 4, 10, 11, 23, 25]. W warstwie tej naprężenie styczne graniczne przyjmuje wartości niższe aniżeli odpowiednie naprężenie zarejestrowane dalej od ścianki. Tuż przy samej powierzchni naprężenie graniczne jest najmniejsze i wzrasta w miarę oddalania się od tej powierzchni. Vinogradow i współpracownicy przyjęli, że wartość tego naprężenia w miarę oddalania się od powierzchni aż do ustalenia się go w warstwach głębiej położonych ma przebieg liniowy [L. 25].

Czarny i Moes zaproponowali rozkład wartości naprężeń stycznych w warstwie przyściennej [L. 13]. Autor niniejszego artykułu opierając się na ich równaniu przyjął rozkład wartości lepkości strukturalnej w tej warstwie, którego postać opisano zależnością:

$$\eta = \eta_0 \left[1 - e^{-\left(\frac{z+d}{s}\right)} \right] \quad (1)$$

gdzie: η_0 – lepkość strukturalna w masie smaru,

z – współrzędna normalna do ścianki,

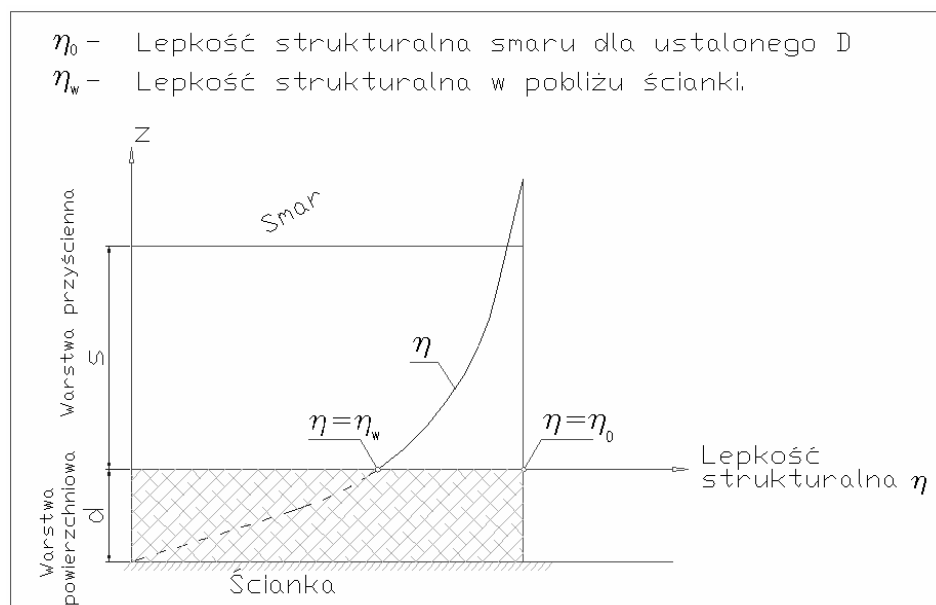
s – grubość warstwy przyściennej,

d – grubość warstwy powierzchniowej (wynikająca z przyjętego rozkładu lepkości i naprężeń stycznych).

Parametry s i d zależne są od rodzaju smaru oraz materiałów z nim współpracujących i temperatury. Rozkład lepkości opisany zależnością (1) przedstawiono na rysunku (**Rys. 1**), z którego wynika, że przepływ smaru zaczyna się wówczas, kiedy wartość lepkości strukturalnej η przy ścianie przekroczy wartość istniejącej tam w smarze wartości lepkości strukturalnej granicznej η_w .

W strefie powierzchniowej przebieg lepkości przedstawiono w postaci linii przerywanej i z zastrzeżeniem, że nie należy odczytywać tego jako dalszy spadek wartości lepkości, lecz tylko jako obraz tego zjawiska, gdyby wystąpił całkowity poślizg warstwy smaru na ścianie. Miałoby to miejsce wówczas, gdyby nie było żadnego oddziaływania pomiędzy cząstkami zagęszczacza w smarze, a ścianką przewodu. Oddziaływanie takie jednak zawsze występuje, dlatego opisane to zostało parametrem grubości warstwy powierzchniowej d oraz zaznaczono, że odcinek oznaczony na rysunku (**Rys. 1**) linią przerywana należy rozumieć jako przebieg hipotetyczny wartości lepkości strukturalnej.

Czarny i Moes [L. 13], którzy ściskali przy stałym obciążeniu smar plastyczny z zagęszczaczem litowym Alvania EP-2 pomiędzy dwiema stalowymi płytkami o średnicy 50 mm, zaobserwowali efekty przyścienne. Wynik ich pracy przedstawiono na rysunku (**Rys. 2**). Widać na nim, że przy grubości filmu smaru ok. 30 μm , opadanie górnej płytki staje się szybsze aniżeli przy większych grubościach tego filmu.



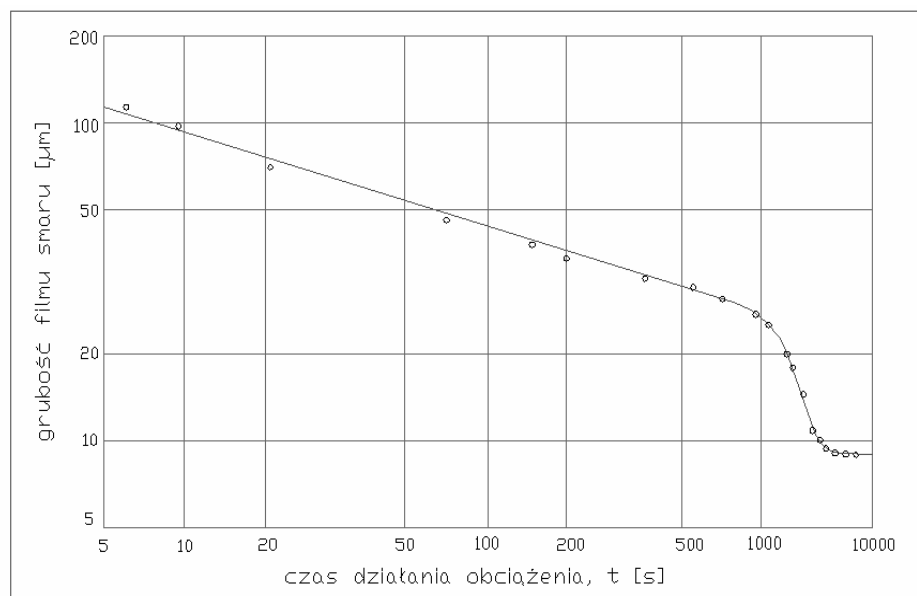
Rys. 1. Rozkład lepkości strukturalnej η w warstwie przyściennej smaru w funkcji odległości Z od ścianki na podstawie modelu rozkładu naprężeń stycznych opracowanego przez Czarnego i Moesa [L. 9, 13]

Fig. 1. Distribution of the viscosity η in the boundary layer of grease as a function of distance Z from the wall on the base of model of Czarny and Moes [L. 9, 13]

Zdaniem autora niniejszego artykułu (podobnie jak Czarny i Moes) zjawisko to jest wynikiem rozrzedzenia smaru i powstania w ten sposób strefy zubożonej o niższej lepkości. Właśnie przez to prędkość opadania była wyższa, co spowodowało załamanie się krzywej przedstawionej na rysunku (**Rys. 2**).

Dodatkowo należy zwrócić uwagę na fakt, o czym autorzy cytowanej pracy nie wspominają, że mamy tu do czynienia ze smarem litowym (czyli z zagęszczaczem polarnym), ściskany pomiędzy płytkami stalowymi. Istnieją zatem warunki do powstania warstwy przyściennej w analizowanym obszarze. W miarę dalszego zbliżania się płytek nie widać już zmiany grubości filmu smaru, a opadająca płytka stalowa zatrzymała się na zaadsorbowanych przez stalowe powierzchnie polarnych cząstkach zagęszczacza.

Należy też dodać, że załamanie widoczne na rysunku (**Rys. 2**) jest wynikiem nałożenia się dwóch warstw przyściennych wytworzonych przy obydwu płytkach, co podkreślają autorzy publikacji [**L. 13**]. Wysokość początkowa szczeliny wynosiła w doświadczeniu ok. 0,1 mm.



Rys. 2. Zmiana grubości filmu w smarze Alvania EP-2 znajdującym się pomiędzy dwiema stalowymi płytkami w czasie działania obciążenia o stałej wartości [**L. 9, 13**]

Fig. 2. Change in film thickness of grease Alvania EP-2 during the action of loading of constant value [**L. 9, 13**]

Zatem warstwa przyścienna przy górnej płytce nie zdąży wypłynąć na zewnątrz przy tak małej prędkości opadania płytki górnej posiadającej 50 mm średnicy. Wynika z tego, że zachodzi tutaj interferencja dwóch warstw przyściennych [L. 13]. Można zatem stwierdzić, że warstwa przyścienna ma dla tego konkretnego przykładu grubość ok. 13 μm .

Zdaniem autora niniejszego artykułu warstwa przyścienna powstająca w wyniku oddziaływania polarnego pomiędzy cząstkami w smarze a metalową ścianką będzie powodowała zmniejszenie oporów przepływu na kilka sposobów:

- zaadsorbowane na powierzchni cząstki pokryją wszelkie mikronierówności,
- polarne cząstki wytworzą strefę powierzchniową, po której będzie mógł „ślizgać się” smar podczas przepływu,
- cząstki polarne (zagęszczacz i dodatki) zostaną przyciągnięte do ścianki z masy smaru, dlatego w pewnej odległości od ścianki powstanie strefa zubożona o niższej lepkości aniżeli lepkość pozostałej masy smaru, a to spowoduje dodatkowe ułatwienie podczas przepływu smaru.

Jeżeli cząstki mydeł polarnych oddziałują z powierzchniami metalowymi, to powinno się to działanie ujawnić podczas powstawania filmu smarnego na tych powierzchniach. Jeżeli mydło przylega w wyniku adsorpcji do powierzchni polarnej, to film smarny wytworzony przez smar powinien być grubszy aniżeli film wytwarzany przez sam olej. Ponadto grubość filmu w smarze powinna wzrastać w miarę wzrostu stężenia zagęszczacza. Na fakt oddziaływania pomiędzy łańcuchami zagęszczacza a szklaną płytką, pokrytą polarną warstwą tlenku tytanu TiO_2 wskazują wyniki badań, które przeprowadzili Cann, Spikes, Wiliamson i Kendal [L. 5, 24]. Zaobserwowali oni wzrost grubości filmu smarnego podczas współpracy kulki stalowej z bieżnią pokrytą polarną warstewką tlenku tytanu TiO_2 . Pomiaru dokonali oni interferencyjną metodą Alströma pozwalającą na wyznaczenie grubości filmu smarnego.

Cann i współautorzy [L. 5, 24] stwierdzili, że grubość filmu smarnego rosła wyraźnie w miarę wzrostu stężenia zagęszczacza w smarze zarówno litowym, jak i wapniowym. Interesującym jest fakt, że grubość filmu smarnego wzrastała bardziej dla smaru z zagęszczaczem litowym. Grubość tego filmu wzrastała także w miarę wzrostu prędkości przepływu pomiędzy bieżnią a kulką oraz że rodzaj zagęszczacza ma wpływ na grubość filmu smarnego [L. 24].

Przy prędkości 0,1 m/s grubość filmu smarnego dla smaru wapniowego o lepkości 0,169 Pa*s wynosiła ok. 150 nm, natomiast dla smaru z zagęszczaczem litowym, o lepkości 0,170 Pa*s wynosiła ona ok. 200 nm [L. 24]. W miarę wzrostu lepkości wzrastała także i grubość tego filmu, przy czym w tym wypadku smary posiadały lepkość zbliżoną. Wyraźnie, zatem przejawia się tutaj nie tylko wpływ lepkości, ale i zagęszczacza, którego rodzaj odgrywa ważną rolę w powstawaniu filmu smarnego.

Dla smaru z zagęszczaczem będącym mieszaniną mydła litowego z wapniowym, wzrost grubości filmu smarnego był większy aniżeli w wypadku smaru zagęszczonego jednym rodzajem mydła [L. 24]. Stwierdzono, że smar o klasie konsystencji 2, w którym zagęszczacz stanowiła mieszanina mydła litowo-wapniowego o stężeniu 9% tworzył, przy prędkości 0,044 m/s film smarny grubości 232 nm. Natomiast smar o klasie konsystencji 3, którego zagęszczaczem było mydło litowe o stężeniu 12,6%, przy tej samej prędkości tworzył film smarny o grubości 215 nm. W wypadku smaru wapniowego o klasie konsystencji 3 i o stężeniu zagęszczacza 19,5% powstający film smarny miał grubość 247 nm [L. 24]. W takim wypadku nie można wyjaśniać zjawiska wzrostu grubości filmu smarnego tylko przez wzrost lepkości smarów plastycznych. Obecność cząstek zagęszczacza oraz jego rodzaj odgrywa tutaj rolę bardzo istotną.

Wpływ zagęszczacza w tym procesie widać także po porównaniu wyników, jakie zaobserwowali Guanteng, Spikes, Wiliamson i Kendal [L. 15, 24]. W publikacji [L. 24] Wiliamson stwierdził, że olej polialfaolefinowy o wysokiej lepkości 0,314 Pa*s tworzył, przy prędkości 0,05 m/s, film smarny o grubości ok. 100 nm. Guanteng i Spikes [L. 15] zaobserwowali dla tych samych warunków grubość filmu smarnego podobnych rozmiarów w smarze litowym o lepkości 0,165 Pa*s (stężenie zagęszczacza 3,5%) i dla smaru wapniowego przy lepkości 0,158 Pa*s (stężenie zagęszczacza 6,5%). Widać z tego, że skład chemiczny (czyli obecność zagęszczacza polarnego), a nie tylko sama lepkość odgrywa istotną rolę w powstawaniu filmu smarnego.

Gdy jako zagęszczacz zastosowano polimery niepolarne takie jak poliizopren i kopolimer dwukarboksylowy (tzw. comb polimer CMB), grubość filmu smarnego, powstającego w obecności tego typu zagęszczaczy, dla małych prędkości przepływu była mniejsza w porównaniu z zagęszczaczami polarnymi [L. 21]. Mieszanina 5% poliizoprenu w oleju mineralnym dla prędkości przepływu 0,01 m/s tworzyła film smarny o grubości

mniejszej aniżeli 50 nm, a dla 10% CMB w oleju polialfaolefinowym ok. 10 nm. Dla 5-procentowej mieszaniny poliizoprenu w oleju polialfaolefinowym grubość filmu smarnego wynosiła ok. 40–45 nm [L. 21]. W wypadku zagęszczaczy polarnych (dla małych prędkości przepływu) grubość filmu smarnego jest znacznie większa i tak np. w temperaturze 25°C dla smarów zagęszczonych 7% 12-hydroksystearynianem litu lub dwumocznikiem grubość ta wynosi ok. 100 nm [L. 17]. Podobnie wygląda porównanie grubości filmu smarnego przedstawione w artykule [L. 15]. Dodatek 5% polimeru spowodował, że dla prędkości w zakresie 0,001 do 0,01 m/s grubość filmu smarnego wynosiła od 20 do ok. 40 nm. Dla smaru z polarnym zagęszczaczem dwumocznikowym i litowym grubość ta przy tej samej prędkości wynosiła nawet ok. 110 nm [L. 15, 17].

Zdaniem autora niniejszej pracy ten sam mechanizm dipolowy, który powoduje powstawanie filmu smarnego na powierzchniach polarnych w szczeliny smarowej, będzie miał też wpływ na tworzenie się warstwy przyściennej w smarach plastycznych podczas ich przepływu w przewodzie. Jak wykazały powyżej omówione badania, grubość filmu smarnego jest zależna od tego czy cząstka zagęszczacza jest dipolem, czy też nim nie jest. Wszystkie zjawiska, które ułatwiają tworzenie się filmu smarnego, także będą miały wpływ na powstawanie warstwy przyściennej. Cann w artykule [L. 7] próbuje wyjaśnić przyczynę powstawania filmu smarnego i wzrostu jego grubości zwracając uwagę tylko na zachowanie się oleju i praktycznie pomijając oddziaływanie zagęszczacza. Sądzi ona, że wzrost grubości filmu smarnego dla większych prędkości przepływu spowodowany jest intensywniejszym dopływem oleju do szczeliny [L. 7]. Jednak bardziej szczegółowa analiza wyników jej badań wskazuje, że zagęszczacz też ma znaczenie w tworzeniu się filmu smarnego. Dlatego wyjaśnienie zjawiska przedstawionego przez Cann nie można uznać za wyczerpujące, skoro pomija ona rolę zagęszczacza.

Wzrost grubości filmu smarnego w porównaniu z grubością filmu smarnego tworzonego przez czysty olej bazowy powodują także zagęszczacze polimerowe, które nie są polarne [L. 21]. Wzrost ten nie jest jednak tak duży jak dla smarów z zagęszczaczami polarnymi. Łańcuchy zagęszczaczy polimerowych nie oddziałują dipolowo pomiędzy sobą, co przejawia się w tym, iż struktura smarów z tymi zagęszczaczami jest mniej trwała aniżeli w wypadku zagęszczaczy polarnych. Potwierdzają to badania przedstawione w pracy [L. 14], gdzie autorzy stwierdzili, że dla małych wartości gradientów prędkości ścinania, dodanie polimeru do

smaru bazowego tylko nieznacznie podniosło lepkość i wartość naprężenia stycznego granicznego badanej kompozycji smarowej. Pomiary zostały przeprowadzone w zakresie temperatur w od -15°C do 25°C . Inni badacze również stwierdzili, że dodanie niepolarnego polimeru nie podnosi tak znacznie wartości lepkości strukturalnej jak dodanie polarnych mydeł. Barcea, Nelias i Oraru [L. 1] stwierdzili, że dodanie do oleju mineralnego polietylenu w ilości 2% spowodowało wzrost lepkości do wartości ok. $0,08 \text{ Pa}\cdot\text{s}$. Natomiast dodanie mydła litowego do tego samego oleju w ilości 3,5% dało wzrost lepkości do wartości $0,165 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ [L. 15].

Do podobnych wniosków doszedł także Czarny [L. 11] badając wpływ wypełniaczy w smarach plastycznych na wartość naprężeń stycznych w tych smarach. Badał on dwie kompozycje smaru litowego 1S z grafitem i smaru 1S z PTFE i stwierdził, że: „Naprężenie styczne graniczne w warstwie przyściennej kompozycji tego smaru z proszkami PTFE nie różni się w zasadzie od odpowiedniego naprężenia smaru czystego. Wprowadzenie do smaru sproszkowanego grafitu spowoduje zmniejszenie wartości tego naprężenia w stosunku do smaru czystego” [L. 12]. PTFE jest polimerem niepolarnym, natomiast grafit jest polarny. Grafit (...) tworzy też warstwę przyścienną. Autor ten słusznie zauważa, że: „... stosując w charakterze wypełniacza grafit poprawia się nie tylko właściwości tribologiczne powstałych kompozycji, ale też w przypadku stosowania układów centralnego smarowania obniża się opory przepływu tych kompozycji” [L. 12]. Smary z niepolarnymi zagęszczaczami polimerowymi lub z bentonitem nie będą więc tworzyły także warstwy przyściennej.

W powstawaniu filmu smarnego jak i warstwy przyściennej mają udział wszystkie dodatki w smarze, wykazujące właściwości dipolowe. Wiele z nich, jak np. inhibitory korozji albo deaktywatory metali są dodawane właśnie w tym celu i powinny one tworzyć na metalowych powierzchniach warstwę ochronne.

Moore [L. 20] zaobserwował, że inhibitory dodane do oleju mineralnego powodują wzrost grubości filmu smarnego w obszarze styku kulki z powierzchnią tarczy szklanej (metoda Alströma). Badania przeprowadził w temperaturze 90°C . Wynika z tego, że także inhibitory obecne w smarach plastycznych mają swój udział w tworzeniu warstwy przyściennej. Ponadto z badań przeprowadzonych przez Moore’a i Copera wynika, że obecność inhibitorów powoduje wzrost lepkości oleju bazowego

[L. 8]. Dodanie 14% inhibitorów do oleju polialfaolefinowego powoduje dwukrotny wzrost lepkości.

Deaktywatory metali są związkami, które tworząc warstwę adsorpcyjną przeciwdziałają katalitycznemu wpływowi metali na utlenianie oleju bazowego. Ich zadaniem jest tworzenie strefy powierzchniowej. Związki te posiadają grupy polarne, zatem razem z innymi dodatkami i zagęszczaczem biorą udział w tworzeniu warstwy przyściennej.

Silnie polarnymi związkami w smarach plastycznych są dodatki przeciwzatarciowe (EP) i dodatki antyżużyciowe (AW), nazywane też dodatkami wielofunkcyjnymi. Do niedawna najbardziej popularnymi związkami z tej grupy były: MoS_2 , ditiofosforan cynku oraz dialkiloditio-karbaminiany antymonu lub ołowiu, które są dobrymi dodatkami wielofunkcyjnymi.

Według Kulczyckiego procesy odpowiedzialne za tworzenie filmu smarnego przez te dodatki można podzielić na dwa etapy **[L. 18]**.

Etap I obejmuje obszar antyżużyciowy (AW). W tym obszarze dodatki przeciwżużyciowe ulegają adsorpcji fizycznej. Jeśli jednak temperatura przekroczy wartość graniczną, nastąpi częściowy rozkład dodatków. Produkty tego rozkładu ulegają sorpcji na powierzchni metalu, znacznie silniejszej aniżeli w wypadku adsorpcji fizycznej **[L. 18]**.

Etap II obejmuje obszar EP. W strefie tarcia panuje wysoka temperatura powodująca całkowity rozkład dodatków. Poszczególne ich składniki tworzą wtedy z atomami powierzchniowymi warstw metalu trwałe związki nieorganiczne **[L. 18]**.

W wypadku przepływu smaru w przewodzie występują tylko procesy z Etapu I. Dodatki ulegające w tym obszarze sorpcji fizycznej wytwarzają warstwę przyścienną na styku smaru z przewodem metalowym, a to korzystnie wpływa na zmniejszenie oporów przepływu smaru w tym przewodzie. Kulczycki **[L. 18]** wyraźnie stwierdza, że wszelkie warstwy na styku smaru i metalu tworzą się w wyniku przyciągania, a nie odpychania.

Jeśli spadek oporów w czasie przepływu smaru w przewodzie byłby wynikiem odpychania większych cząsteczek przez powierzchnię ścianki lub wydzielania się na tej ściance oleju bazowego, nie obserwowano by wszystkich opisanych zjawisk tribologicznych. Efekty tribologiczne pojawiają się, ponieważ dodatki polarne przyciągane są do powierzchni metalowych i je pokrywają. Nie byłoby żadnego sensu umieszczania w smarach, wszelkiego rodzaju dodatków antykorozyjnych, EP, AW itd.,

jeśli te ulegałyby odpychaniu od ścianek metalowych. Zatem hipoteza, którą przedstawili Swartz, Hardy [L. 23] o wydzielaniu się oleju bazowego ze smaru, na ścianie przewodu w wyniku odpychania cząstek zagęszczacza zdaniem autora niniejszej pracy jest błędna.

Zdaniem autora niniejszej pracy w artykule [L. 23] Swartz i Hardy niesłusznie postulują, że występują dwa rodzaje przepływu. Przepływ pierwszego rodzaju ma według nich miejsce zanim zostanie osiągnięte naprężenie styczne graniczne τ_0 potrzebne do rozpoczęcia przepływu smaru. Natomiast drugi rodzaj przepływu jest już przepływem właściwym po przekroczeniu wartości τ_0 . Właśnie pierwszy rodzaj przepływu jest w ich mniemaniu odpowiedzialny za efekty przyścienne. Autorzy ci nie podają jednak mechanizmu, który będzie powodował przepływ pierwszego rodzaju. Ponadto, aby zaistniał przepływ musi i tak zostać przekroczony jakiś rodzaj naprężenia stycznego granicznego τ_0 , a zatem nie może istnieć, postulowany przez tych autorów przepływ pierwszego rodzaju [L. 23].

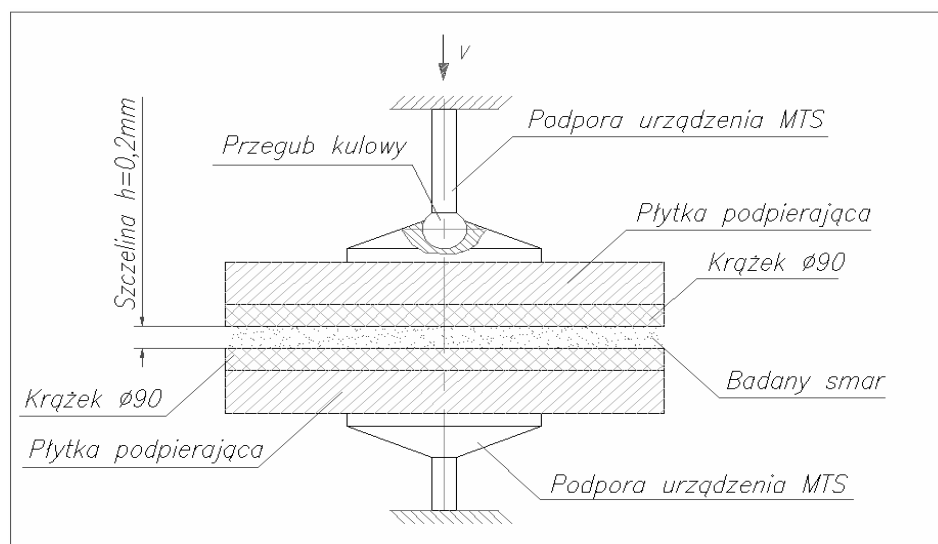
Wytworzona w smarze plastycznym warstwa przyścienna ułatwia przepływ smaru w przewodach metalowych. Jednak warstwa tego typu spełnia także inne pożyteczne funkcje. Hunter i Baker [L. 16] opisali powstawanie warstwy przyściennej w wyniku przyciągania cząstek polarnych do metalowej powierzchni smarowanej. Autorzy ci skupiają się na możliwości zabezpieczenia powierzchni smarowanej przed utlenieniem i korozją elektrochemiczną. Ich zdaniem polarne dodatki w smarach są adsorbowane na powierzchni metalowej tworząc warstwę, a przez to nie pozwalają dotrzeć do niej wodzie, tlenowi i kwaśnym produktom powstałym w wyniku utleniania bazy olejowej.

Istotnym miejscem, gdzie efekty przyścienne nabierają znaczenia, są szczeliny. Luedtke i Landmann [L. 19], którzy zajmowali się aspektami smarowania w szczelinie, stwierdzili na podstawie symulacji komputerowej, że w szczelinie o wysokości $d \leq 30 \mu\text{m}$ cząstki smaru (tutaj heksadekan $\text{C}_{16}\text{H}_{34}$) układały się w warstwy tworząc rodzaj ciała półstałego i w ten sposób zwiększały tarcie. Aby temu zapobiec, powodowano drgania ścianek szczeliny, które nie pozwalały cząstkom smarnym ułożyć się w warstwy. Zastosowania wyników tych badań należy spodziewać się w nanotechnologii, a także w poprawie konstrukcji i działania dysków komputerowych, gdzie tarcie jest poważnym problemem [L. 19]. Zdaniem autora niniejszego artykułu jest to rozwiązanie zbyt skomplikowane, które spowoduje dodanie jeszcze jednego układu powodującego, co

pewien czas drgania ścianek mikroszczeliny. Rozwiązaniem prostszym wydaje się zmiana materiału ścianek szczeliny, o ile jest to możliwe, na materiał niewykazujący oddziaływania polarnego. Powinno to osłabić tendencję do tworzenia się warstw tego typu w mikroszczelinach.

WYNIKI BADAŃ WŁASNYCH NAD ZMIANĄ WARTOŚCI NACISKU PODCZAS ŚCISKANIA SMARU POMIĘDZY DWIEMA PŁYTKAMI

Schemat doświadczenia widoczny jest na rysunku (**Rys. 3**). Smar Unilit ŁT4-EP1 ściskano pomiędzy płytkami wykonanymi z miedzi. [**L. 3**]. Płytki o średnicy 90 mm zamocowano na maszynie wytrzymałościowej MTS Minibionix 810. Na dolną płytkę naniesiono smar badany i zbliżono płytki zostawiając szczelinę pomiędzy nimi o wysokości 0,2 mm. Podczas tej czynności zachowano równoległość płytek względem siebie. Po ustawieniu parametrów początkowych zaczęto ścisnąć smar poprzez wzajemne zbliżanie płytek z prędkością 0,00025 mm/min. Podczas tego procesu rejestrowano zmianę wartości nacisku, jaki wywierały zbliżające się płytki na znajdujący się pomiędzy nimi smar.

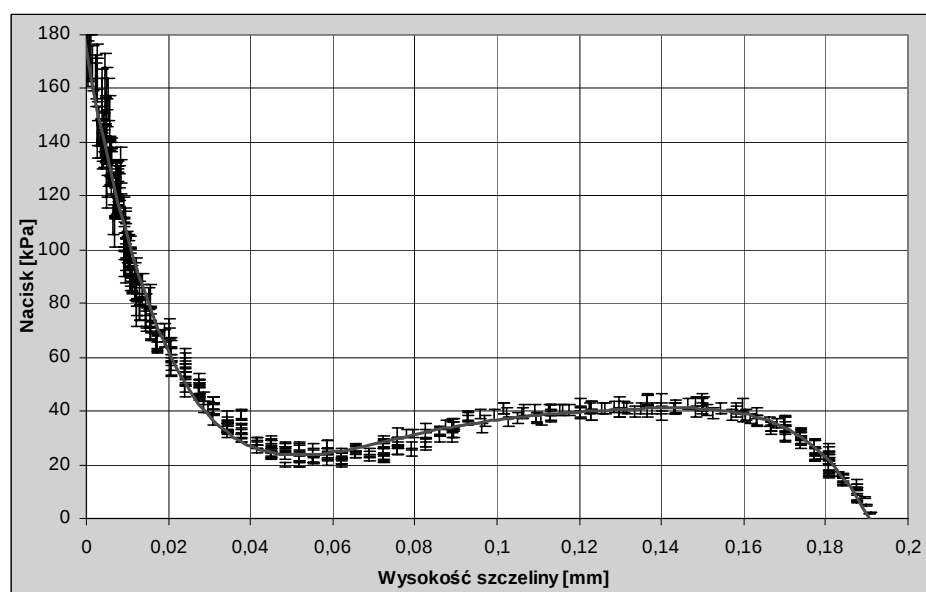


Rys. 3. Schemat zamocowania płytek do urządzenia MTS Minibionix 810 [L. 3]

Fig.3. The diagram of instaling the plates to machine TS Minibionix 810 [**L. 3**]

Zjawisko powstawania warstwy przyściennej w kompleksowym smarze litowym widoczne jest, gdy smar ten zetknie się z powierzchnią miedzianą. Efekt ten widoczny jest na rysunku (**Rys. 4**). Przy ustalonej prędkości zbliżania się do siebie dwóch równoległych płytek miedzianych po początkowym okresie wzrostu wartości nacisku można zaobserwować bardzo wyraźny spadek tej wartości, a następnie jej ponowny wzrost. Z otrzymanego wykresu wynika, że na odcinku odległości pomiędzy płytkami od ok. 0,03 mm do 0,13 mm w miarę spadku grubości szczeliny pojawia się obszar, w którym nacisk ten jest mniejszy, co wynika z tego, że również lepkość jest niższa aniżeli w pozostałej masie smaru.

Pojawienie się tego minimum dowodzi, że w badanym smarze litowym, w pobliżu powierzchni wykonanej z miedzi pojawia się strefa o obniżonym stężeniu zagęszczacza, czyli strefa zubożona [**L. 3**].

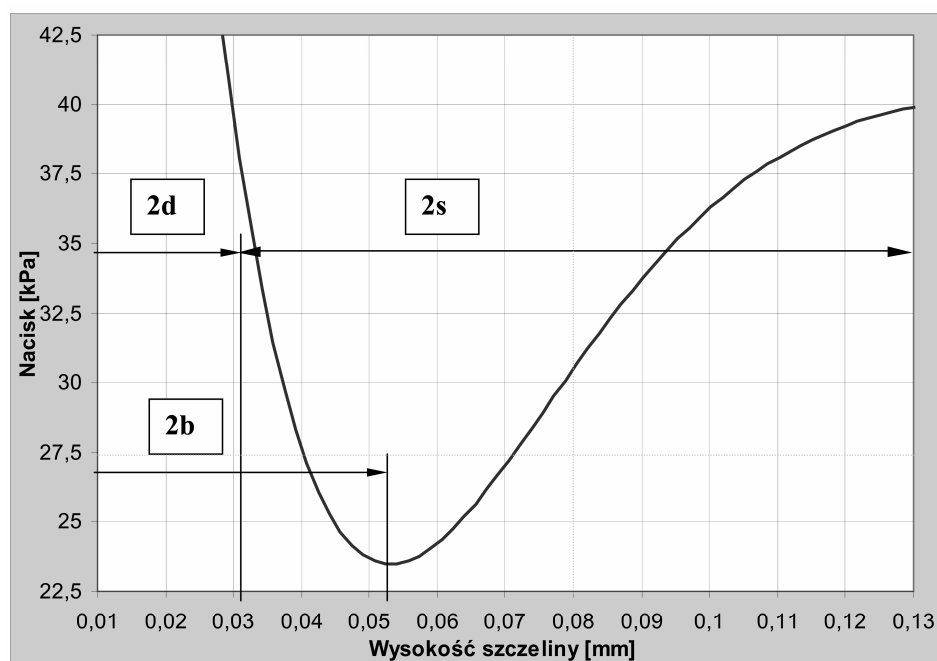


Rys. 4. Zmiany wartości nacisku powstającego podczas ściskania kompleksowego smaru litowego Unilit ŁT4-EP1 pomiędzy dwiema płytkami wykonanymi z miedzi

Fig. 5. Change of compression pressure value complex lithum grease Unilit ŁT4-EP1 between copper plates [**L. 3**]

Na rysunku (**Rys. 5**) przedstawiono w powiększeniu odcinek, na którym widać spadek wartości nacisku. Gdy płytki zbliżą się do siebie na tyle, że dwie (wytworzone przez obie płytki) warstwy przyścienne zaczną się ze sobą przenikać pojawia się wyraźny spadek nacisku. Najpierw bo-

wiem zetkną się warstwy zubożone, które mają niższą lepkość aniżeli pozostały smar. Zaznaczy się to spadkiem wartości naprężeń stycznych w smarze w tej strefie podczas jego wypływu, a w konsekwencji spadkiem nacisku powstającego pomiędzy płytkami podczas zbliżania się tych płytek. Następnie pojawi się wzrost wartości naprężeń stycznych i nacisku w smarze, gdyż wysokość szczeliny stanie się równa sumie stref powierzchniowych i zacznie się proces ściskania tych stref. W kolejnym etapie nastąpi dalsze ściskanie i dalszy wzrost siły nacisku. Wywołane jest to ściskaniem cząstek zaadsorbowanych na powierzchniach metalowych, które nie dopuszczą do bezpośredniego zetknięcia się płytek. Spadek wartości nacisku w smarze pomiędzy płytkami miedzianymi dowodzi istnienia warstw przyściennych na ich powierzchniach. Z dalszym wzrostem siły nacisku zaobserwuje się też odkształcenie materiałów płytek oraz układu obciążającego [L. 3].



Rys. 5. Przebieg wartości nacisku w strefie rozrzedzenia w kompleksowym smarze litowym Unilit LT4-EP1 przy powierzchni płytki miedzianej [L. 3]

Fig. 5. The plot of the pressure in the thicker lean zone in the LT4-EP1 complex lithium grease near the copper plates [L. 3]

Na podstawie otrzymanych wyników badań można wyznaczyć wysokość warstwy przyściennnej. Należy jednak zwrócić uwagę na fakt, że warstwa przyścienna wytwarza się na obu zbliżających się do siebie płytkach, dlatego widoczne na rysunku 5 długości odcinków należy podzielić przez 2. Strefa zubożona oznaczona symbolem s i będąca początkiem warstwy przyściennnej pojawia się w odległości ok. $65\text{ }\mu\text{m}$ od powierzchni metalu, a jej wysokość wynosi około $50\text{ }\mu\text{m}$ (wynika to z rysunku 5, czyli podzielenia przez 2 długości odcinka oznaczonego $2s$). Strefa powierzchniowa d posiada zatem wysokość ok. $15\text{ }\mu\text{m}$, natomiast obszar, w którym rozrzedzenie jest największe, znajduje się w odległości b od powierzchni ścianki i wynosi ok. $27\text{ }\mu\text{m}$. Można zatem powiedzieć, że powstała na powierzchni miedzianej warstwa przyścienna ma wysokość ok. $65\text{ }\mu\text{m}$ [L. 3].

Podczas ściskania smaru Unilit ŁT4-EP1 pomiędzy płytkami wykonanymi z niepolarnego polipropylenu nie zaobserwowano zjawisk przyściennych. Zjawisk tych nie zaobserwowano także podczas ściskania smaru bentonitowego Bentor 2 [L. 3].

Zdaniem autora niniejszej pracy wyniki przeprowadzonego doświadczenia są dowodem powstawania warstwy przyściennnej w smarach plastycznych podczas kontaktu z powierzchniami metalowymi. Warstwa ta posiada inne właściwości reologiczne aniżeli smar plastyczny bardziej oddalony od ścianki [L. 3].

Należy też podkreślić, że gdyby warstwa przyścienna powstawała w wyniku odpychania, jak twierdzą autorzy niektórych prac [L. 4, 7], wtedy w pewnej odległości od ścianki (prawdopodobnie w takiej samej, w jakiej obserwujemy rozrzedzenie) pojawiłby się wzrost wartości nacisku. Spowodowany by on był zagęszczeniem struktury smaru przez odepchnięty od ścianki zagęszczacz. Jednak w dość dużej odległości od ścianki (jak na skalę zjawiska) pojawia się rozrzedzenie (dla miedzi ok. $27\text{ }\mu\text{m}$). Gdyby za to zjawisko odpowiedzialne było odpychanie, wtedy spadek naprężenia zarejestrowano by tuż przy ściance, a nie w obserwowanych odległościach [L. 3].

Wynik uzyskany w doświadczeniu należy interpretować jako potwierdzenie hipotezy o istnieniu warstwy przyściennnej w smarach, jednak na otrzymany wymiar tej warstwy należy patrzeć z dużą ostrożnością. Zjawisko jest bardzo subtelne i na wymiar wpłynąć mogły także inne czynniki. Otrzymany wynik jest także zależny od specyfiki pomiaru, rodzaju materiału ścianki i rodzaju smaru, co zauważono już wcześniej

analizując dostępną literaturę. Zdaniem autora niniejszej publikacji zagadnienie dotyczące rozmiaru tej warstwy wymaga dodatkowych badań, które pozwolą dokładniej określić tę wartość [L. 3].

WNIOSKI

1. W tworzeniu warstwy przyściennej i filmu smarnego w smarze biorą udział wszystkie związki wchodzące w skład smaru.
2. Smary plastyczne, które mają w swoim składzie polarny zagęszczacz i polarne dodatki, tworzą zarówno gruby film smarny, jak i warstwę przyścienną.
3. Właściwości tribologiczne są m.in. wynikiem adsorpcji dodatków polarnych na powierzchniach metalowych.

LITERATURA

1. Barcea M., Barcea I., Nelias D., Olaru D.: The tribological Behaviour of Mineral Oils Additived with Polietylene. Lubrication Science. The physics and chemistry of lubricants and additives in tribological systems. Volume 11, No 3 May 1999, s. 247–270. Leaf Coppin 19911.
2. Biernacki K.: Badanie nad wpływem temperatury na kształtowanie się warstwy przyściennej w smarach plastycznych. Tribologia Nr 2/99, s. 201–212.
3. Biernacki K., Filipiak J.: Doświadczalne potwierdzenie istnienia warstwy przyściennej w smarach plastycznych. Tribologia Nr 3/2004, s. 31–45.
4. Bramhall A.D., Hutton J.F.: Wall Effect in the Flow of Lubricating Greases in Plunger Viscometers. British Journal of Applied Physics 11 (1960), s. 363–369.
5. Cann P.M., Spikes H.A.: Film Thickness Measurements of Lubricating Grease Under Normally Starved Conditions. NLGI Spokesman May 1992, Vol 56, No 2, s. 21–26.
6. Cann P.M., Ioannides E., Jacobson B., Lubrecht A.A.: The lambda ratio – a critical reexamination. Wear 175. 1994, s. 177–188.
7. Cann P.M.: Starvation and Reflow in Greases-Lubricated Elastohydrodynamics Contact. Tribology Transactions 1996, Volume 39, No 3, s. 698–704.
8. Cooper D., Moore A.J.: Application of the ultra-thin elastohydrodynamic oil film thickness technique to the study of automotive engine oils. Wear 175. 1994, s. 93–105.
9. Czarny R.: Badanie zjawisk związanych z przepływem smarów plastycznych w układach smarowniczych. Prace Naukowe Instytutu Konstrukcji i Eksploatacji Maszyn Politechniki Wrocławskiej. Seria: Monografie 20. Wrocław 1992.

10. Czarny R.: Wpływ rodzaju materiału ścianki na kształtowanie się warstwy przyściennej smaru. XXI Jesienna Szkoła Tribologiczna. Smarowanie węzłów tarcia maszyn i urządzeń. Współczesne tendencje rozwoju teorii badań. Materiały konferencyjne pod redakcją Jana Burcana. Łódź – Arturówek, 9–12 Września 1996 r, s. 265–272.
11. Czarny R.: Wpływ struktury smaru plastycznego na jego własności reologiczne. Prace Naukowe Instytutu Konstrukcji i Eksploatacji Maszyn Politechniki Wrocławskiej 54. Seria: Studia i Materiały 24. Zagadnienia tarcia i smarowania oraz komputeryzacji projektowania zespołów maszynowych. Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej. Wrocław 1989, s. 87–104.
12. Czarny R.: Wpływ wypełniaczy w smarach plastycznych na właściwości reologiczne tych smarów. TRIBOLOGIA Nr 6/99, s. 775–782.
13. Czarny R., Moes H.: Some aspects of lubricating grease flow. Materiały Konferencyjne 3 rd International Tribology Congress “Eurotrib 81”. Warszawa WKŁ 81. t. 3, s. 68–85.
14. Gschwender L., Snyder C.S., Oleksiuk M., Koehler M.: Computational Chemistry of Soluble Additives for Perfluoropolyalkyleter Liquid Lubricants. Tribology transactions 1996, Volume 39, No 2, s. 368–373.
15. Guangteng G, Spikes H.: Fractionacion of liquid lubricants at solid surfaces. Wear 200. 1996, s. 336–345
16. Hunter E.H., Baker R.F.: The Effects of Rust Inhibitors on Grease Properties. NLGI Spokesman March 2000, Vol.63, No 12, s. 14–20.
17. Hurley S., Cann P.M.: Grease Composition and Film Thickness in Rolling Contacts. NLGI Spokesman July 1999, Vol 63, No 4, s. 12–22.
18. Kulczycki A.: Zagadnienia skuteczności działania dodatków smarnościo- wych w obszarze tarcia mieszanego w ujęciu energetycznym. Inżynieria i Technologia Chemiczna. Politechnika Krakowska. Zeszyt Naukowy Nr 5, Kraków 1990.
19. Luedtke W. D., Landman U.: Friction Control in Thin-Film Lubrication. Journal of Physical Chemistry B, Vol. 102, No 26, May 1998, s. 5055–5037.
20. Moore A.J.: The behaviour of lubricants in elastohydrodynamic contacts. Journal of Enngineering Tribology. Vol 211 Part J3. Institution of Mechanical Engineers 1997, s. 91–104.
21. Smeeth M., Spikes H.A., Gonsel S.: The Formation of Viscous Surface Films by Polimer Solutions: Boundary or Elastohydrodynamic Lubrica- tion? Tribology Transactions 1996, Volume 39, No 3, s. 720–725.
22. Sonntag H. Koloidy. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 1982.
23. Swartz C.J., Hardy B.: Mathematical Model of Grease Flow in Pipes. NLGI Spokesman June 1991, Vol 55, No 3, s. 14–17.

24. Wiliamson B.P., Kendal D.R., Cann P.M.: The Influence of Grease Composition on film thickness in EHD Contacts. NLGI Spokesmen November 1993, Vol 57, No 8, s. 13–18.
25. Winogradow G.V., Froishteter G.B., Trilsky K.K., Smorodinsky E.L.: The flow of plastic disperse systems in the presence of the wall effect. Rheologica Acta Vol.14, September 1975, No. 9, s. 765–775.

Recenzent:
Ryszard CZARNY

Summary

The presented research deals with the rheological properties of greases. Article shows the part of research that author conducts in this discipline. Making of analysis of literature is purpose of author which treats about boundary layer in greases. Author suggests that other research workers state boundary layer in greases but they have not explained reasons of its generations. Next step of this analysis is presents that tribological and rheological properties of greases are consisting to each other. There is not coherence between these properties in grease literature and tribological researches are made in separation of rheological properties. Author wants to show detail description of boundary layer and explanation of reason of its generation in the next article.

Zbigniew PAWELEC^{*}, Janusz DASIEWICZ^{*}

CHARAKTERYSTYKI TRIBOLOGICZNE SKOJARZENIA KOMPOZYT POLIMEROWY– –BRĄZ W PODWYŻSZONEJ TEMPERATURZE

TRIBOLOGICAL CHARACTERISTICS OF POLYMER COMPOSITE-BRONZE AT ELEVATED TEMPERATURES

Słowa kluczowe:

charakterystyki tarciovo-zużyciowe, styk rozłożony, tester T-05, kompozyt polimerowy, zewnętrzne źródło ciepła

Keywords:

friction and wear characteristics, distributed contact, T-05 wear tester, polymer composite, external heat source

Streszczenie

W artykule przedstawiono charakterystyki tarciovo-zużyciowe kompozytu polimerowego na osnowie żywicy epoksydowej. Testy tribologiczne prowadzono za pomocą zmodernizowanej maszyny tribologicznej typu rolka-kłócek, w podwyższonej temperaturze otoczenia węzła tarcia. Przed-

^{*} Instytut Technologii Eksploatacji – PIB, 26-600 Radom, ul. Pułaskiego 6/10, tel. (048) 364-42-41 w. 203, fax (48) 644-47-65.

miotem badań było skojarzenie, w którym rolka (próbka) z nałożoną i obrobioną mechanicznie warstwą kompozytu współpracowała z prostopadłościennym klockiem (przeciwpróbka) wykonanym z brązu, o geometrii styku w kształcie wycinka walca o polu 1 cm^2 . Badania prowadzono w temperaturze otoczenia węzła tarcia 35, 40 i 60°C . Dokonano oceny wpływu podwyższonej temperatury otoczenia węzła tarcia na współczynnik tarcia i zużycie modelowego skojarzenia.

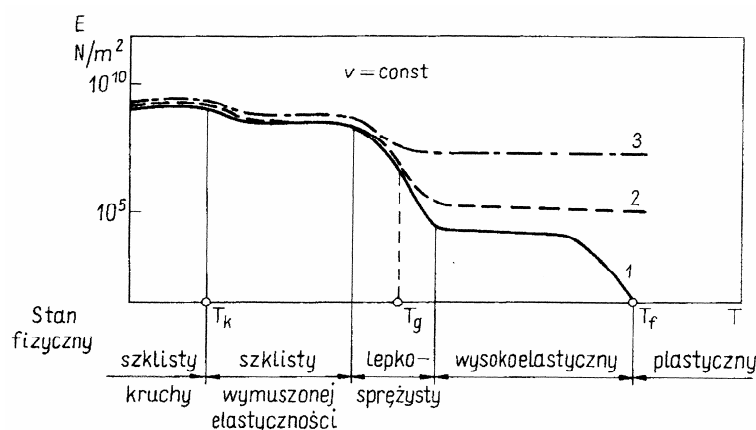
WSTĘP

Wszystkie polimery w zależności od temperatury mogą występować w różnych stanach fizycznych, poczynając od stanu sprężysto-kruchego w niskich temperaturach, przez lepkosprężysty, następnie wysokoplastyczny, kończąc na stanie lepkopłynnym w wysokich temperaturach. Także metale charakteryzują pewne zakresy właściwości mechanicznych, jednakże ich temperatury topnienia są wysokie, dlatego różnice właściwości w okolicy temperatury pokojowej są nieistotne. Polimer natomiast w temperaturze od -20°C do $+200^\circ\text{C}$ może przejść przez wszystkie wymienione stany fizyczne, a jego moduł sprężystości i wytrzymałość mogą się zmieniać 10^3 razy lub więcej [L. 1].

Na **Rysunku 1** przedstawiono stany fizyczne i zależność modułu Younga (E) polimerów amorficznych od temperatury $E = f(T)$. Stan fizyczny szklisty dzieli się na szklisty kruchy i szklisty z wymuszoną elastycznością. W stanie szklistym kruchym odkształcenia są niewielkie i sprężyste do kilku procent. Polimer spełnia prawo Hooke'a a jego moduł jest duży. Jako granicę przyjmuje się wartość $E = 10^9\text{ Pa}$. Niektóre polimery silnie usieciowane, jak fenoplasty występują jedynie w takim stanie fizycznym. Powyżej określonej temperatury następuje ich rozkład termiczny.

Stan szklisty z wymuszoną elastycznością charakteryzuje się dużą wytrzymałością i modułem oraz występowaniem znacznych odkształceń pod działaniem siły (ok. 20% wydłużenia). Tak zachowuje się większość liniowych polimerów termoplastycznych (polistyren, polimetakrylan metylu). Stan lepkosprężysty charakteryzuje się gwałtowną zmianą właściwości i zmniejszeniem modułu sprężystości wraz z temperaturą. Jest to stan pośredni między stanem szklistym a wysokoplastycznym, który charakteryzuje się odkształceniami sprężystymi, niewielkim modułem $E = 10^7\text{ Pa}$ i dużym odkształceniem. Dla niektórych polimerów (kautczuków wulkanizowanych) jest to ostatecznie możliwy stan fizyczny. Dalszy wzrost

temperatury doprowadza do termicznego rozkładu cząsteczek. Stan plastyczny (płynięcie) charakteryzuje się brakiem naprężeń przy odkształceniu polimeru pod działaniem sił zewnętrznych, polimer płynie [L. 2–6].



Rys. 1. Stany fizyczne polimerów bezpostaciowych. Zależność modułu sprężystości wzdłużnej E od temperatury przy stałej szybkości rozciągania v : 1 – polimery termoplastyczne, 2 – polimery o małym stopniu usieciowania (elastomery), 3 – polimery o dużym stopniu usieciowania (duroplasty) [2]

Fig. 1. The physical states amorphous polymers. The elasticity modulus E versus temperature at constant tension velocity: 1 – thermoplastic polymers, 2 – polymers with low cross-linking density (elastomers), 3 – polymers with high cross-linking density (hardening plastics) [2]

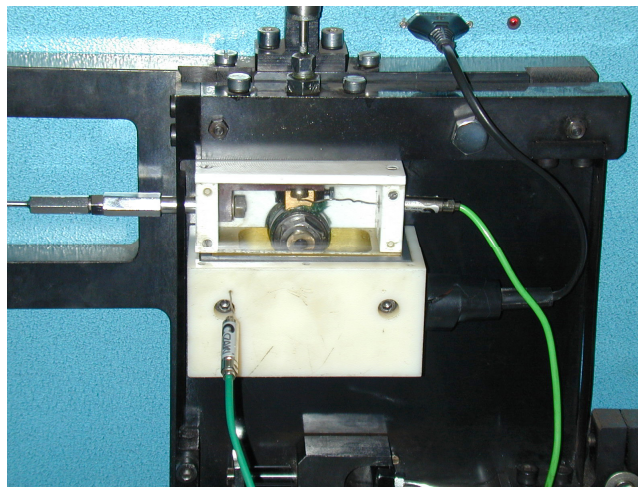
Ze względu na stosunkowo dużą zależność właściwości polimerów i kompozytów na ich podstawie od temperatury, celowym jest wyznaczenie charakterystyk tribologicznych kompozytów stosowanych do regeneracji ślizgowych elementów maszyn w podwyższonej temperaturze otoczenia węzła tarcia. Poza naciskami jednostkowymi i prędkością poślizgu, zewnętrzne w stosunku do węzła tarcia źródła ciepła (powodujące podwyższenie temperatury w strefie styku) stanowią najczęściej występujące dodatkowe wymuszenie tribologiczne. Wzrost temperatury węzłów tarcia występuje w maszynach i urządzeniach w związku z procesami spalania, a także przeróbki i transportu materiałów w podwyższonej temperaturze. Dodatkowemu obciążeniu cieplnemu poddawane są takie skojarzenia, jak: pierścienie tłokowe – cylinder w silnikach spalinowych czy łożyska w piecach obrotowych. Podwyższona temperatura węzłów tarcia może również wynikać z charakteru i specyfiki niektórych procesów produk-

cyjnych. Zewnętrzne upusty ciepła występują w maszynach rzadko, a konstrukcja węzłów tarcia nie zawsze umożliwia zastosowanie skutecznej metody obniżenia temperatury w skojarzeniu tarciovym [L. 7].

W węzłach tarcia, w których oba elementy wykonane są z różnych materiałów, na przykład czop regenerowany kompozytem polimerowym i panewka ze stopu łożyskowego różniących się znacznie wartością współczynnika przewodzenia ciepła, wzrost temperatury w warstwie wierzchniej kompozytu będzie znacząco większy niż dla elementu metalowego. W przypadku zewnętrznego ogrzewania węzła tarcia intensywność odprowadzania ciepła od powierzchni tarcia będzie jeszcze mniejsza, a więc materiał kompozytowy będzie jeszcze bardziej narażony na destrukcyjne działanie temperatury. Ocenę tego, czy kompozyt na osnowie żywicy chemoutwardzalnej może spełniać funkcję warstwy wierzchniej łożyska ślizgowego w ogrzewanym węźle tarcia, przy określonych naciskach i prędkościach poślizgu, dokonano na podstawie przeprowadzonych badań.

METODYKA I WYNIKI BADAŃ

Do wyznaczenia charakterystyk tarciovo-zużyciowych kompozytu polimerowego w podwyższonej temperaturze otoczenia węzła tarcia zastosowano zmodernizowany tester tribologiczny T-05, typu rolka – klocek (Rys. 2).

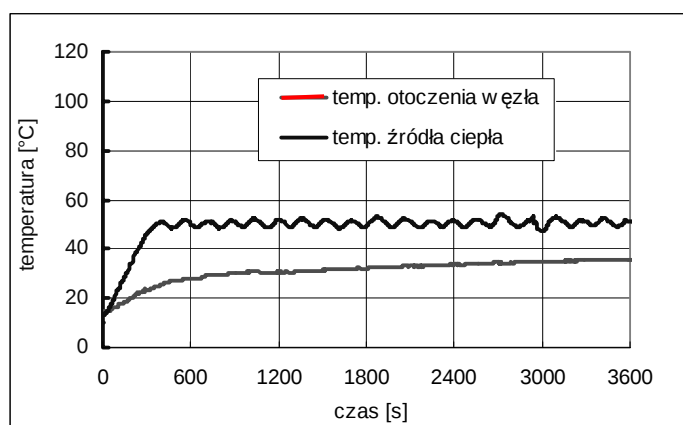


Rys. 2. Widok węzła tarcia z zewnętrznym źródłem ciepła

Fig. 2. The view of friction pair with heating system

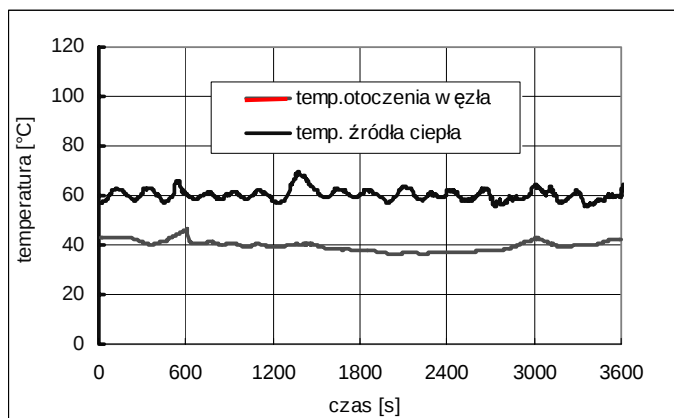
Modernizacja testera dotyczyła zabudowy modelowego węzła tarcia. Źródłem ciepła był zaopatrzony w grzałkę pojemnik na olej smarowy, a węzeł tarcia ogrzewany był konwekcyjnie przez otaczające go powietrze. Ponieważ pojemnik wykonany jest ze stopu metali, celem zapobieżenia nadmiernej utracie ciepła na zewnątrz izolację pojemnika wykonano z poliamidu. Z tworzywa sztucznego (PMMA) wykonana jest także osłona górnej części modelowego węzła tarcia, co umożliwia obserwację przebiegu badań. W sterowniku tribologicznym uruchomiono dodatkowy tor pomiarowy sterujący temperaturą źródła ciepła. Przed przystąpieniem do wyznaczenia charakterystyk tribologicznych przeprowadzono kalibrację pomiaru temperatury. W tym celu zadawano określoną wartość temperatury źródła ciepła, włączano tester bez obciążenia węzła tarcia i mierzono temperaturę w odległości kilku milimetrów od kontaktu klocka z rolką z nałożoną warstwą kompozytu. Na podstawie informacji pochodzących od użytkowników kompozytów (regeneracja czopów łożysk ślizgowych w maszynach włókienniczych) przyjęto trzy wartości temperatury źródła ciepła: 50°C, 60°C i 90°C i dla nich zmierzono odpowiadającą im temperaturę otoczenia węzła tarcia.

Na **Rys. 3–4** przedstawiono krzywe kalibracyjne temperatury. Obrazują one przebieg zmian temperatury źródła ciepła i odpowiadające im zmiany temperatury w pobliżu modelowego węzła tarcia. Termopara mierząca temperaturę otoczenia węzła tarcia była umieszczona w odległości kilku milimetrów od powierzchni współpracy rolki z przeciwpróbką.



Rys. 3. Przebieg zmian temperatury otoczenia węzła tarcia dla temperatury źródła ciepła wynoszącej 50°C

Fig. 3. The tribosystem ambient temperature curves for heater temperature 50°C



Rys. 4. Przebieg zmian temperatury otoczenia węzła tarcia dla temperatury źródła ciepła wynoszącej 60°C

Fig. 4. The tribosystem ambient temperature curves for heater temperature 60°C

W **Tabeli 1** przedstawiono zależność temperatury otoczenia węzła tarcia od temperatury źródła ciepła.

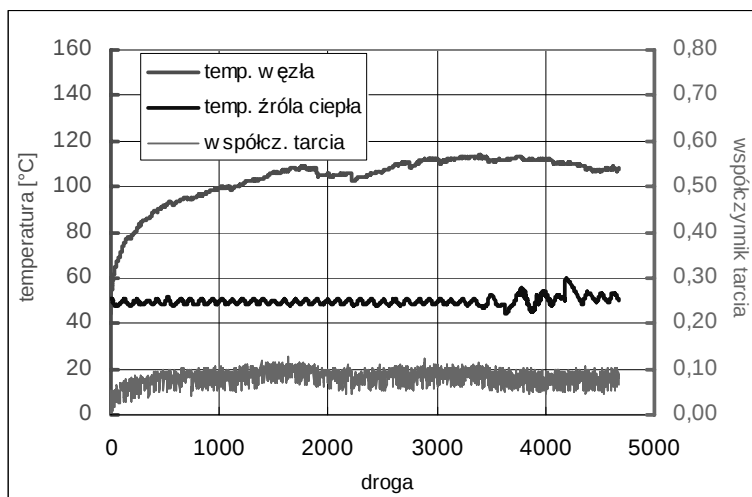
Tabela 1. Wartości temperatury źródła ciepła i odpowiadające im wartości temperatury otoczenia węzła tarcia

Table 1. The values of heater temperature and temperature near to tribosystem

Temperatura źródła ciepła, [°C]	50	60	90
Temperatura otoczenia węzła tarcia, [°C]	35	40	60

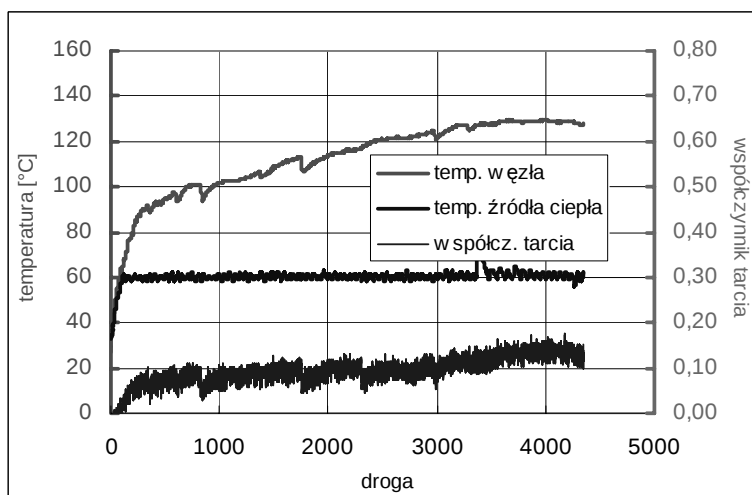
Na **Rys. 5–7** przedstawiono charakterystyki tribologiczne kompozytu polimerowego przy różnych wartościach temperatury otoczenia modelowego węzła tarcia. Obserwując przebieg zmian współczynnika tarcia i temperatury węzła (**Rys. 5**) stwierdza się, że wykazuje on stosunkowo dobrą stabilność w całym zakresie testu. Stabilność współczynnika tarcia koresponduje z jego stosunkowo niską wartością.

Charakterystyki przy wyższej temperaturze otoczenia węzła tarcia (40 i 60°C) mimo dwudziestostopniowej różnicy temperatur są do siebie bardzo podobne. W obu przypadkach średnie wartości temperatury węzła i współczynnika tarcia nie wykazują istotnych różnic. Można zatem wnioskować, że w tym zakresie temperatura otoczenia nie wpływa na



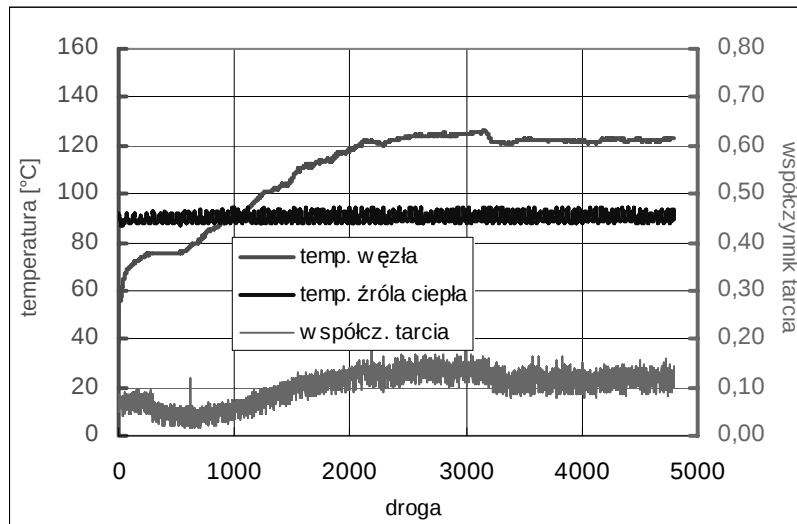
Rys. 5. Przebieg zmian temperatury węzła tarcia i współczynnika tarcia skojarzenia kompozyt polimerowy-brąz ($p = 3 \text{ MPa}$, $v = 0,3 \text{ m/s}$, $t_{ocz} = 35^\circ\text{C}$)

Fig. 5. The friction pair temperature and friction coefficient for the polymer composite – bronze tribosystem ($p = 3 \text{ MPa}$, $v = 0,3 \text{ m/s}$, $t_{ocz} = 35^\circ\text{C}$)



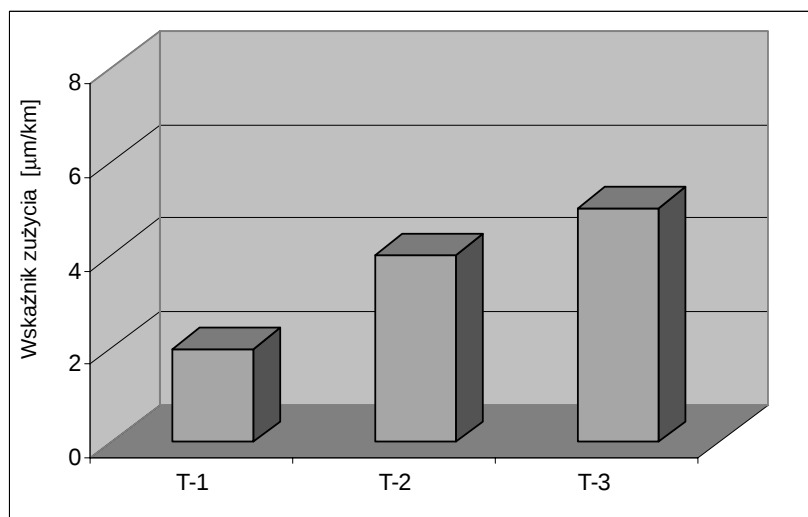
Rys. 6. Przebieg zmian temperatury węzła tarcia i współczynnika tarcia skojarzenia kompozyt polimerowy-brąz ($p = 3 \text{ MPa}$, $v = 0,3 \text{ m/s}$, $t_{ocz} = 40^\circ\text{C}$)

Fig. 6. The friction pair temperature and friction coefficient for the polymer composite – bronze tribosystem ($p = 3 \text{ MPa}$, $v = 0,3 \text{ m/s}$, $t_{ocz} = 40^\circ\text{C}$)



Rys. 7. Przebieg zmian temperatury węzła tarcia i współczynnika tarcia skojarzenia kompozyt polimerowy-brąz ($p = 3 \text{ MPa}$, $v = 0,3 \text{ m/s}$, $t_{ocz} = 60^\circ\text{C}$)

Fig. 7. The friction pair temperature and friction coefficient for the polymer composite – bronze tribosystem ($p = 3 \text{ MPa}$, $v = 0,3 \text{ m/s}$, $t_{ocz} = 60^\circ\text{C}$)



Rys. 8. Wskaźnik zużycia węzła tarcia w zależności od temperatury

Fig. 8. Wear index versus temperature

opory ruchu i generowaną w węźle tarcia temperaturę. Możemy natomiast zaobserwować stosunkowo długą drogę (3000 m) do momentu osiągnięcia stałych wartości mierzonych parametrów. Niewielkie zmiany rejestrowanych oporów ruchu (współczynnika tarcia) i temperatury węzła tarcia podczas trwania testów mogą wynikać ze zmian w procesie smarowania. Temperatura węzła tarcia jest mierzona w pewnej odległości od powierzchni współpracy. W styku wartość temperatury jest znacznie wyższa i na pewno przekracza temperaturę kroplenia smaru plastycznego, co może powodować zaburzenia w sposobie smarowania.

Porównując wielkość zużycia modelowego węzła tarcia (**Rys. 8**) możemy stwierdzić, że podwyższona temperatura powoduje również pewien wzrost zużycia. Jednak różnice wartości wskaźnika zużycia nie są wprost proporcjonalne do różnicy wartości temperatury otoczenia węzła tarcia (40 i 60°C). Niewielkie różnice w zużyciu węzła tarcia w tych temperaturach mogą wynikać z tego, że odporność kompozytu na odkształcenia i zużycie zależy od gęstości usieciowania i jest ona tym większa, im większa jest gęstość usieciowania, która zależy od temperatury.

PODSUMOWANIE

Z analizy otrzymanych charakterystyk tribologicznych wynika, że badany kompozyt polimerowy na osnowie żywicy chemoutwardzalnej może spełniać funkcję warstw wierzchnich łożysk ślizgowych, pracujących w podwyższonej temperaturze otoczenia węzła tarcia. Z powodzeniem może zastępować tworzywa termoplastyczne, stosowane na ślizgowe elementy maszyn. Właściwości termoplastów są silnie uzależnione od temperatury i nawet w badanym zakresie wartości temperatury moduł sprężystości tych tworzyw jest mniejszy niż usieciowanych kompozytów utwardzalnych. Generowana w węźle tarcia temperatura oraz ciepło pochodzące z zewnętrznego źródła, nie powodują uplastycznienia warstwy kompozytu, a przeciwnie, katalizują proces sieciowania i wpływa na jej umocnienie. Dla kompozytów chemoutwardzalnych podwyższona temperatura otoczenia węzła tarcia zwiększa gęstość usieciowania, która decyduje w głównej mierze o właściwościach wytrzymałościowych i odporności na zużycie.

Mimo dużej różnicy wartości współczynnika liniowej rozszerzalności cieplnej badanego kompozytu i stalowej rolki, a także przy występującym gradiencie temperatury współpracujących w węźle tarcia materiałów nie odnotowano utraty adhezji kompozytu do powierzchni stalowej rolki.

LITERATURA

1. Ashby M.F., Jones D.R.H.: Materiały inżynierskie, kształtowanie struktury i właściwości, dobór materiałów. WNT, Warszawa 1996.
2. Żuchowska D.: Polimery konstrukcyjne. WNT, Warszawa 1995, 2000.
3. Czub P., Bończa-Tomaszewski Z., Pęczek P., Pielichowski J.: Chemia i technologia żywic epoksydowych. WNT, Warszawa 2002.
4. Floriańczyk Z., Pęczek S.T., praca zbiorowa: Chemia polimerów. Podstawowe polimery syntetyczne i ich zastosowanie. Oficyna wydawnicza PW, Warszawa 1997.
5. Szlezyngier W.: Tworzywa sztuczne. Oficyna wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 1996.
6. Balzer H.: Polymere Werkstoffe. Chemie und Physik. Georg Thieme Verlag, Stuttgart 1985.
7. Szczerek M.: Metodologiczne problemy systematyzacji eksperymentalnych badań tribologicznych. Instytut Technologii Eksploatacji, Radom 1997.

Recenzent:

Andrzej KOTNAROWSKI

Summary

The paper presents wear and friction characteristics of chemical-setting epoxy based regenerative composites. The tribological tests were performed using block-on-ring tribosystem working at elevated temperatures. The objective of the research was a ring (specimen) covered with a regenerative composite. After deposition the composite was machined. The block in shape of a with area of 1 cm² rubbed against the ring. The friction process were preformed at 35, 40 and 60°C. The effect of elevated temperature of friction pair on friction and wear were investigated.

KOMENTARZ

Janusz JANECKI*

JESZCZE O POLSKIEJ TRIBOLOGII – POCZĄTEK I ROZWÓJ

ONCE AGAIN ABOUT POLSH TRIBOLOGY – BEGINNING AND DEVELOPMENT

W numerze 2/206 Tribologii ukazała się publikacja prof. Michała Hebdy pt. „Tribologia w Polsce do 1900 roku”, zawierająca informacje o tworzeniu się w Polsce środowisk naukowych, atakujących problemy tribologiczne oraz rozwoju w Polsce nauki o tribologii, a także krytyczne uwagi dotyczące jakości naukowego dorobku polskiej tribologii (p. wstęp cyt. artykułu) oraz roli Autora w procesie tworzenia struktur organizacyjnych i wkładu naukowego do rozwoju tej dziedziny nauki. Informacje te są niepełne: artykuł ujawnił pośrednio, że pamięć ludzka jest zawodna i o szeregu faktów historycznych łatwo się zapomina. Dowodzi to także potrzeby opracowania „monografii” na ten temat, ze szczególnym przedstawieniem merytorycznego dorobku środowisk naukowych z zakresu tribologii.

Niniejsza publikacja ma na celu poszerzenie informacji i uzupełnienie ich. Nie wypełni ona wszystkich potrzeb pełnego przedstawienia problemu, ale pozwoli przypomnieć szereg faktów i ich treść merytoryczną, o których w publikacji prof. Hebdy mówi się lakonicznie lub o nich

* Wojskowy Instytut Techniki Pancерnej i Samochodowej ul. Okuniewska 1, 05-070 Sulejówce.

w ogóle nie wspomina. Należy poszerzyć informacje o narodzinach, „raczkowaniu”, postępie jakości prac, strukturach organizacyjnych, nawet roli poszczególnych uczonych polskich i regionalnych ośrodków tribologicznych (o charakterze organizacji kształcenia i badań także w końcowych latach 50. i początkowych 60.). Informacje podane przez prof. M. Hebde dotyczą w zbyt zawężonym zakresie jedynie wybranych przez Autora faktów i obszarów, które w okresie tworzenia polskiej tribologii i jej rozwoju miały rzeczywiście miejsce. Opisy te są jednak dalece niepełne: brak przedstawienia efektów konkretnych osiągnięć, mierzalnych w ostatecznym rezultacie wartością naukową prac i skutkami wdrożenia efektów działań naukowych w gospodarce polskiej. Pominęto też opisy o roli i dorobku szeregu osób, które przy budowaniu „zrębów” naukowej tribologii w latach 50.–70. ub. stulecia odgrywały znaczącą rolę obok (?) roli prof. Hebdy... Nie oparł się On na wcześniejszych publikacjach, przedstawiających i proces rozwoju tribologii w Polsce, i charakteryzujących jej rzeczywiste osiągnięcia naukowe, opisane już przez naukowców szeregu ośrodków tribologicznej myśli polskiej [L. 1–4 i in.]. Przestudiowanie chociażby tylko tych publikacji pozwoliłoby na wiarygodne i pełniejsze oszacowanie wkładu polskiej tribologii do nauki i praktyki i do wskazania wkładu rozmaitych ośrodków akademickich i instytutowych kraju w dzieło rozwoju tribologii. Bowiem zapoczątkowanie procesu atakowania tribologii i działania organizacyjnego w pierwszych latach funkcjonowania Zespołu pod przewodnictwem prof. Stefana Ziemby było dziełem **szeregu osób i kilku ośrodków regionalnych**.

Wstępna część artykułu prof. M. Hebdy poświęcona jest niemal wyłącznie ocenie „jakości” materiałów ostatniego Kongresu Eksploatacji (2005 r.) (w części tribologii). Dokonał On de facto krytyki dorobku, przedstawionego przez autorów kilkudziesięciu referatów (publikacji, artykułów), zamieszczonych w materiałach Kongresu. Brak jakichkolwiek argumentów merytorycznych do takiej w sumie negatywnej oceny. Jest ona niewiarygodna, bo nie poparta żadnymi dowodami. A sugeruje istnienie znikomej wartości naukowej prac, referowanych na Kongresie, podważając tym samym jakość naukową działań we współczesnej tribologii!

Z omawianej publikacji dość jednoznacznie wynika, że prof. M. Hebda przypisuje sobie gros osiągnięć w zakresie organizacji „uruchomienia” badań tribologicznych oraz gros efektów merytorycznych placówkom **WAT-owskim** (nie neguję faktu „inicjacji” w WAT początków tribologii i pierwszych sukcesów), eksponując w tym **szczególnie**:

- 1) osiągnięcia Katedry Eksploatacji Pojazdów Mechanicznych WAT i późniejszego Instytutu Pojazdów Mechanicznych WAT,
- 2) wyłączności(?), a może i wartości procesów „kształcenia” tribologów pod Jego pieczę – oraz
- 3) Jego „wiodącą” rolę w stymulowaniu i organizowaniu działań naukowych w polskim środowisku,

z jednoczesnym „zapomnieniem” o szeregu tribologicznych ośrodków naukowych w akademickich i wyższych szkołach technicznych oraz instytutach resortowych, które już na przełomie lat 50. i 60. ub. stulecia tworzyły się i funkcjonowały.

Czytelnik może odnieść wrażenie (upraszczając problem), że w sumie polska tribologia w latach 1956–1990 to przede wszystkim WAT i PKTS (Polski Komitet Techniki Smarowniczej). Aby nie utrwalił się w historii rozwoju polskiej tribologii taki status quo i nie pozostało w umysłach współczesnych i przyszłych polskich tribologów takie przekonanie – pozwalam sobie dodać kilka uwag do treści publikacji prof. M. Hebdy, nie sugerując, że wyczerpię nimi wszystkie zaistniałe fakty organizacyjne i osiągnięcia naukowe, merytoryczne.

W latach 1956–1960 polska tribologia zaczęła prężnie się rozwijać. **Nie pomijając bezsprzecznych ogromnych zasług Ojca dziedziny nauki prof. Stefana Ziemby (On był osobą wiodącą!)** ani organizacyjnego działania ówczesnego mgr. inż., obecnie prof. Michała Hebdy (bynajmniej nie jedynej osoby organizującej „ruch tribologiczny”!), nie można zapominać o ukształtowywaniu się wówczas coraz bardziej ważkich ośrodków badań tribologicznych w szeregu uczelni i instytutów w Polsce – i to już w końcu lat 50. oraz początkach 60., których osiągnięć naukowych (także w sferze organizacji funkcjonowania ruchu tribologicznego) nie można traktować marginalnie! Aby je podkreślić i ocenić, wystarczyło zapoznać się chociażby tylko z materiałem ilustracyjnym publikacji **[L. 1–4 i in.]**, by takie dowody uzyskać. Istniały już zespoły „atakujące” tribologię w wielu ośrodkach naukowych, np. w:

- Politechnice Poznańskiej – pierwsze w kraju laboratorium badań metodami izotopowymi procesów tarcia i zużycia części maszyn. Z elementami wdrożenia w pojazdach rolniczych (B. Wojciechowicz, później także m.in. W. Leszek);
- Politechnice Krakowskiej (J. Broś, Z. Lisowski) – badania zjawisk tribologicznych przy tarcu tworzyw sztucznych (termoutwardzalnych) i tworzyw wysokociernych), z wdrożeniami w technice trakcji szyno-

- wej. Tutaj też awansowano badania (już od początku lat 50. ub. wieku) istoty procesów tarcia (J. i M. Halaunbrennerowie);
- Akademii Górniczo-Hutniczej – w badaniach tarcia i zużycia elementów pracujących w styku skoncentrowanym (S. Pytko) oraz w badaniu istoty procesów tarcia (J. Lenkiewicz);
 - Politechnice Wrocławskiej (Z. Lawrowski, K. Ziemiański) (łożyska ślizgowe i stopy niskotarciowe);
 - Politechnice Łódzkiej (Z. Haś, W. Kaniewski, H. Krzemiński-Freda) – badania procesów tarcia, powłoki niskotarciowe, problemy teorii smarowania);
 - Politechnice Częstochowskiej (M. Gierzyńska) – (warstwa wierzchnia, powłoki niskotarciowe);
 - Politechnice Gdańskiej (B. Olszewski, K. Zygmunt) – doskonalenie łożysk ślizgowych), a także w Wyższej Szkole Morskiej (K. Włodarski);
 - Politechnice Śląskiej (S. Ścieszka) – badania i kształtowanie tworzyw w hamulcach (z wdrożeniami w szynowej trakcji kopalnianej).

Podkreślić należy, że równolegle w tym okresie kształtowały się już takie ośrodki w innych uczelniach i instytutach (jednostkach badawczo-rozwojowych); tutaj wymieniałem, moim zdaniem, najważniejsze z ośrodków uczelnianych, nie negując innych ośrodków i innych Osób.

Pierwsze doktoraty, a później habilitacje, powstały właśnie w wyżej cytowanych ośrodkach. Osiągnięcia naukowe lat 1960–1973 opisują bardziej szczegółowo publikacje [L. 1–4] – nie wspominam tu o całej plejadzie publikacji w periodykach tribologicznych i materiałach konferencyjnych (sympozja i szkoły tribologiczne, specjalistyczne kolokwia tribologiczne).

Odnotować też należy fakt wydania drukiem pierwszej (i długo jedynej) w kraju książkowej publikacji tribologicznej (w języku polskim) (J. Janecki, M. Hebda „Tarcie, smarowanie i zużycie części maszyn”, wyd. WNT Warszawa, wyd. 1 – 1969, wyd. 2 – 1972), noszącej charakter podręcznika, który był przez długie lata przydatny w kształceniu młodych tribologów w latach 70. i 80. ub. wieku. Odnotować też należy odbycie pierwszego Krajowego Kolokwium Tribologicznego (J. Broś, J. Janecki) dot. zużycia i tarcia tworzyw wysokociernych (Janów Lubelski, 1978), **nie wspominając już o wielu szkołach tribologicznych.** Notabene pierwszą szkołę tribologiczną organizował ośrodek poznański – Bolesław Wojciechowicz dziś (od dawna prof. zwyczaj.), na Kalatów-

kach w roku 1967 – pod wspólnym szyldem z Sekcją (Zespołem?) Tarcia, Smarowania i Zużycia PAN.

Powyższe informacje wspominają jedynie o ośrodkach (i reprezentujących je osobach) prężnie działających niemal od zarania działania polskiej tribologii (ostatni okres lat 50. i pierwsze lata 60. ub. wieku). Obok tych ośrodków inni tribolodzy tworzyli nowe. Dokładniejsze informacje na ten temat (dalece nie wszystkie!) podają cyt. wyżej pozycje literaturowe.

Nie można też nie wspomnieć o tribologii rozwijającej się w Wojskowym Instytucie Techniki Pancernej i Samochodowej w sferach: niskotarciowych i przeciwwżyciowych dodatków do smarów (R. Marczak) (notabene na pierwszym Kongresie Tribologicznym w Londynie w 1972 r. jeden z trzech referatów z Polski wygłosił R. Marczak), kształtowaniu wysokociernych tworzyw hamulcowych – z wdrożeniami w przemyśle polskim i o badaniach procesów tarcia ściernego (J. Janecki, J. Szumniak, S. Zawalski) z wdrożeniami w technice układów bieżnych pojazdów gąsienicowych, a także nieco później w Instytucie Technicznym Wojsk Lotniczych (J. Lewitowicz) badań niektórych procesów tarcia i zużywania, w Instytucie Odlewnictwa (T. Sala), Instytucie Mechanizacji Rolnictwa (R. Fąfara), Instytucie Obróbki Skrawaniem (J. Kaczmarek) i in. Te ośrodki tribologiczne były organizatorami sympozjonów, seminariów i szkół tribologicznych pod patronatem Prof. S. Ziemby i firmowaniu „szyldowym” przez Zespół Badań Tarcia i Zużycia IPPT PAN – późniejszej Sekcji Podstaw Eksploatacji KBM PAN.

Więcej informacji w literaturze zamieszczonej na końcu książki.

Co warto podkreślić? Przede wszystkim duże tempo wzrostu i ilości naukowców zajmujących się tribologią i szybko rosnące ilości publikacji, seminariów i sympozjonów, organizowanych przez coraz większą liczbę ośrodków badań tribologicznych w różnych placówkach naukowych w kraju. Na przykład na przestrzeni lat 1956–1973 ilość publikacji naukowych w Polsce wzrosła z ok. 30 w r. 1956 do 140 w r. 1973! W latach 1956–1973 zorganizowano ponad 30 imprez naukowych tribologicznych (nieliczne stanowiły część składową konferencji wytrzymałościowych) (p. tabl. 1 [L. 1]). Objęto badaniami wszystkie składowe części tribologii, najwięcej prac wykonano z zakresu „zużywania” z wieloma wdrożeniami [L. 1–4]. To tylko kilka bardziej szczegółowych informacji.

Nie da się jedną publikacją (prof. M. Hebdy) i tymi uzupełnieniami, a także opracowaniami cytowanymi w niniejszym spisie literatury przedstawić wyczerpująco całości funkcjonowania i osiągnięć naukowych polskiej tribologii.

Uważam, że sporządzeniem odpowiedniej monografii na ten temat winien zająć się zespół tribologów (szczególnie tych, którzy uczestniczyli w procesie tworzenia polskiej tribologii i są w stanie odtworzyć obraz tej tribologii zarówno w pierwszych dziesięcioleciach jej rozwoju, ale i tych, którzy aktualnie są w „środku” czynnego działania naukowego): Zespół Tribologii Sekcji Eksploatacji Maszyn KBM PAN oraz Polskie Towarzystwo Tribologiczne. By nie zapomniano o tych, którzy tworzyli tribologię w Polsce, a także i o tych setkach pracowników, z grona których do dzisiaj ponad stu zdobyło ostrogi dr. hab. i tytuły profesorskie. I by nie uważano, że obecny dorobek polskiej tribologii nie jest efektem wyteżonej pracy setek polskich naukowców-tribologów i wielu ośrodków naukowych, a jedynie kilku ludzi i jednego czy dwóch ośrodków badawczych! A także, by wyeksponować wdrożeniowe efekty naukowego działania w tribologii, które „namacalnie” świadczą o osiągnięciach naukowych.

No i by omówić także „ruch tribologiczny” w Polsce w latach 1990–2006 i odnotować kształtowanie się nowych prężnych ośrodków (m.in. Politechniki Rzeszowskiej, ośrodków: szczecińskiego, zielonogórskiego, koszalińskiego i radomskiego (szczególnie MCNEMT, obecnie ITeE – PIB). I wspomnieć o szeregu osiągnięć naukowych we wdrożeniach dot. tribologii, m.in. i po to, by w pracach współczesnych nie zdarzały się przypadki „powtarzania” wykonanych w przeszłości badań i nie zapomniano o dokumentujących to publikacjach.

Literatura

1. Janecki J.: Sekcja Podstaw Eksploatacji Maszyn PAN w roku 30-lecia Polski Ludowej. „Zagadnienia Eksploatacji Maszyn, z. 4(20)1974.
2. Wojciechowicz B.: 25 lat Szkół Tribologicznych w Polsce „Tribologia”, nr 4/1992.
3. Pytko S., Janecki J.: 20-lecie Sekcji Podstaw Eksploatacji PAN.
4. Mat.VII Szkoły Tribologicznej – Poznań 1977.
5. Janecki J.: Dorobek Zespołu Tribologii Sekcji Podstaw Eksploatacji Maszyn KBM PAN i perspektywy jego rozwoju. Mat. IV Krajowego Sympozjum Eksploatacji Urządzeń Technicznych, Katowice, 1977, t. VII.

Uwaga: w materiałach wielu Szkół Tribologicznych istnieją publikacje, opisujące dorobek naukowy i wdrożeniowy polskiej tribologii, a także ich Twórców.