

Wojciech Wieleba

**BEZOBSŁUGOWE ŁOŻYSKA
ŚLIZGOWE Z POLIMERÓW
TERMOPLASTYCZNYCH**



Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej
Wrocław 2013

Recenzenci

Stanisław KRAWIEC
Witold PIEKOSZEWSKI

Opracowanie redakcyjne

Hanna JUREK

Korekta

Alina KACZAK

Projekt okładki

Marcin ZAWADZKI

Wszelkie prawa zastrzeżone. Żadna część niniejszej książki, zarówno w całości, jak i we fragmentach, nie może być reprodukowana w sposób elektroniczny, fotograficzny i inny bez zgody właściciela praw autorskich.

© Copyright by Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2013

OFICyna WYDAWNICZA POLITECHNIKI WROCLAWSKIEJ

Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław

<http://www.oficyna.pwr.wroc.pl> e-mail: oficwyd@pwr.wroc.pl

zamawianie.ksiazek@pwr.wroc.pl

ISBN 978-83-7493-770-2

Drukarnia Oficyny Wydawniczej Politechniki Wrocławskiej. Zam. nr 563/2013.

SPIS TREŚCI

Wykaz ważniejszych oznaczeń	5
Wstęp	7
1. Przegląd polimerów termoplastycznych stosowanych na ślizgowe elementy maszyn	11
1.1. Poliamidy (PA)	13
1.2. Poliacetale (POM)	18
1.3. Politetrafluoroetylen (PTFE)	20
1.4. Polietyleny (PE-HD, PE-UHMW)	25
1.5. Polietereoeteroketon (PEEK)	29
1.6. Politereftalany (PET, PBT)	32
1.7. Poli(siarczek fenylenu) (PPS)	35
1.8. Poliimidy (PI, PEI, PAI)	38
1.9. Polisulfony (PSU, PESU)	42
1.10. Polibenzimidazole (PBI)	45
2. Polimerowe materiały kompozytowe	49
2.1. Rodzaje stosowanych napelnaczy	51
2.2. Opracowanie składu nowych materiałów kompozytowych	72
2.3. Badanie właściwości polimerowych materiałów ślizgowych	79
3. Charakterystyka procesów tarcia i zużycia materiałów polimerowych	83
3.1. Procesy tarcia materiałów polimerowych	85
3.2. Zużywanie materiałów polimerowych	94
4. Wpływ warunków tarcia na właściwości tribologiczne skojarzeń metal-polimer	101
4.1. Warunki docierania	101
4.2. Temperatura i środowisko tarcia	105
4.3. Nacisk jednostkowy	133
4.4. Prędkość ślizgania	141
4.5. Iloczyn pv	143
4.6. Stan warstwy wierzchniej elementu metalowego	154
4.7. Tarcie i zużywanie w parach odwróconych	166
5. Prognozowanie oporów tarcia i trwałości polimerowych łożysk ślizgowych	171
5.1. Prognozowanie współczynnika tarcia	171
5.2. Prognozowanie zużycia tribologicznego	176
5.3. Obliczenia łożysk dla wybranych materiałów polimerowych	179
6. Wykorzystanie metod numerycznych do wyznaczania oporów tarcia oraz trwałości polimerowych łożysk ślizgowych	201
6.1. Modelowanie numeryczne pracy polimerowego łożyska ślizgowego	203
6.2. Weryfikacja doświadczalna	210
7. Przykłady wykorzystania metody elementów skończonych do analizy charakterystyk tribologicznych polimerowych łożysk ślizgowych	215
7.1. Opory tarcia podczas rozruchu polimerowych węzłów ślizgowych	215
7.2. Wpływ grubości panewki łożyska polimerowego na opory tarcia	217
7.3. Wpływ temperatury i własności mechanicznych materiału polimerowego na opory tarcia	221

7.4. Wpływ obciążenia łożysk polimerowych na opory tarcia	223
7.5. Wpływ luzu łożyskowego na opory tarcia	227
7.6. Prognozowanie zużycia panewki polimerowej	228
8. Przegląd znanych rozwiązań konstrukcyjnych łożysk ślizgowych	237
9. Zalecenia konstrukcyjne dla polimerowych łożysk ślizgowych	245
9.1. Dobór materiałów na węzły ślizgowe	245
9.2. Zalecenia dotyczące wymiarów łożysk ślizgowych	252
Podsumowanie	255
Załącznik. Charakterystyki naprężeniowo-odkształceniowe wybranych polimerów stosowanych na panewki łożysk ślizgowych	259
Literatura	265

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

A_r	rzeczywista powierzchnia styku
a_T	współczynnik przesunięcia temperaturowego
B	długość panewki łożyska
c_p	ciepło właściwe
D_C	średnica czopa wału
D_N	średnica nominalna łożyska
D_W	średnica otworu panewki łożyska
D_Z	średnica zewnętrzna panewki łożyska
E	moduł sprężystości wzdłużnej
E_g	moduł sprężystości przy zginaniu
F_N	siła normalna
F_t	siła tarcia
G	grubość ścianki panewki łożyska
H_p, HB	twardość
I_Z	intensywność zużywania
I_h	intensywność zużywania liniowego
I_m	intensywność zużywania wagowego (masowego)
I_v	intensywność zużywania objętościowego
K_b	wskaźnik zużycia względnego
K_w	współczynnik zużycia
L_C	luz całkowity
L_h	trwałość łożyska
p, p_{sr}	średni nacisk jednostkowy
p_{dop}	nacisk dopuszczalny
$PVL, (pv)_{max}$	graniczna wartość iloczynu pv
R_a	średnie arytmetyczne odchylenie profilu chropowatości
R_v	maksymalna głębokość wgłębienia profilu
RH	wilgotność względna powietrza
R_z	wysokość chropowatości profilu według 10 punktów
S	droga tarcia
t	czas
T	temperatura materiału
T_g	temperatura zeszklenia polimeru
T_K	temperatura krytyczna
T_m	temperatura mięknięcia polimeru
T_0	temperatura otoczenia
T_W	temperatura warstwy wierzchniej
v	prędkość ślizgania
Z	zużycie materiału
α_g	współczynnik rozszerzalności cieplnej
α_p	współczynnik przewodności cieplnej polimeru

ε	odkształcenie
λ	współczynnik wymiarowy łożyska ($\lambda = B/D$)
μ_a	składowa adhezyjna (molekularna) współczynnika tarcia
μ_d	składowa mechaniczna (deformacyjna) współczynnika tarcia
μ_k	współczynnik tarcia kinetycznego
μ_0, μ_s	współczynnik tarcia statycznego
μ	współczynnik tarcia
ν	współczynnik Poissona
ρ	gęstość
σ	napężenie

Nazwy skrócone polimerów (wg PN ISO 1043-1:2011)

PA	poliamidy
PAI	poliamidoimid
PBI	polibenzimidazol
PBT	poli(tereftalan butylenu)
PC	poliwęglan
PEEK	poli(eteroeteroketon)
PE	polietylen
PE-HD	polietylen dużej gęstości
PE-UHMW	polietylen o ultrawysokim ciężarze cząsteczkowym
PESU	polieterosulfon
PET	poli(tereftalan etylenu)
PI	poliimidy
PMMA	poli(metakrylan metylu)
POM	polioksymetylen, poliacetal, poliformaldehyd
POM-H	homopolimer poliacetalu
POM-C	kopolimer poliacetalu
PP	polipropylen
PPE	poli(eter fenylenu)
PPO	polioksyfenylen – obecnie PPE
PPS	poli(siarcezek fenylenu)
PS	polistyren
PSU	polisulfon
PTFE	poli(tetrafluoroetylen)

Oznaczenia napelnaczy w polimerowych materiałach kompozytowych (wg PN-EN ISO 1043-2:2011)

GF	włókno szklane
CF	włókno węglowe
RF	włókno aramidowe
P	mika
Q	krzemionka

WSTĘP

Trwałość i niezawodność są jednymi z najważniejszych cech maszyn i urządzeń. O jakości pracy całego urządzenia decyduje niezawodność jego poszczególnych zespołów i podzespołów. W urządzeniach realizujących ruch jednym ze słabszych elementów pod tym względem są węzły, w których odbywa się tarcie. Zaliczane są do nich między innymi łożyska ślizgowe i dlatego ciągle prowadzone są dla nich poszukiwania nowych rozwiązań zarówno konstrukcyjnych, jak i materiałowych.

Wymagania stawiane łożyskom ślizgowym dotyczą przede wszystkim stabilności położenia elementów łożyskowanych oraz małych strat tarcia. Oznacza to, że zarówno panewka, jak i czop powinny wykazywać małe wartości zużycia, a także małe przemieszczenia w wyniku zmian wartości parametrów tarcia (p , v , T_w). Elementy łożyska powinny być również odporne na wpływ warunków zewnętrznych, w szczególności na temperaturę, wilgoć oraz na oddziaływanie agresywnych środowisk.

W przypadku łożysk bezobsługowych często stosowane są skojarzenia polimero-metalowe. Materiały polimerowe wykorzystywane są w bezsmarowych węzłach tarcia, gdyż istotą ich stosowania jest właśnie możliwość bezawaryjnej współpracy z innymi materiałami w warunkach tarcia technicznie suchego. Spotykane są one w sytuacjach, gdy zastosowanie środków smarowych jest niemożliwe, np.: w urządzeniach przemysłu spożywczego, farmaceutycznego, włókienniczego, papierniczego, chemicznego itp., ze względu na możliwość skażenia lub zabrudzenia wytwarzanych produktów środkami smarowymi, a także wtedy, gdy warunki otoczenia utrudniają lub uniemożliwiają dostarczenie środka smarowego (np. próżnia, zbyt niska lub zbyt wysoka temperatura otoczenia). Materiały polimerowe mogą być również stosowane w przypadkach, gdy występuje smarowanie różnymi środkami smarowymi lub cieczami pochodzącymi ze środowiska, w którym pracuje łożysko.

W budowie łożysk ślizgowych z wykorzystaniem materiałów polimerowych najczęściej stosowane są kompozyty na podstawie polimerów termoplastycznych, w których napelniacze (np. dwusiarczek molibdenu, grafit, włókno szklane, włókno węglowe, proszek brązu, proszek PTFE) eliminują lub minimalizują wady polimerów

niemodyfikowanych. Podczas doboru odpowiedniego materiału do wykonania panwi łożyskowych pracujących przy tarcu suchym, należy mieć na uwadze głównie jego dużą odporność na zużycie, a także małą wartość współczynnika tarcia we współpracy z materiałem wału.

Łożyska powinny szybko uzyskiwać stabilne parametry pracy (mała wartość współczynnika tarcia), a ich eksploatacja powinna być długa i przebiegać bez dozoru. Prezentowane w literaturze, zwłaszcza w informacjach handlowych producentów materiałów polimerowych, wartości współczynnika tarcia, a także wskaźników związanych z ich odpornością na zużywanie są zwykle bądź uśrednione, bądź uzyskane dla konkretnych warunków tarcia, czyli przy ustalonym nacisku jednostkowym dla konkretnych skojarzeń z współpracującymi materiałami metalowymi o określonym stanie powierzchni (chropowatości, twardości itp.). Występuje wówczas potrzeba przeprowadzenia własnego eksperymentu, dzięki któremu określone zostaną właściwości tribologiczne konkretnej pary ślizgowej polimer–metal, z której planuje się wykonanie łożyska ślizgowego.

Na wartość współczynnika tarcia oraz intensywność zużywania par polimerowo-metalowych wpływa wiele czynników, takich jak: rodzaj skojarzonych materiałów, warunki otoczenia (głównie wilgotność i temperatura), rodzaj smarowania (lub jego brak), ukształtowanie struktury geometrycznej powierzchni współpracującego elementu stalowego (geometria styku, chropowatość powierzchni i kierunkowość struktury), wartość nacisku jednostkowego czy też czas stacjonarnego styku pod obciążeniem. W przypadku gdy zależy nam na określeniu wpływu jednocześnie kilku czynników na zmiany wartości badanej wielkości, np. na przebieg wartości współczynnika tarcia statycznego, wówczas w celu zmniejszenia liczby niezbędnych doświadczeń potrzebnych do wyznaczenia takiej zależności (zwykle funkcji regresji) można badania zrealizować, stosując odpowiedni plan eksperymentu (np. rotalny).

Elementy ślizgowe wytworzone z materiałów polimerowych występują również w urządzeniach, w których ruch odbywa się sporadycznie. Sytuacja taka występuje w wielu ślizgowych węzłach maszyn, które pracują okresowo, a czas postoju pomiędzy kolejnymi cyklami ruchu jest stosunkowo długi. W takich przypadkach łożyska są zwykle średnio bądź słabo obciążone (nacisk jednostkowy najczęściej nie przekracza 5 MPa), jak też występują nieduże prędkości ślizgania (często nieprzekraczające wartości 1 m/s). Ze względu na stosunkowo dużą wartość współczynnika tarcia statycznego dla par polimerowo-metalowych, opory tarcia w odniesieniu do sił bezwładności odgrywają znaczącą rolę w zapotrzebowaniu mocy podczas rozruchu. Opory tarcia stanowią wówczas o wiele bardziej istotny problem naukowo-techniczny niż niewielkie w tym przypadku zużywanie tribologiczne skojarzonych elementów. Minimalizacja oporów tarcia jest zatem w tej sytuacji istotnym zagadnieniem dotyczącym eksploatacji polimerowych węzłów ślizgowych. W prezentowanych w literaturze metodach obliczeń polimerowych łożysk ślizgowych rzadko określany jest moment tarcia w fazie rozruchu. Zwykle wyznaczane opory

tarcia dotyczą ruchu ustalonego, a obliczenia koncentrują się na wyznaczeniu trwałości panewek łożyska.

Podsumowując, należy zauważyć, że niewiele pozycji literaturowych ujmuje kompleksowo zagadnienia związane z projektowaniem i eksploatacją polimerowych łożysk ślizgowych. W krajowej literaturze nie ma ich wcale. Najczęściej istniejące publikacje poświęcone są wybranym zagadnieniom (np. [18], [48], [55], [67], [84], [119], [120]) lub mają charakter popularyzatorski (np. [34], [86], [98], [103], [135], [186], [192], [196], [200]). Przedstawione w niniejszym opracowaniu analizy stanowią podsumowanie prawie 25-letnich doświadczeń autora w zakresie tribologii polimerów. Czytelnik znajdzie między innymi omówienie procesów i zjawisk zachodzących w czasie ślizgowej współpracy materiałów polimerowych z metalowymi. Taki rodzaj skojarzenia materiałowego (polimer–metal) występuje najczęściej w polimerowych łożyskach ślizgowych. Ponadto przedstawione zostały zasady doboru termoplastycznych materiałów polimerowych stosowanych na panewki łożysk, a także metody obliczeń łożysk ślizgowych oparte na wynikach badań eksperymentalnych oraz obliczeń numerycznych z wykorzystaniem techniki komputerowej. Niniejsze opracowanie powinno zatem wypełnić, chociaż częściowo, lukę w pracach dotyczących kompleksowych zagadnień związanych z tribologią termoplastycznych materiałów polimerowych, a w szczególności dotyczących bezobsługowych łożysk ślizgowych z polimerowych materiałów termoplastycznych.

1. PRZEGLĄD POLIMERÓW TERMOPLASTYCZNYCH STOSOWANYCH NA ŚLIZGOWE ELEMENTY MASZYN

Polimery jako materiał konstrukcyjny stosowany w elementach ślizgowych (tj. łożyska, uszczelnienia, prowadnice, przeguby itp.) cieszą się obecnie dużym powodzeniem wśród konstruktorów. Po raz pierwszy wykorzystano je w zastosowaniach ślizgowych w latach trzydziestych XX w. Były to łożyska ślizgowe wykonane z żywicy fenolowo-formaldehydowych wzmocnianych tkaninami i włóknami. Od tego czasu nastąpił znaczny rozwój tworzyw sztucznych w zastosowaniu materiałów łożyskowych. Wprowadzono wiele nowych gatunków polimerów, a także materiałów kompozytowych utworzonych na ich podstawie. Obecnie w tym zakresie zastosowań wykorzystywane są przede wszystkim polimery termoplastyczne, chociaż można spotkać rozwiązania z wykorzystaniem duroplastów. Te ostatnie stosuje się najczęściej do regenerowania ślizgowych elementów maszyn w postaci kompozytów metalopolimerowych na bazie żywic chemoutwardzalnych [48], [49], [106], [197], [198].

Materiały polimerowe charakteryzują się wieloma właściwościami, które predysponują je do zastosowania w elementach ślizgowych. Do ich podstawowych zalet należą:

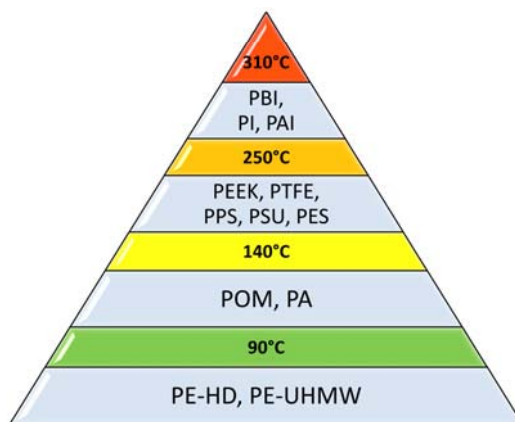
- możliwość pracy bez smarowania,
- mały współczynnik tarcia podczas współpracy ze stalą,
- duża odporność chemiczna,
- możliwość wchłaniania pewnej ilości produktów zużycia lub zanieczyszczeń z otoczenia,
- łatwość kształtowania oraz niskie koszty wytworzenia elementów zwłaszcza w produkcji wielkoseryjnej,
- mały ciężar właściwy,
- zdolność tłumienia drgań,
- elektroizolacyjność.

Niestety, obok zalet, zastosowanie polimerów jako materiałów ślizgowych wiąże się z pewnymi niedogodnościami. Podstawowymi wadami tego typu materiałów są:

- mała odporność cieplna (maksymalna temperatura pracy dla większości polimerów nie przekracza 120 °C),
- mała przewodność cieplna (w porównaniu ze stałą od 80 do 200 razy mniejsza),
- duży współczynnik rozszerzalności cieplnej (w porównaniu ze stałą od 2 do 10 razy większy),
- chłonność wilgoci przez niektóre polimery (dla PA6 wynosi do 11%),
- mniejsza wytrzymałość mechaniczna w stosunku do materiałów metalowych.

Tabela 1.1. Podział termoplastycznych polimerów ślizgowych wg kryterium termoodporności [180]

Maksymalna temperatura długotrwałego użytkowania	Polimery	
	Amorficzne	Krystaliczne
Poniżej 100 °C		PE-HD, PE-UHMW
Okolo 100 °C		PA6, PA66, PA11 PA12
100–150 °C	PPO	POM, PA46, PET
150–200 °C	PSU	PAI
Powyżej 200 °C	PBI, PEI, PI	PPS, PEEK, PTFE



Rys. 1.1. Temperatura użytkowania wybranych polimerów stosowanych na panewki łożysk ślizgowych

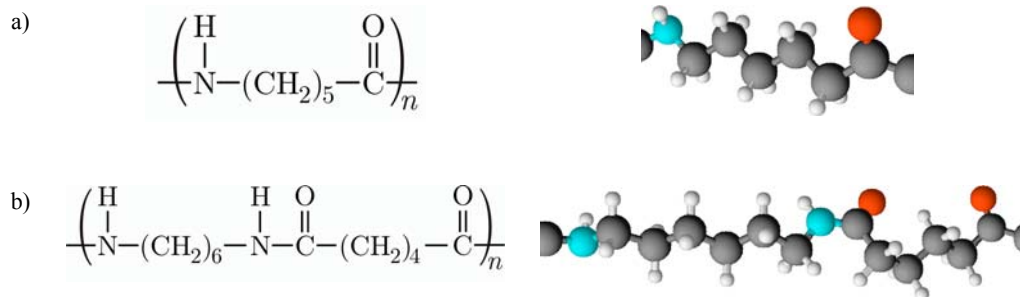
Znajomość zalet i wad danego tworzywa jest pomocna podczas jego wyboru na materiał konstrukcyjny. Stosowanie tworzyw sztucznych bez uwzględnienia ich szczególnych cech może prowadzić do negatywnych efektów objawiających się małą trwałością elementów ślizgowych, a nawet ich awaryjnością. Jednym z podstawowych zagadnień mających na celu zapobieganie tym niekorzystnym zjawiskom jest dobór odpowiedniego tworzywa, który przy dużej ich różnorodności nie może być przypadkowy, ale musi wynikać ze znajomości własności i właściwości danego materiału. W wypadku materiałów termoplastycznych należy przede wszystkim

kim brać pod uwagę temperaturę pracy materiału polimerowego. Dotyczy to zarówno polimerów niemodyfikowanych, jak i materiałów kompozytowych utworzonych na ich podstawie. W większości przypadków o termoodporności materiału decyduje jego polimerowa osnowa. Podział polimerów według kryterium termoodporności przedstawiono w tabeli 1.1 oraz na rysunku 1.1. Niestety wraz z termoodpornością rośnie również cena materiału polimerowego.

Najczęściej stosowanymi na łożyska polimerami termoplastycznymi są: poliamidy (PA), poliacetale (POM), politetrafluoroetylen (PTFE). Do polimerów stosowanych nieco rzadziej jako materiały ślizgowe należy zaliczyć: politereftalanetylen (PET), polisulfony (PSU), polietylen (PE-HD), polieteroeteroketony (PEEK) i in. Wybrane własności tych materiałów opisano w dalszej części rozdziału.

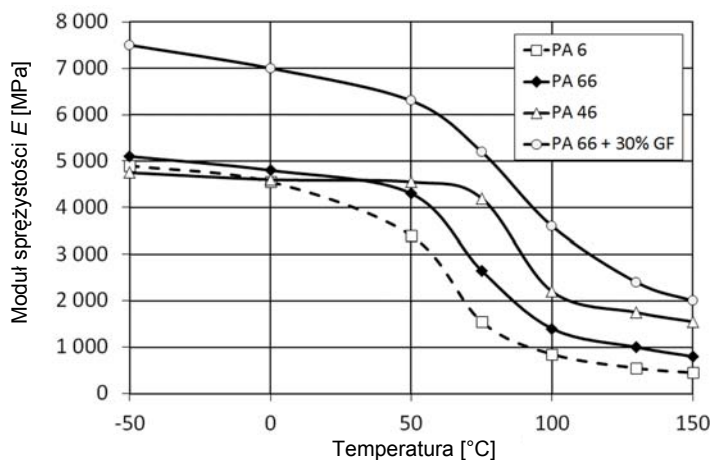
1.1. POLIAMIDY (PA)

Poliamidy należą do polimerów wyróżniających się dobrymi własnościami wytrzymałościowymi i ślizgowymi. Są one uważane za dobre tworzywa konstrukcyjne i dlatego stosuje się je powszechnie w różnych gałęziach przemysłu. Poliamidy są polimerami semikrystalicznymi, które różnią się strukturą fizyczną. W zależności od parametrów przetwórstwa stopień krystaliczności wynosi zwykle 30–50%. Zakres temperatury długotrwałego użytkowania poliamidów rozciąga się od -40 do $+140$ °C. Rozróżnia się kilka odmian tej grupy tworzyw o znaczeniu przemysłowym: poliamid 6, poliamid 66, poliamid 11, poliamid 12, poliamid 610, poliamid 46. Budowę chemiczną wybranych odmian poliamidu przedstawiono na rysunku 1.2.

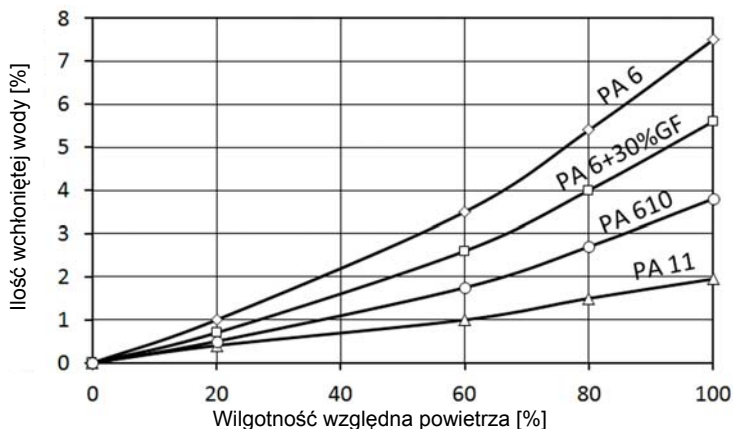


Rys. 1.2. Budowa chemiczna cząsteczki (meru) poliamidu: a) PA6, b) PA66

Omawiane materiały są odporne na działanie większości związków organicznych i nieorganicznych z wyjątkiem kwasów, mocnych zasad i substancji utleniających. Ponieważ nie wykazują toksycznego działania, można stosować je na wyroby stykające się bezpośrednio ze środkami spożywczymi. Bardzo duży wpływ na własności mechaniczne poliamidów wywiera temperatura (rys. 1.3), a także chłonność wody, której wartość waha się w granicach 2,5–11% w zależności od typu tworzywa (dla wilgotności 100%). Ilość wchłoniętej wody zależy między innymi od ilości wilgoci w otoczeniu, np. w powietrzu (rys. 1.4). Największą chłonność wilgoci wykazuje poliamid 6 (9–11%), a najmniejszą poliamid 11 i 12 (ok. 2,5%).

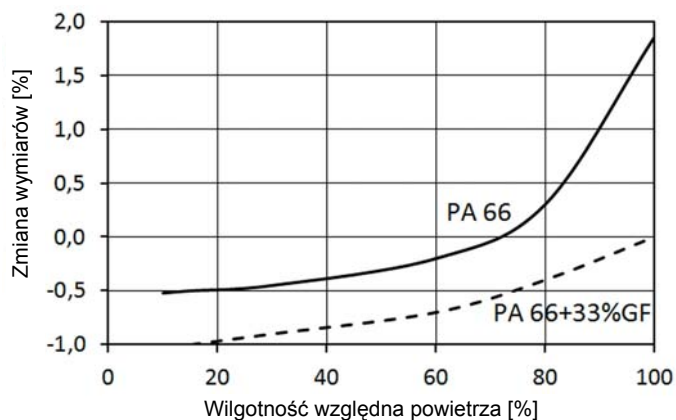


Rys. 1.3. Wpływ temperatury na moduł sprężystości poliamidu w stanie suchym [185]

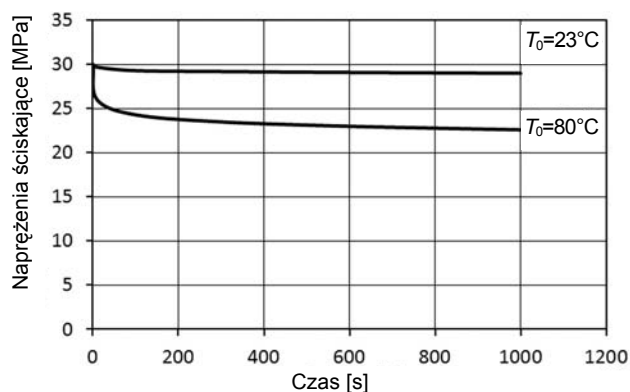


Rys. 1.4. Wpływ wilgotności względnej powietrza na ilość wchłoniętej wody przez poliamid [96]

Wysuszony poliamid jest kruchy i ma małą udarność, lecz dużą wytrzymałość na rozciąganie i zginanie. Ze wzrostem zawartości wody zwiększa się jego udarność i elastyczność, a maleje wytrzymałość. Duża chłonność wilgoci wywiera również bardzo niekorzystny wpływ na tolerancje wymiarowe wyrobów wykonywanych z tego polimeru, dlatego podczas projektowania należy uwzględnić związaną z tym zmianę wymiarów wyrobu (rys. 1.5). Zjawisku temu można częściowo przeciwdziałać, prowadząc obróbkę cieplną gotowych wyrobów polegającą na ich wygrzewaniu w oleju o odpowiedniej temperaturze. Podstawowe właściwości poliamidów przedstawiono w tabeli 1.2.



Rys. 1.5. Wpływ wilgotności względnej powietrza na zmianę wymiarów poliamidu PA66 [96]



Rys. 1.6. Wykres relaksacji naprężeń poliamidu PA66 [190]

Właściwości poliamidów, podobnie jak innych materiałów termoplastycznych, zależą od temperatury, a także czasu działania obciążenia. Starzenie cieplne poliamidów

rozpoczyna się powyżej temperatury 60 °C. Zachodzą wówczas nieodwracalne procesy utleniania, które powodują żółknięcie i zmniejszenie wytrzymałości. Procesowi utleniania można przeciwdziałać, dodając antyutleniacze lub sadzę. Wpływ temperatury na moduł sprężystości poliamidów przedstawiono na rysunku 1.3. Z kolei wpływ czasu obciążenia, którego skutkiem jest płynięcie pod obciążeniem oraz relaksacja naprężeń, przedstawiono na rysunku 1.6.

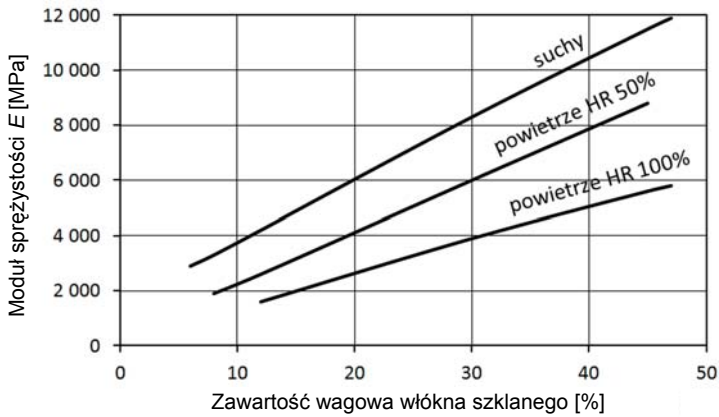
Tabela 1.2. Podstawowe właściwości poliamidów w aspekcie ich wykorzystania jako materiałów ślizgowych [96], [180]

Oznaczenie	Temperatura użytkowania (długotrwałe 5000 h) ^{a)}	Współczynnik tarcia kinetycznego ^{b)}	Intensywność zużycia liniowego ^{b)}	Graniczny iloczyn $p \cdot v$ (dla $v = 1 \text{ m/s}$)	Moduł sprężystości	Współczynnik Poissona	Granica wytrzymałości podczas ściskania ($\epsilon = 2\%$)	Współczynnik rozszerzalności cieplnej ^{c)}
	T_0 [°C]	μ	I_h [μm/km]	[MPa m/s]	E [MPa]	ν	$R_{C 0,02}$ [MPa]	α_g [m/(m K)]
PA6	−30–85 (160)	0,4–0,6	19	0,065	1425/	0,39	59	105 · 10 ^{−6}
PA66	−30–95 (180)	0,4–0,6	14	0,08	1700	0,41	62	95 · 10 ^{−6}
PA46	−40–150 (200)	0,4–0,6	18	0,09	1350	0,41	60	90 · 10 ^{−6}
PA12	−60–110 (150)	0,3–0,4	b.d.	b.d.	1380	0,35	24	100 · 10 ^{−6}
PA66+ 30%GF	−20–120 (200)	0,25–0,4	11	0,1	2700	0,4	77	60 · 10 ^{−6}

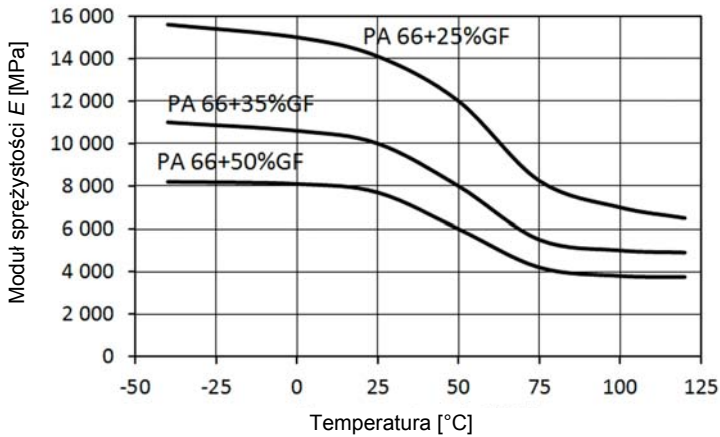
^{a)} w nawiasie podano maksymalną temperaturę krótkotrwałego użytkowania;
^{b)} właściwości tribologiczne określono na stanowisku typu *pin-on-disc* dla następujących warunków tarcia:
 $p = 3 \text{ MPa}$, $v = 0,33 \text{ m/s}$, $T_0 = 23 \text{ °C}$, element współpracujący: stal C35, $R_a = 0,7\text{--}0,9 \text{ μm}$, tarcie suche;
^{c)} wartość średnia w zakresie temperatury 23–100 °C.
 Stosowane oznaczenia: GF – włókno szklane

Właściwości poliamidów modyfikuje się często poprzez dodawanie napelnaczy. Najczęściej stosowanymi napelniaczami są: włókno szklane cięte o długości 3–6 mm, grafit i dwusiarczek molibdenu. Dodatek włókna szklanego polepsza wyraźnie własności mechaniczne tworzywa (rys. 1.7, 1.8), ale jednocześnie pogarsza jego właściwości ślizgowe. Dodatek grafitu lub dwusiarczku molibdenu ma na celu przede wszystkim zmniejszenie współczynnika tarcia we współpracy z innymi materiałami.

Łożyska ślizgowe z poliamidu wykonuje się podczas produkcji większych serii metodą formowania wtryskowego. Mniejsze serie wytwarza się w procesie obróbki skrawaniem z półfabrykatów. Ponadto panewki dużych łożysk można odlewać w procesie



Rys. 1.7. Wpływ zawartości włókna szklanego w poliamidzie PA66 na moduł sprężystości E w różnych warunkach wilgotności względnej powietrza HR [96]

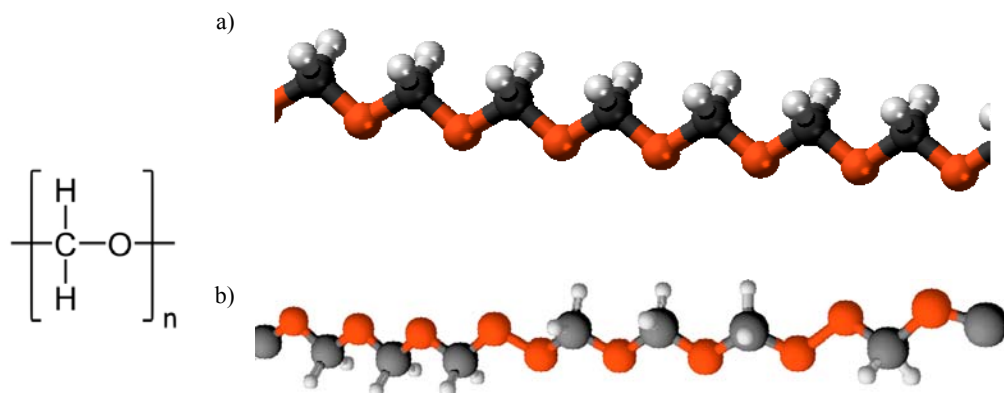


Rys. 1.8. Wpływ zawartości włókna szklanego w poliamidzie PA66 na charakterystykę modułu sprężystości E w funkcji temperatury T [96]

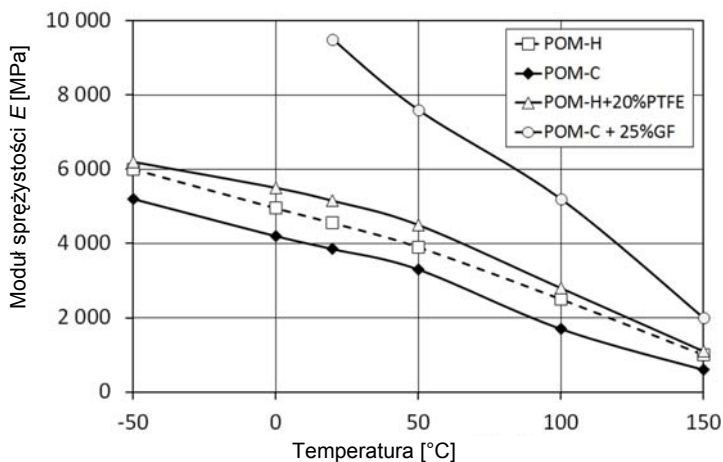
polimeryzacji blokowej lub odśrodkowo. Na szczególne podkreślenie zasługuje metoda wytwarzania łożysk poprzez naniesienie metodą fluidyzacji cienkiej warstwy poliamidowej na wewnętrzną powierzchnię metalowej tulei. Takie łożysko ma bardzo dobre właściwości tribologiczne: małą wartość współczynnika tarcia suchego ($\mu = 0,08-0,12$) we współpracy z metalami, dobrą odporność na zużycie oraz duże wartości dopuszczalnych nacisków jednostkowych (np. w ruchu wahadłowym i jednokrotnym smarowaniu podczas montażu $p_{dop} = 30 \text{ MPa}$ [76]).

1.2. POLIACETALE (POM)

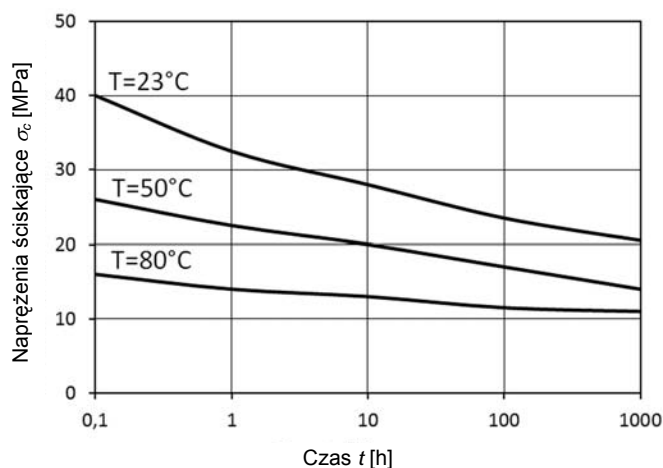
Poliacetales charakteryzują się dużą wytrzymałością statyczną i zmęczeniową, która jest znacznie lepsza niż dla większości tworzyw termoplastycznych. W tej grupie tworzyw produkowane są obecnie na skalę przemysłową dwa typy polimerów: homopolimer (poliformaldehyd) POM-H, kopolimer formaldehydu (kopolimer acetalowy) POM-C (rys. 1.9).



Rys. 1.9. Budowa chemiczna cząsteczki (meru) poliacetalu:
a) homopolimer POM-H, b) kopolimer POM-C



Rys. 1.10. Wpływ temperatury na moduł sprężystości poliacetali POM [185]



Rys. 1.11. Wykres relaksacji naprężeń poliacetalu POM-C [185]

Tabela 1.3. Podstawowe właściwości poliacetalu w aspekcie ich wykorzystania jako materiałów ślizgowych [96], [180]

Oznaczenie	Temperatura użytkowania (długotrwałe 5000 h) ^{a)}	Współczynnik tarcia kinetycznego ^{b)}	Intensywność zużycia liniowego ^{b)}	Graniczny iloczyn $p \cdot v$ (dla $v = 1$ m/s)	Moduł sprężystości		Współczynnik Poissona	Granica wytrzymałości podczas ściskania ($\epsilon = 2\%$)	Współczynnik rozszerzalności cieplnej ^{c)}
	T_0 [°C]	μ	I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$]	[MPa·m/s]	E_r [MPa]	G [MPa]	ν	$R_{C 0,02}$ [MPa]	α_g [m/(m·K)]
POM-H	-50–105 (150)	0,2–0,35	45	0,08	3300	1000	0,35	49	$110 \cdot 10^{-6}$
POM-C	-50–115 (140)	0,3–0,45	45	0,08	2800	900	0,35	40	$125 \cdot 10^{-6}$
POM-H +PTFE	-20–105 (150)	0,2–0,3	8	0,2	3100	850		44	$120 \cdot 10^{-6}$

^{a)} w nawiasie podano maksymalną temperaturę krótkotrwałego użytkowania,
^{b)} właściwości tribologiczne określono na stanowisku typu *pin-on-disc* dla następujących warunków tarcia:
 $p = 3$ MPa, $v = 0,33$ m/s, $T_0 = 23$ °C, element współpracujący: stal C35, $R_a = 0,7\text{--}0,9$ μm , tarcie suche,
^{c)} wartość średnia w zakresie temperatury 23–100 °C.

Właściwości homopolimeru i kopolimeru są podobne. Z niewielkich różnic należy wymienić nieco lepsze własności mechaniczne homopolimeru i większą odporność kopolimeru na długotrwałe działanie podwyższonej temperatury. Ponadto kopolimer jest bardziej odporny na starzenie i działanie wody, zwłaszcza w podwyższonej tem-

peraturze. Zakres temperatury stosowania wynosi od -40 do $+100$ °C, a krótkotrwale nawet do $+150$ °C. Podstawowe właściwości poliacetali przedstawiono w tabeli 1.3. Zarówno homopolimer, jak i kopolimer mają stosunkowo dużą twardość i odporność na pełzanie w porównaniu z innymi polimerami termoplastycznymi. Przykładowe charakterystyki prezentujące wpływ temperatury na własności mechaniczne wybranych poliacetali przedstawiono na rysunku 1.10, natomiast wpływ czasu obciążenia, którego skutkiem jest płynięcie pod obciążeniem oraz relaksacja naprężeń, przedstawiono na rysunku 1.11.

Mała chłonność wody poliacetali oraz duża ilość fazy krystalicznej (do 95%) zapewnia dużą stabilność wymiarów wyrobów. Ponadto mają one dobre właściwości ślizgowe z jednoczesną dużą odpornością na zużywanie. Poliacetale są odporne na działanie gorącej wody, olejów i smarów, a także większości rozpuszczalników organicznych oraz zasad. Nie są natomiast odporne na działanie tlenu oraz promieniowania UV i dlatego dodawane są do nich zwykle stabilizatory umożliwiające ich długotrwałe stosowanie.

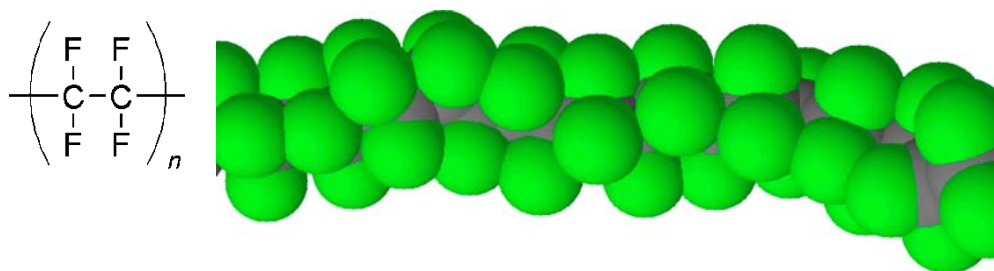
Podstawową metodą formowania wyrobów z poliacetali jest wtrysk lub obróbka skrawaniem półfabrykatów. Charakteryzuje je jednak stosunkowo duży skurcz (do 3,5%), co stanowi pewną wadę tych polimerów. W celu poprawienia własności mechanicznych poliacetali [33], [38], stosowanych jako materiały ślizgowe, dodaje się do nich włókno szklane w ilości do 9% objętościowo. Natomiast polepszenie właściwości tribologicznych otrzymuje się przez dodanie, np.: proszku PTFE (do 30% obj.), grafitu (do 10% obj.), dwusiarczku molibdenu (do 5% obj.) czy też proszku brązu (do 60% obj.) [33], [38], [40], [177].

Współczynnik tarcia suchego poliacetali po stali wynosi około 0,3, natomiast dla ich kompozytów mieści się w granicach od 0,12 (dla POM+PTFE) do 0,18 (dla POM+brąz).

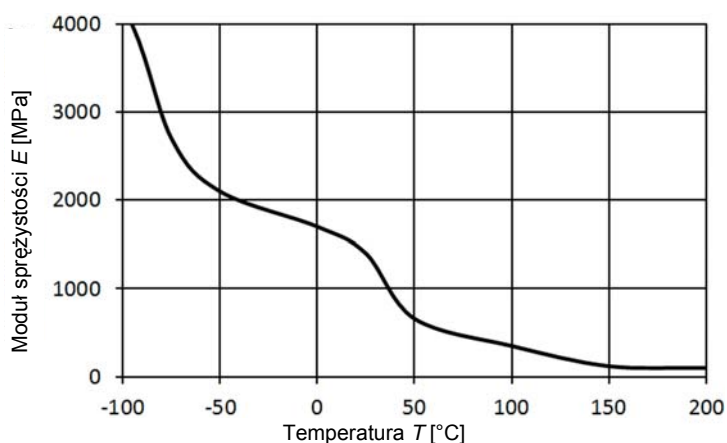
Dopuszczalne naciski w węzłach ślizgowych dla poliacetali zależą od temperatury oraz prędkości ślizgania i wynoszą ($v = 1$ m/s) dla niemodyfikowanego POM 1,5 MPa oraz 5–6 MPa dla kompozytów.

1.3. POLITETRAFLUOROETYLEN (PTFE)

Politetrafluoroetylen (PTFE) należy do grupy polimerów fluorowych. Jego makrocząsteczki mają liniową konfigurację (rys. 1.12), co znacznie ułatwia krystalizację tego polimeru. PTFE należy do polimerów o największej stabilności termicznej i szerokim zakresie temperatury użytkowania (od -215 do 260 °C) [180]. Jego własności mechaniczne zależą jednak od temperatury, tak jak u większości polimerów termoplastycznych.



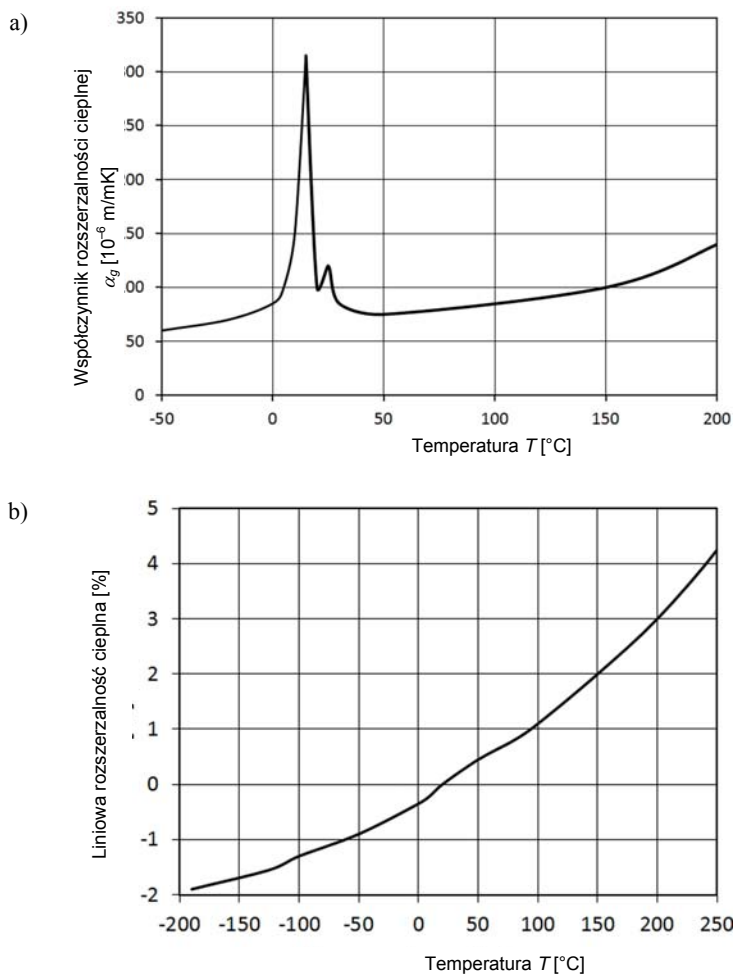
Rys. 1.12. Model makrocząsteczki PTFE



Rys. 1.13. Wpływ temperatury na moduł sprężystości PTFE [96], [204]

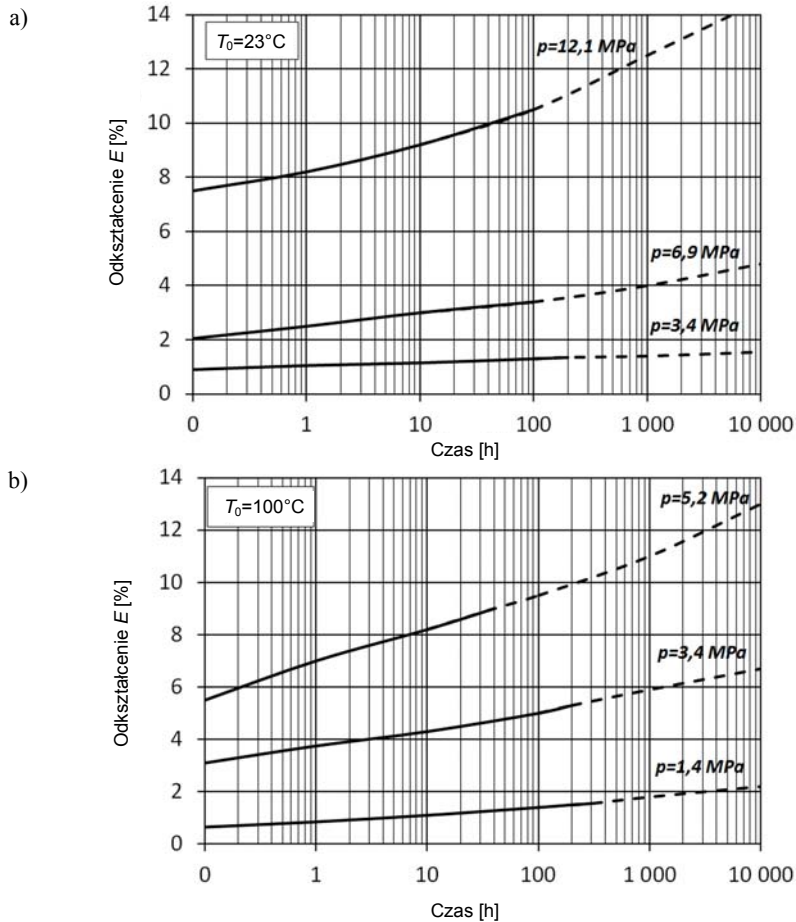
Charakterystyka wpływu temperatury na moduł sprężystości PTFE została przedstawiona na rysunku 1.13. Przemiany fazowe PTFE, które zachodzą w temperaturze 19 °C oraz 30 °C przyczyniają się między innymi do znacznej zmiany współczynnika rozszerzalności cieplnej (rys. 1.14). Dodatkowo podczas przemiany w temperaturze 19 °C następuje zwiększenie objętości PTFE o 1,2%, co należy uwzględnić w technologii wykonania panewek polimerowych za pomocą obróbki skrawaniem.

Niewątpliwą zaletą tego polimeru jest jego niezwykła odporność chemiczna porównywalna z odpornością metali szlachetnych. Jest on odporny praktycznie na większość chemikaliów. Jedynie stężone zasady, rozpuszczone lub stopione litowce, trójfluorek chloru, i gazowy fluor oddziałują na cząsteczkę PTFE w temperaturze powyżej 150 °C. Dodatkowo PTFE jest niepalny, praktycznie nie chłonie wilgoci oraz wykazuje hydrofobowość. Jego powierzchnia charakteryzuje się małą zwilżalnością przez tłuszcze, oleje i wodę.



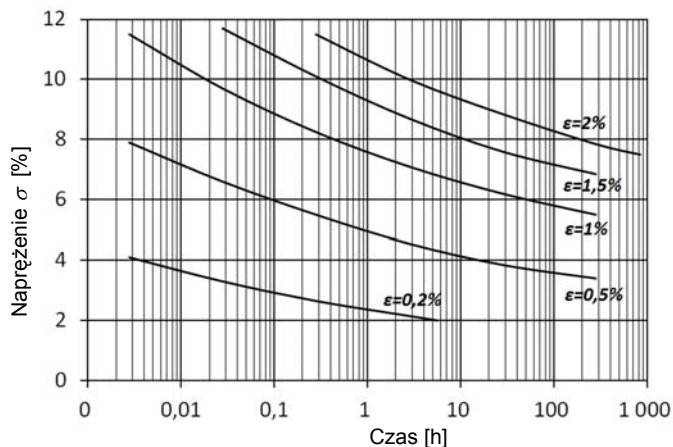
Rys. 1.14. Wpływ temperatury na współczynnik rozszerzalności cieplnej α_g [185] (a) oraz liniową rozszerzalność cieplną (b) politetrafluoroetyleny (PTFE) [202]

PTFE w postaci niemodyfikowanej, mimo wielu zalet, nie ma dobrych własności mechanicznych [63], [180]. Mimo że ma bardzo dużą udarność, to odznacza się małą wytrzymałością na rozciąganie i ściskanie oraz małym modułem sprężystości. Największą wadą jest jego płynięcie, nawet przy niezbyt dużych obciążeniach (rys. 1.15.), a także relaksacja naprężeń (rys. 1.16). Z tego powodu rzadko jest wykorzystywany w postaci niemodyfikowanej jako materiał konstrukcyjny. Ze względu na małą odporność na zużycie oraz niewielką wytrzymałość mechaniczną prowadzi się jego modyfikację fizyczną przez wprowadzenie do osnowy odpowiednich napełniaczy [33], [151], [156], [157], [160].



Rys. 1.15. Zmiana odkształcenia ε w funkcji czasu dla PTFE pod obciążeniem różnym naciskiem jednostkowym p (naprężenia ścisające) w temperaturze: a) $T_0 = 25^\circ\text{C}$, b) $T_0 = 100^\circ\text{C}$ [202]

Napełniacze włókniste (włókno szklane i węglowe) powodują zmniejszenie pękania, skurczu i rozszerzalności termicznej oraz zwiększają odporność kompozytów na zużycie. W przypadku napełniaczy dyspersyjnych najlepsze rezultaty zaobserwowano dla kompozytów zawierających proszek brązu [151], [157], [160]. Kompozyty te w różnych warunkach ruchowych wykazują dużą odporność na zużycie z jednoczesną stosunkowo małą wartością współczynnika tarcia. Innymi powszechnie stosowanymi napełniaczami dyspersyjnymi są grafit i dwusiarczek molibdenu. Pozytywny wpływ tych napełniaczy, a zwłaszcza grafitu, widoczny jest pod dużym obciążeniem kompozytów (duży nacisk $p = 15$ MPa, mała prędkość ślizgania $v = 0,01$ m/s). Dla porównania dopuszczalny nacisk dla niemodyfikowanego



Rys. 1.16. Wpływ wielkości odkształcenia ϵ na relaksację naprężeń dla PTFE w temperaturze otoczenia $T_0 = 25\text{ °C}$ [203]

Tabela 1.4. Podstawowe właściwości PTFE i jego kompozytów w aspekcie ich wykorzystania jako materiałów ślizgowych [96], [180] [203], [205], [206]

Oznaczenie	Temperatura użytkowania (długotrwałe 5000 h) ^{a)}	Współczynnik tarcia kinetycznego ^{b)}	Intensywność zużywania liniowego ^{b)}	Graniczny iloczyn $p \cdot v$ (dla $v = 0,5\text{ m/s}$)	Moduł sprężystości	Współczynnik Poissona	Granica wytrzymałości podczas ściskania ($\epsilon = 1\%$)	Współczynnik rozszerzalności cieplnej ^{c)}
	T_0 [°C]	μ	I_h [$\mu\text{m/km}$]	[MPa m/s]	E_c [MPa]	ν	$R_{C 0,01}$ [MPa]	α_g [m/(m K)]
PTFE	-250–260	0,04–0,15	1600	0,07	450	0,46	4,5	$120 \cdot 10^{-6}$
PTFE+ 25%GF	-250–260	0,5–0,54	2	0,47	700	b.d.	7,0	$100 \cdot 10^{-6}$
PTFE+25% koks	-250–260	0,12–0,17	2	0,46	840	b.d.	10,0	$85 \cdot 10^{-6}$
PTFE+15% grafit	-250–260	0,11–0,16	2	0,43	800	b.d.	7,0	$105 \cdot 10^{-6}$
PTFE+40% brąz	-250–260	0,11–0,15	1	0,46	850	b.d.	10,0	$92 \cdot 10^{-6}$
PTFE+60% brąz	-250–260	0,12–0,16	1	0,68	880	b.d.	10,5	$90 \cdot 10^{-6}$

a) w nawiasie podano maksymalną temperaturę krótkotrwałego użytkowania,

b) właściwości tribologiczne określono na stanowisku typu *pin-on-disc* dla następujących warunków tarcia:
 $p = 0,7\text{ MPa}$, $v = 0,5\text{ m/s}$, $T_0 = 23\text{ °C}$,

c) wartość średnia w zakresie temperatury 20–100 °C.

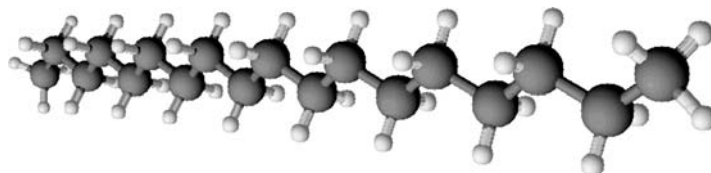
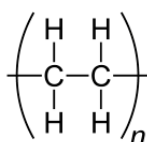
PTFE wynosi 0,5–1 MPa. W tych warunkach kompozyty te wykazują małą wartość współczynnika tarcia ($\mu = 0,1$) podczas współpracy ze stałą oraz stosunkowo małym zużyciem. W celu poprawienia właściwości ślizgowych kompozytów PTFE, grafit i dwusiarczki molibdenu stosowane są dodatkowo z innymi napelniającymi, np. włóknem szklanym. Podstawowe właściwości PTFE i wybranych kompozytów na jego podstawie przedstawiono w tabeli 1.4.

Do wad PTFE należy zaliczyć również trudne i skomplikowane przetwórstwo, nietypowe dla polimerów termoplastycznych, co znacznie ogranicza jego stosowanie. Powyżej temperatury topnienia krystalitów PTFE nie przechodzi w stan plastyczny, a lepkość stopionego polimeru jest bardzo duża. Dlatego zasadniczo przetwarza się go metodą spiekania, podobnie jak proszki metaliczne i ceramiczne. Po wstępnym wysokociśnieniowym prasowaniu proszku PTFE razem z ewentualnymi napelniającymi w temperaturze otoczenia następuje spiekanie w wysokiej temperaturze (370–400 °C). Wyroby gotowe uzyskuje się z wytworzonych w ten sposób półfabrykatów metodą obróbki skrawaniem. W ten sposób wytwarza się między innymi panewki łożysk.

PTFE wykorzystywany jest również do tworzenia warstwowych materiałów łożyskowych. Stalowa taśma pokrywana jest warstwą miedzi, na której następnie spieka się kuliste ziarna brązu ołowowego. Tak przygotowana porowata powierzchnia pokrywana jest cienką warstwą PTFE (materiały warstwowe typu Glacier DU). Panewki łożysk wykonane przez zawijanie z tego typu taśmy mogą przenosić w temperaturze 20 °C naciski do 140 MPa [192].

1.4. POLIETYLENY (PE-HD, PE-UHMW)

Polietyleny są polimerami należącymi do grupy poliolefin o strukturze częściowo krystalicznej. Ich stopień krystaliczności zależy od zastosowanej metody przetwórstwa. Mają małą gęstość (poniżej 1 Mg/m³). Do wytwarzania panewek łożysk ślizgowych wykorzystuje się polietylen niskociśnieniowy o dużej gęstości (PE-HD) lub polietylen o ultradużym ciężarze cząsteczkowym (PE-UHMW). Polimery te różnią się masą molową, która dla PE-HD wynosi $6 \cdot 10^4$ – $3 \cdot 10^6$ g/mol, natomiast dla PE-UHMW $4 \cdot 10^6$ – $10,5 \cdot 10^6$ g/mol. Model makrocząsteczki polietylenu przedstawiono na rysunku 1.17, natomiast podstawowe właściwości polietylenów przedstawiono w tabeli 1.5.



Rys. 1.17. Model makrocząsteczki polietylenu

Tabela 1.5. Podstawowe właściwości polietylenów w aspekcie ich wykorzystania do materiałów ślizgowych [96], [180]

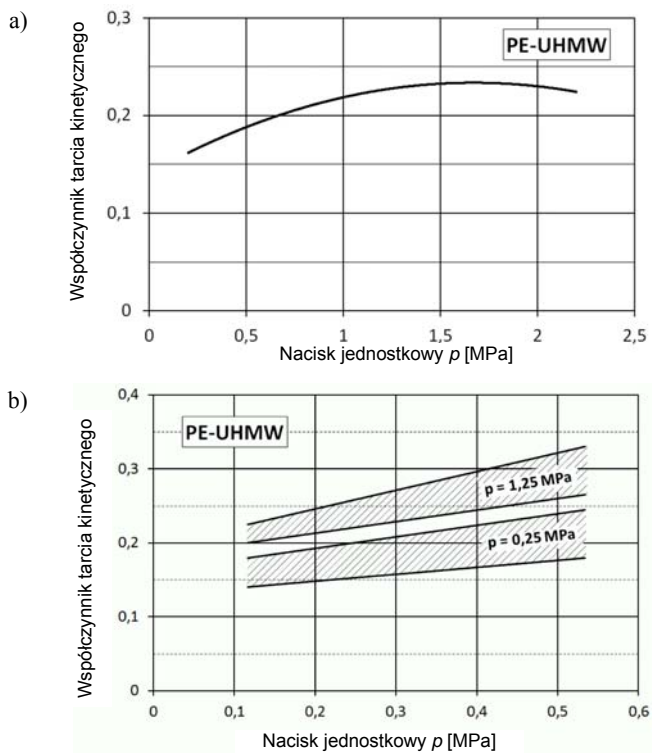
Oznaczenie	Temperatura użytkowania (długotrwałe 5000 h) ^{a)}	Współczynnik tarcia kinetycznego ^{b)}	Intensywność zużycia liniowego ^{b)}	Graniczny iloczyn $p \cdot v$ (dla $v = 1 \text{ m/s}$)	Moduł sprężystości	Współczynnik Poissona	Granica wytrzymałości podczas ściskania ($\varepsilon = 2\%$)	Współczynnik rozszerzalności cieplnej ^{c)}
	T_0 [°C]	μ	I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$]	[MPa m/s]	E [MPa]	ν	$R_{C0,02}$ [MPa]	α_g [m/(m K)]
PE-HD	-100–80 (120)	0,15–0,3	300	b.d.	1300	0,4	18,5	$150 \cdot 10^{-6}$
PE-UHMW	-200–80 (120)	0,15–0,3	8	0,06	750	0,46	10,5	$200 \cdot 10^{-6}$
PE-UHMW +MoS ₂	-150–80 (120)	0,15–0,25	5	b.d.	650	b.d.	10,5	$200 \cdot 10^{-6}$

a) w nawiasie podano maksymalną temperaturę krótkotrwałego użytkowania
b) właściwości tribologiczne określono na stanowisku typu *pin-on-disc* dla następujących warunków tarcia:
 $p = 3 \text{ MPa}$, $v = 0,33 \text{ m/s}$, $T_0 = 23 \text{ °C}$, element współpracujący: stal C35, $R_a = 0,7\text{--}0,9 \mu\text{m}$, tarcie suche
c) wartość średnia w zakresie temperatury 23–100 °C

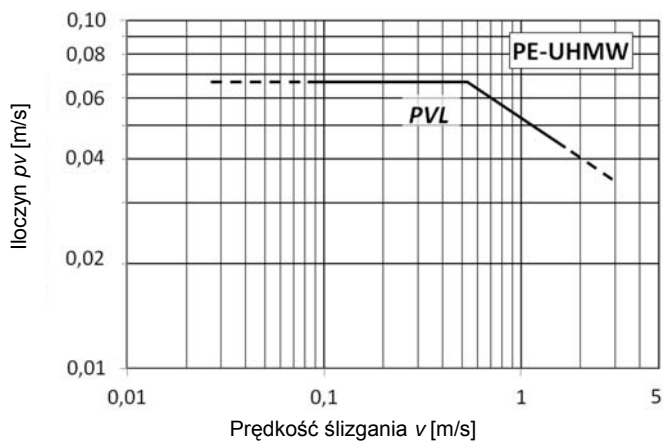
Polietyleny nie chłoną wilgoci, mają właściwości antyadhezyjne i są bardzo odporne chemicznie na agresywne chemikalia, jak kwasy, zasady, sole i większość związków organicznych. Ponadto są obojętne fizjologicznie, co umożliwia ich stosowanie np. w przemyśle spożywczym. Wykazują także dużą udamność oraz tłumią drgania. Charakteryzują się dużą elastycznością nawet w niskiej temperaturze, dzięki czemu mogą pracować w temperaturze dochodzącej do -200 °C (PE-UHMW). Niestety większość polietylenów wykazuje właściwości elektrostatyczne, które powodują gromadzenie na ich powierzchni w wyniku tarcia ładunku elektrycznego. Niezbędne jest wówczas ich modyfikowanie przez dodanie środków antystatycznych (np. sadzy).

Polietyleny PE-HD i PE-UHMW charakteryzują się dobrą odpornością na zużywanie i niewielkim współczynnikiem tarcia. Charakterystyki tribologiczne polietylenu PE-UHMW przedstawiono na rysunkach 1.18, 1.19. Jeszcze lepsze właściwości tribologiczne polietylenu można uzyskać, dodając do niego dwusiarczek molibdenu [185].

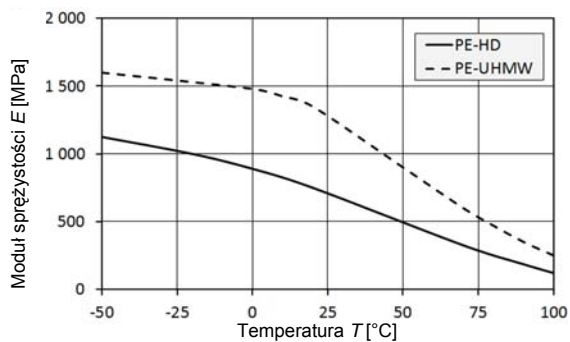
Wadą polietylenów jest przeciętna wytrzymałość mechaniczna, sztywność, słaba odporność na pęczanie (rys. 1.21), a także słaba odporność cieplna (rys. 1.20). Graniczna temperatura stosowania tych polimerów wynosi 80 °C (krótkotrwałe 90 °C). Dlatego polietylen może być stosowany jedynie do słabo obciążonych łożysk lub pracujących przy małych prędkościach ślizgania. Charakteryzuje je również stosunkowo duża rozszerzalność cieplna (rys. 1.22).



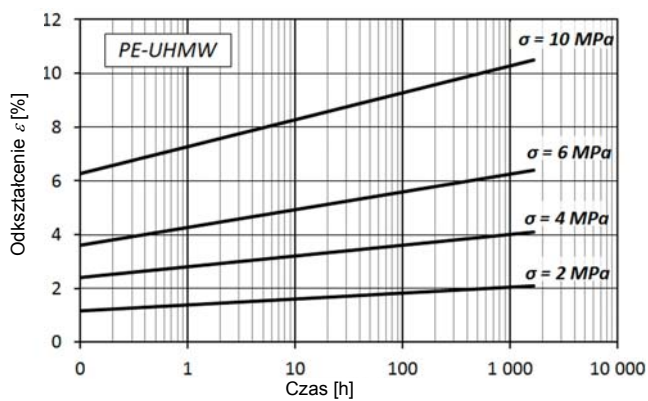
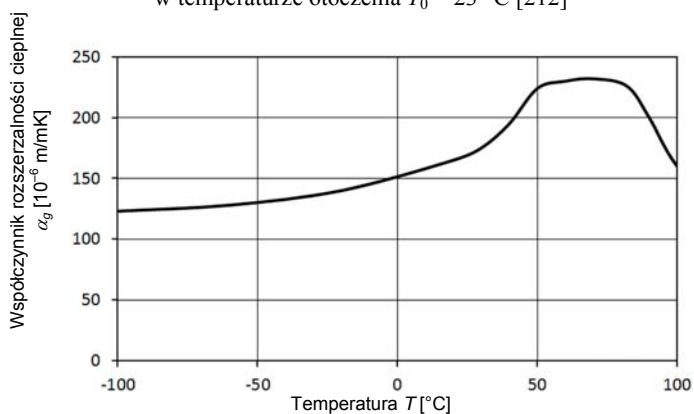
Rys. 1.18. Współczynnik tarcia PE-UHMW [212] w zależności od a) nacisku jednostkowego ($v = 0,17$ m/s), b) prędkości ślizgania



Rys. 1.19. Wartość graniczna iloczynu $PVL = (pv)_{\max}$ dla polietylenu PE-UHMW w zależności od prędkości ślizgania [212]

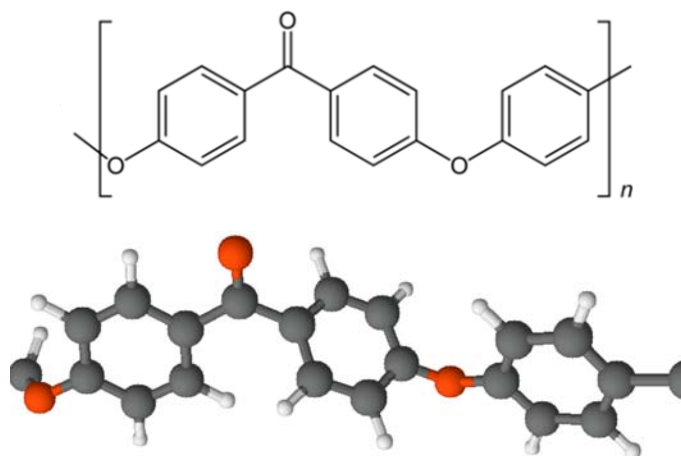


Rys. 1.20. Wpływ temperatury na moduł sprężystości polietylenu [185]

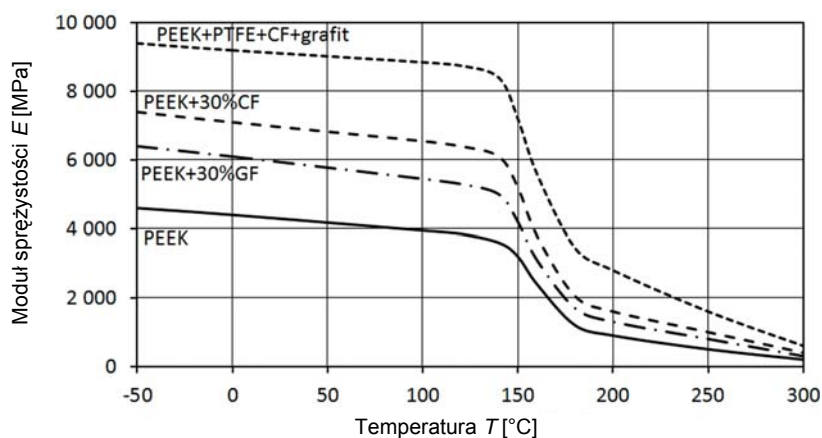
Rys. 1.21. Zmiana odkształcenia ε w funkcji czasu oraz naprężenia σ dla PE-UHMW w temperaturze otoczenia $T_0 = 23\text{ °C}$ [212]Rys. 1.22. Wpływ temperatury na współczynnik rozszerzalności cieplnej α_g polietylenu PE-UHMW [212]

1.5. POLIETEROETEROKETON (PEEK)

Polieteroeteroketon (PEEK) jest semikrystalicznym polimerem termoplastycznym o bardzo dobrych właściwościach mechanicznych. Budowę chemiczną makrocząsteczki tego polimeru przedstawiono na rysunku 1.23. Jest jednym z najbardziej popularnych polimerów specjalnych stosowanych w elementach maszyn. Cechuje go wytrzymałość cieplna i stabilność termiczna do co najmniej 250 °C. Dzięki temu temperatura pracy ciągłej tego materiału wynosi do 250 °C, a krótkotrwałej do 310 °C.



Rys. 1.23. Budowa chemiczna makrocząsteczki polieteroeteroketonu PEEK



Rys. 1.24. Wpływ temperatury na moduł sprężystości PEEK oraz kompozytów na jego osnowie [185]

Właściwości mechaniczne PEEK, jak u wszystkich polimerów termoplastycznych, zależne są od temperatury. Wyrażna zależność jest jednak widoczna dopiero powyżej 150 °C. Można to zaobserwować na charakterystyce przedstawiającym zależność modułu sprężystości w funkcji temperatury na rysunku 1.24. Podstawowe właściwości PEEK przedstawiono w tabeli 1.6.

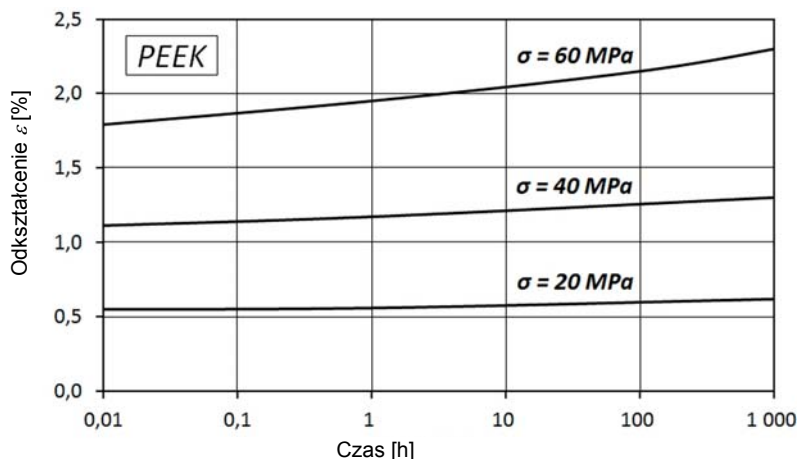
PEEK odznacza się doskonałą trwałością zmęczeniową oraz odpornością na pęcznienie. Na rysunku 1.25 przedstawiono charakterystykę zmiany odkształcenia w funkcji czasu przy określonym naprężeniu. Niewielkie zmiany odkształcenia PEEK, przy naprężeniach dochodzących do 60 MPa, obserwowane w czasie oraz mała wartość współczynnika rozszerzalności cieplnej (rys. 1.26) świadczą o dużej stabilności wymiarowej wyrobów wytworzonych z tego polimeru. Również charakterystyka przedstawiająca relaksację naprężeń (rys. 1.27) potwierdza stabilne właściwości mechaniczne tego polimeru.

Tabela 1.6. Podstawowe właściwości polieteroeteroketonu (PEEK) oraz kompozytów na jego podstawie w aspekcie ich wykorzystania jako materiałów ślizgowych [96], [185], [213]

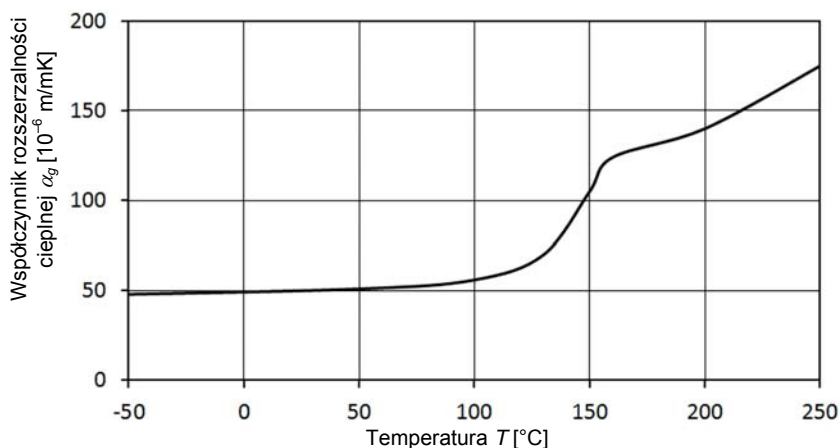
Oznaczenie	Temperatura użytkowania (długotrwałe 5000 h) ^{a)}	Współczynnik tarcia kinetycznego ^{b)}	Intensywność zużycia liniowego ^{b)}	Graniczny iloczyn $p \cdot v$ (dla $v = 1 \text{ m/s}$)	Moduł sprężystości	Współczynnik Poissona	Granica wytrzymałości podczas ściskania ($\epsilon = 2\%$)	Współczynnik rozszerzalności cieplnej ^{c)}
	T_0 [°C]	μ	I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$]	[MPa·m/s]	E_r [MPa]	ν	$R_{C 0,02}$ [MPa]	α_g [m/(m·K)]
PEEK	-50–250 (310)	0,3–0,5	28	0,2	4300	0,4	75	$55 \cdot 10^{-6}$
PEEK+30%GF	-20–250 (310)	0,3–0,45	7	b.d.	7000	0,35	103	$30 \cdot 10^{-6}$
PEEK+30%CF	-20–250 (310)	0,2–0,3	2	0,6	9200	0,34	125	$25 \cdot 10^{-6}$
PEEK +10%PTFE +10%CF +10%grafit	-20–250 (310)	0,15–0,25	2	0,4	5900	b.d.	80	$40 \cdot 10^{-6}$

a) w nawiasie podano maksymalną temperaturę krótkotrwałego użytkowania,
b) właściwości tribologiczne określono na stanowisku typu *pin-on-disc* dla następujących warunków tarcia:
 $p = 0,7 \text{ MPa}$, $v = 0,5 \text{ m/s}$, $T_0 = 23 \text{ °C}$, element współpracujący: stal C35, $R_a = 0,7\text{--}0,9 \mu\text{m}$, tarcie suche,
c) wartość średnia w zakresie temperatury 20–150 °C.
Stosowane oznaczenia: GF – włókno szklane, CF – włókno węglowe.

PEEK jest trudno palny oraz wykazuje dobrą odporność chemiczną między innymi na działanie wrzącej wody oraz wodnych roztworów kwasów i zasad w podwyższonej temperaturze. Polimer ten jest także odporny na większość rozpuszczalników organicznych. Dodatkowo PEEK jest wyjątkowo odporny na promieniowanie wysokoenergetyczne (gamma, rentgenowskie itp.), a także promieniowanie UV.



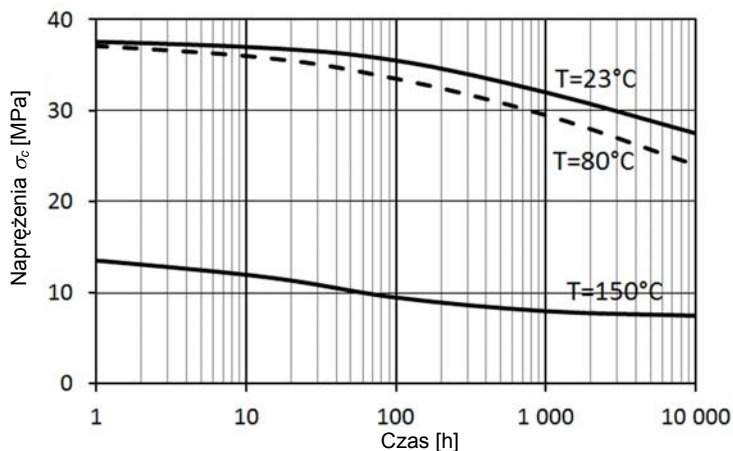
Rys. 1.25. Zmiana odkształcenia ε w funkcji czasu oraz naprężeń σ dla PEEK w temperaturze otoczenia $T_0 = 23\text{ }^\circ\text{C}$ [210]



Rys. 1.26. Wpływ temperatury na współczynnik rozszerzalności cieplnej α_g PEEK [185]

Dzięki bardzo dobrej odporności na ścieranie oraz stosunkowo małej wartości współczynnika tarcia po metalach, PEEK bardzo dobrze nadaje się na panewki łożysk ślizgowych. Przeciętna wartość graniczna iloczynu $p\upsilon$ wynosi dla PEEK $p\upsilon_{gr} = 0,4\text{ MPa m/s}$ [213]. Szczególnie dobre właściwości tribologiczne wykazują kompozyty na osnowie PEEK, zawierające napełniacz w postaci grafitu lub PTFE. Na przykład kompozyt PEEK+10% PTFE+10% włókna węglowego+10% grafitu podczas tarcia po stali ($p = 0,7\text{ MPa}$, $\upsilon = 0,5\text{ m/s}$, $T_0 = 23\text{ }^\circ\text{C}$) wykazuje współczynnik

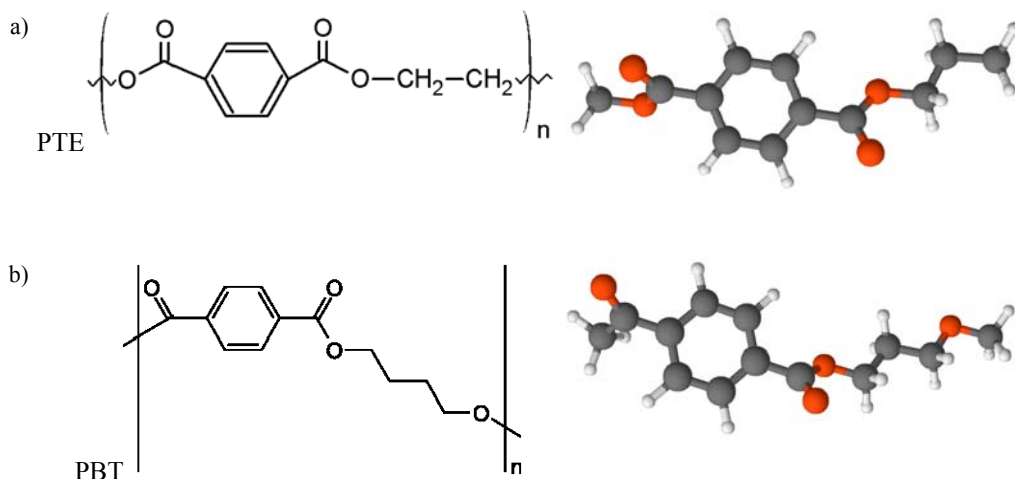
tarcia po stali $\mu = 0,15-0,25$ oraz intensywność zużycia $I_h = 2 \mu\text{m/km}$ [185]. Niestety ze względu na wysoką cenę materiały na osnowie PEEK stosowane są przede wszystkim w elementach ślizgowych pracujących w trudnych warunkach (wysoka temperatura, agresywne środowisko), od których oczekuje się jednocześnie bardzo dobrych własności mechanicznych.



Rys. 1.27. Wykres relaksacji naprężeń dla PEEK ($\varepsilon = 1\%$) w zależności od temperatury [185]

1.6. POLITEREFTALANY (PET, PBT)

Politereftalany stanowią grupę polimerów konstrukcyjnych termoplastycznych, które są zdolne do tworzenia struktur krystalicznych. Znaczenie techniczne mają poli(tereftalan etylenu), PET oraz poli(tereftalan butylenu), PBT. Na rysunku 1.28 przedstawiono ich budowę chemiczną. Porównując między sobą te polimery, można zauważyć, że PET ma nieco lepsze własności mechaniczne i cieplne w porównaniu z PBT. Jednak z powodu małej szybkości krystalizacji, w porównaniu z innymi termoplastami, przetwórstwo poli(tereftalanu etylenu) (PET) jest trudne i zwykle polimer ten występuje w strukturze amorficznej. Optymalny stopień krystalizacji PET ze względu na najbardziej korzystne własności mechaniczne uzyskuje się wówczas, gdy temperatura formy wynosi 140°C , co znacznie wydłuża proces wytwarzania wyrobów z tego polimeru [180]. Z kolei proces krystalizacji poli(tereftalanu butylenu) (PBT) przebiega z dużą szybkością, dlatego przetwórstwo tego polimeru jest bardziej ekonomiczne niż PET.



Rys. 1.28. Budowa chemiczna makrocząsteczek politereftalanów

Tabela 1.7. Podstawowe właściwości politereftalanów (PET, PBT) w aspekcie ich wykorzystania jako materiałów ślizgowych [185], [213]

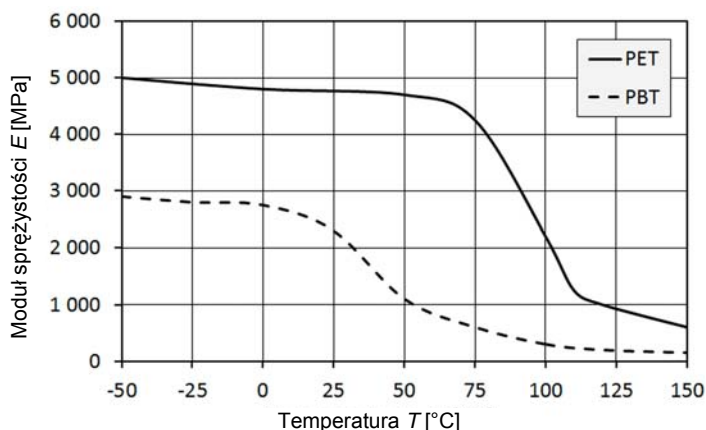
Oznaczenie	Temperatura użytkowania (długotrwałe 5000 h) ^{a)}	Współczynnik tarcia kinetycznego ^{b)}	Intensywność zużywania liniowego ^{b)}	Graniczny iloczyn $p\nu$ (dla $\nu = 1 \text{ m/s}$)	Moduł sprężystości	Współczynnik Poissona	Granica wytrzymałości podczas ściskania ($\epsilon = 2\%$)	Współczynnik rozszerzalności cieplnej ^{c)}
	T_0 [°C]	μ	I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$]	[MPa·m/s]	E_r [MPa]	ν	$R_C 0,02$ [MPa]	α_g [$\text{m}/(\text{m}\cdot\text{K})$]
PET	-20–115 (160)	0,15–0,25	3	0,8	3500	0,43	64	$80 \cdot 10^{-6}$
PET+PTFE	-20–115 (160)	0,15–0,22	2	0,18	3300	0,43	60	$85 \cdot 10^{-6}$
PBT	-40–120 (200)	0,21–0,25	2	0,6	2700	0,44	57	$16 \cdot 10^{-6}$

a) w nawiasie podano maksymalną temperaturę krótkotrwałego użytkowania,
b) właściwości tribologiczne określono na stanowisku typu *pin-on-disc* dla następujących warunków tarcia:
 $p = 0,7 \text{ MPa}$, $\nu = 0,5 \text{ m/s}$, $T_0 = 23 \text{ °C}$, element współpracujący: stal C35, $R_a = 0,7\text{--}0,9 \mu\text{m}$, tarcie suche,
c) wartość średnia w zakresie temperatury 20–150 °C.

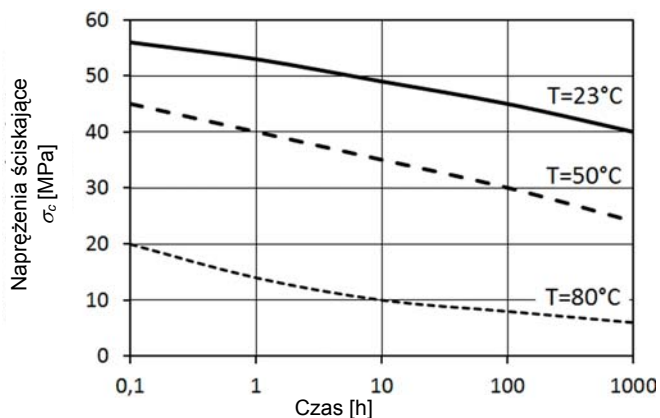
Politereftalany mają wyjątkowo dużą twardość, sztywność oraz udarność stabilną w szerokim zakresie temperatury (rys. 1.29). Wytrzymałość mechaniczną i cieplną można zwiększyć przez stosowanie napelnaczy, przede wszystkim włókna szklanego. Powoduje ono zwiększenie temperatury użytkowania politereftalanów do 130 °C, jednocześnie jednak włókno szklane pogarsza właściwości tribologiczne. Niewątpliwą za-

letą tych polimerów jest duża stabilność kształtu, która wynika między innymi z bardzo dobrej odporności na pełzanie i relaksację naprężeń (rys. 1.30) i małej chłonności wody (do 0,02%). Podstawowe właściwości politereftalanów przedstawiono w tabeli 1.7.

Politereftalany są odporne na działanie olejów, smarów, benzyny, rozcieńczonych kwasów i alkaliów oraz rozpuszczalników alifatycznych. Ponadto są odporne na czynniki atmosferyczne i korozję naprężeniową. Ze względu na obojętność fizjologiczną są dopuszczone do kontaktu z żywnością. Natomiast nie są odporne na stężone roztwory kwasów i alkaliów oraz aminy aromatyczne.



Rys. 1.29. Wpływ temperatury na moduł sprężystości PET [185], [208]



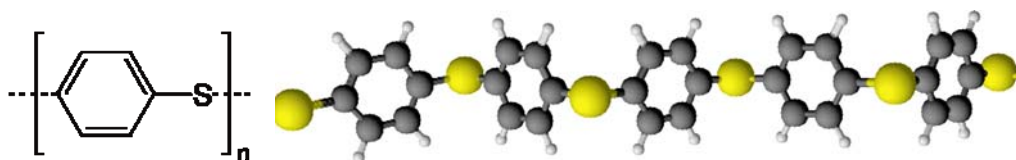
Rys. 1.30. Wykres relaksacji naprężeń politereftalanu etylenu PET [185]

Politereftalany w zastosowaniach ślizgowych konkurują z poliamidami i poliacetalami. Współczynnik tarcia oraz odporność na zużycie politereftalanów są lepsze niż poliacetali. W porównaniu z poliamidami politereftalany mają podobną odporność na zużywanie, ale mniejszy współczynnik tarcia po materiałach metalowych. Współczynnik tarcia PET po stali wynosi $\mu = 0,15-0,25$ dla polimeru niemodyfikowanego, natomiast dla polimeru modyfikowanego napełniaczami smarującymi (np. PTFE) $\mu = 0,15-0,22$.

Ze względu na swoje korzystne cechy politereftalany stosuje się przede wszystkim do produkcji precyzyjnych elementów konstrukcyjnych, które pracują pod dużym obciążeniem bez możliwości zewnętrznego smarowania oraz w środowisku wilgotnym.

1.7. POLI(SIARCZEK FENYLENU) (PPS)

Poli(siarczyk fenylenu) (PPS) należy do grupy polimerów aromatycznych o częściowo rozgałęzionej budowie łańcucha. Jego budowę chemiczną przedstawiono na rysunku 1.31.



Rys. 1.31. Budowa chemiczna makrocząsteczki poli(siarczku fenylenu) PPS

PPS wykazuje zdolność tworzenia fazy krystalicznej, która w dużym stopniu przyczynia się do jego bardzo dobrych własności mechanicznych. Charakteryzuje się dużą wytrzymałością mechaniczną, sztywnością oraz twardością. Podstawowe właściwości przedstawiono w tabeli 1.8. Najważniejszą jego zaletą jest duża odporność cieplna. PPS zaliczany jest do polimerów wysokotemperaturowych (HT – *high temperature*), gdyż można go długotrwale użytkować w temperaturze do 220 °C, a krótkotrwale w 260 °C. Nawet w podwyższonej temperaturze wykazuje tylko nieznaczną skłonność do pełzania oraz relaksację naprężeń (rys. 1.32). Ma znakomitą odporność na ścieranie (również w podwyższonej temperaturze), a jednocześnie stosunkowo małą wartość współczynnika tarcia podczas współpracy z materiałami metalowymi.

Tabela 1.8. Podstawowe właściwości PPS oraz kompozytów na jego osnowie w aspekcie ich wykorzystania do materiałów ślizgowych [96], [180], [207], [208]

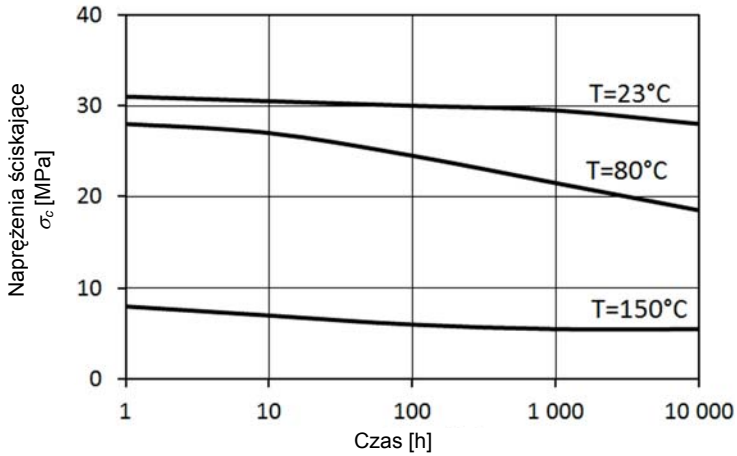
Oznaczenie	Temperatura użytkowania (długotrwałe 5000 h) ^{a)}	Współczynnik tarcia kinetycznego ^{b)}	Intensywność zużycia liniowego ^{b)}	Graniczny iloczyn $p \cdot v$ (dla $v = 1 \text{ m/s}$)	Moduł sprężystości	Współczynnik Poissona	Granica wytrzymałości podczas ściskania ($\epsilon = 2\%$)	Współczynnik rozszerzalności cieplnej ^{c)}
	T_0 [°C]	μ	I_h [μm/km]	[MPa m/s]	E_r/E_c [MPa]	ν	$R_{C0,02}$ [MPa]	α_g [m/(m K)]
PPS	-30–170 (260)	0,4–0,6	70	0,08	3700 /3300	0,38	38	$70 \cdot 10^{-6}$
HPV PPS	-20–220 (260)	0,2–0,35	5	0,3	4000	0,37	b.d.	$50 \cdot 10^{-6}$
PPS+ 40% GF	-30–220 (260)	b.d.	b.d.	b.d.	6500 /4600	0,35	41	$18 \cdot 10^{-6}$
PPS+10%PTFE +10%CF +10% grafit	-30–230 (260)	0,21	0,69	b.d.	10000	0,35	36	$17 \cdot 10^{-6}$

a) w nawiasie podano maksymalną temperaturę krótkotrwałego użytkowania,
b) właściwości tribologiczne określono na stanowisku typu *pin-on-disc* dla następujących warunków tarcia:
 $p = 3 \text{ MPa}$, $v = 0,33 \text{ m/s}$, $T_0 = 23 \text{ °C}$, element współpracujący: stal C35, $R_a = 0,7\text{--}0,9 \text{ μm}$, tarcie suche,
c) wartość średnia w zakresie temperatury 23–100 °C.

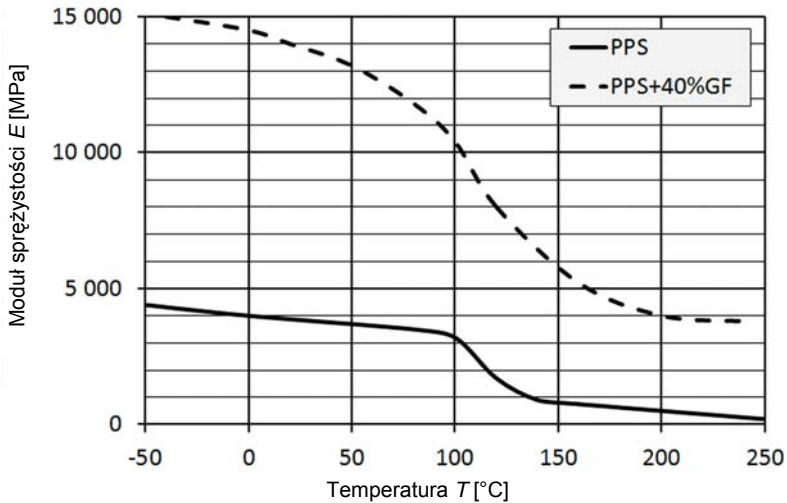
PPS wykazuje bardzo dobrą stabilność wymiarową, która wynika między innymi z nieznacznej (do 0,03%) chłonności wody oraz stosunkowo małej wartości współczynnika liniowej rozszerzalności cieplnej. Ze względu na swoje własność polimer ten nadaje się do wytwarzania wyrobów o dużej precyzji. Z reguły można utrzymać tolerancję wytwarzania 0,2–0,3%, natomiast przy zachowaniu odpowiednich warunków przetwórstwa oraz odpowiednim i starannym wykonaniu formy możliwe jest uzyskanie tolerancji 0,1%.

Niewątpliwą zaletą PPS jest jego bardzo dobra odporność chemiczna. Powyżej 75 °C nie rozpuszcza się praktycznie w żadnych rozpuszczalnikach, a poniżej 200 °C nie rozpuszcza się w rozpuszczalnikach organicznych. Ponieważ jest fizjologicznie obojętny, może być dopuszczony do kontaktu z żywnością. Dodatkowo PPS jest odporny na utlenianie, a także na promieniowanie również wysokoenergetyczne i jest niepalny (wskaźnik tlenowy $OI = 44$; klasa palności UL 94 V-0).

PPS wykazuje jednak stosunkowo małą udarność (jest kruchy), dlatego celowe jest jego wzmacnianie, np. włóknem szklanym, węglowym, aramidowym lub napełniaczami mineralnymi. Przyczynia się to do wyraźnego polepszenia sztywności i wytrzymałości w stosunku do PPS niemodyfikowanego (rys. 1.33).



Rys. 1.32. Wpływ temperatury T na relaksację naprężeń dla PPS dla odkształcenia $\varepsilon = 1\%$ [185]



Rys. 1.33. Wpływ temperatury na moduł sprężystości PPS oraz kompozytu PPS+40% włókna szklanego [96], [185]

PPS wykorzystuje się jako materiał panewek łożysk ślizgowych przede wszystkim, gdy wskazana jest duża stabilność wymiarowa. Niestety PPS niemodyfikowany wykazuje stosunkowo dużą wartość współczynnika tarcia po stali. Podczas badań na stanowisku *pin-on-disc* współczynnik tarcia tego polimeru podczas współpracy ze stalą 42CrMo4 o twardości 42 HRC i chropowatości powierzchni $R_a = 0,66 \mu\text{m}$ zawierał się w przedziale 0,35–0,55 w zależności od warunków tarcia

($p = 0,5\text{--}2,5$ MPa, $v = 0,5\text{--}5,5$ m/s, $T_0 = 50\text{--}150$ °C). Podobnie kompozyty PPS zawierające samo włókno szklane wykazują dużą wartość współczynnika tarcia podczas współpracy z metalami ($\mu = 0,4\text{--}0,5$). Dlatego ślizgowe elementy maszyn wytwarza się z materiałów kompozytowych na osnowie PPS zawierających dwusiarczki molibdenu MoS₂, grafit lub PTFE. Dodatkowo mogą one zawierać również napełniacze włókniste, których zadaniem jest poprawienie własności mechanicznych. Przykładem może być kompozyt PPS+10%PTFE+10% grafitu+10% włókna szklanego, który charakteryzuje się bardzo dobrą wytrzymałością i stabilnością wymiarową w długim okresie eksploatacji oraz w szerokim zakresie temperatury. Rozszerzalność cieplna tego materiału jest tylko nieznacznie większa od rozszerzalności stali. Współczynnik rozszerzalności cieplnej wynosi $\alpha_g = 17 \cdot 10^{-6}$ m/(m·K), natomiast dla stali $\alpha_g = 12 \cdot 10^{-6}$ m/(m·K).

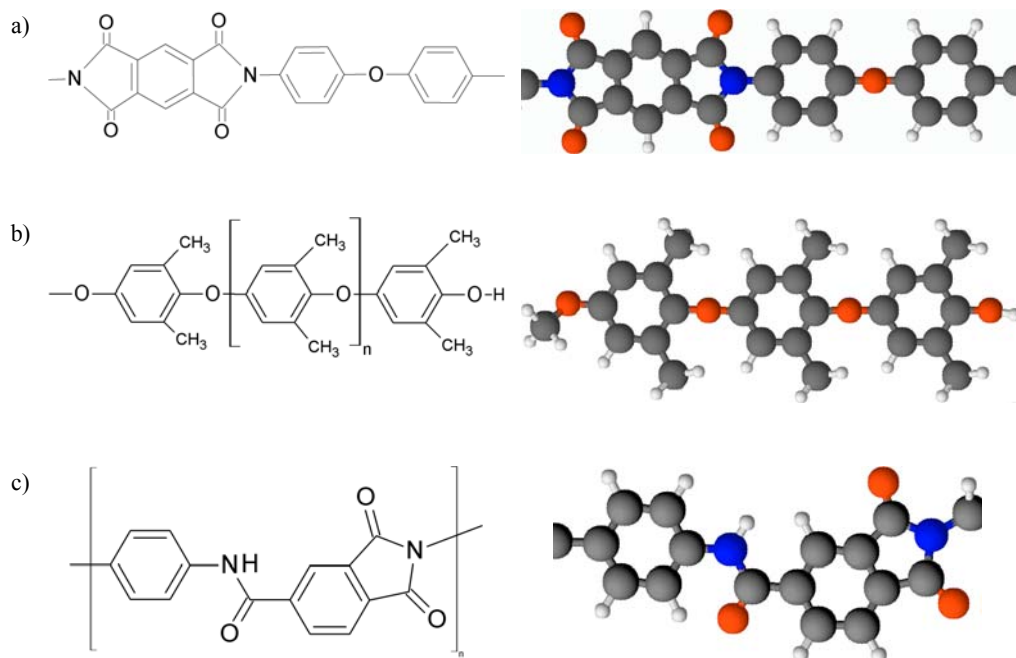
Współczynnik tarcia kompozytu PPS+10%PTFE+10% grafitu+10% włókna szklanego po stali, w zależności od warunków tarcia (p, v), wynosi $\mu = 0,16\text{--}0,26$ [12].

Podsumowując, PPS cechuje doskonałe połączenie wielu wymaganych od materiałów ślizgowych właściwości jak dobra odporność na zużywanie, stabilność wymiarowa i możliwość pracy w podwyższonej temperaturze, a także w agresywnym środowisku. Biorąc pod uwagę niewątpliwe zalety PPS jako materiału konstrukcyjnego oraz jego niższą cenę w porównaniu z innymi polimerami wysokotemperaturowymi, może on stanowić alternatywę dla PEEK oraz PI i PAI.

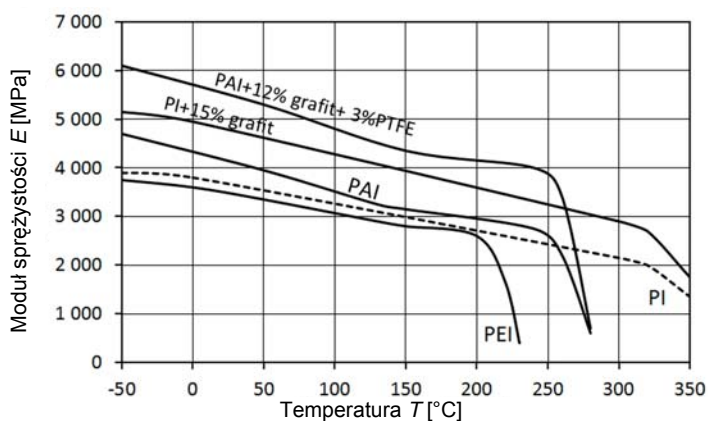
1.8. POLIIMIDY (PI, PEI, PAI)

Poliimidy stanowią dużą grupę polimerów o strukturze amorficznej, które ze względu na swoje termostabilne własności oraz wysoką cenę zaliczane są do grupy polimerów specjalnych. W grupie tych materiałów można wyróżnić między innymi poliimidy PI, polieteroimidy PEI, poliamidoimidy PAI różniące się budową chemiczną cząsteczek (rys. 1.34).

Poliimidy zawierają charakterystyczne ugrupowanie -OC-N-CO i mogą być zarówno polimerami termoplastycznymi (makrocząsteczki liniowe) jak i chemoutwardzalnymi (makrocząsteczki usieciowane). Mają strukturę liniową drabinkową lub półdrabinkową, która powoduje sztywną budowę makrocząsteczki [180]. Z tego powodu właściwości użytkowe poliimidów są dobre w temperaturze 300 °C, a krótkotrwale przez kilka minut wytrzymują nawet 500 °C. Własności mechaniczne poliimidów są również dobre w niskiej temperaturze. Wpływ temperatury na moduł sprężystości przedstawiono na rysunku 1.35.



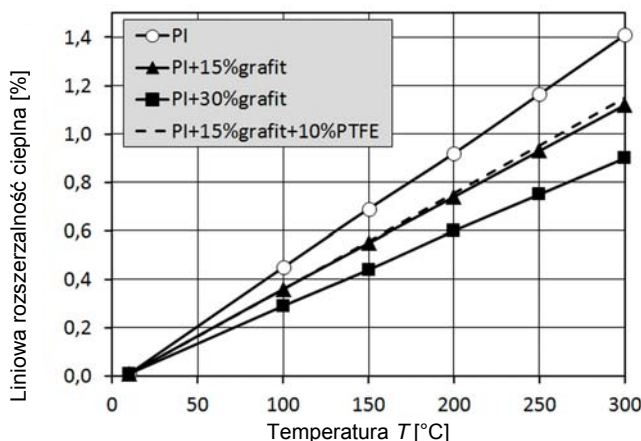
Rys. 1.34. Budowa chemiczna cząsteczek (merów) poliimidów:
a) poliimidy PI, b) polietioimidy PEI, c) poliamidoimidy PAI



Rys. 1.35. Wpływ temperatury na moduł sprężystości poliimidów PI, PAI, PEI [185]

Budowa makrocząsteczki sprzyja dodatkowo ich dużej stabilności wymiarowej związanej między innymi z małym pełzaniem oraz małym współczynnikiem rozszerzalności cieplnej w szerokim przedziale temperatury, który zmienia się w niewielkim stop-

niu w przedziale temperatury od -50 do 250 °C (rys. 1.36). Również własności mechaniczne poliimidów są bardzo dobre. PEI ma najwyższą wytrzymałość na rozciąganie w temperaturze pokojowej spośród niemodyfikowanych termoplastów wysokotemperaturowych. Ponadto poliimidy charakteryzuje w miarę dobra udarność. Niestety są wrażliwe na działanie karbu. Dzięki zastosowaniu modyfikacji różnymi napełniaczami włóknistymi (włókno szklane, włókno węglowe) i proszkowymi (grafit, PTFE) dostępne w handlu polimery imidowe mają zróżnicowane własności mechaniczne. Podstawowe właściwości poliimidów jako materiałów ślizgowych przedstawiono w tabeli 1.9.



Rys. 1.36. Wpływ temperatury na liniową rozszerzalność cieplną materiałów polimerowych na osnowie poliimidu PI [96]

Poliimidy sieciowane cechuje niewielka gęstość sieciowania. Są łatwe w obróbce mechanicznej. W temperaturze 250 °C zachowują ponad 70% własności charakterystycznych dla temperatury pokojowej. Wypełnione grafitem wykazują właściwości samosmarne i mają dobre właściwości tribologiczne.

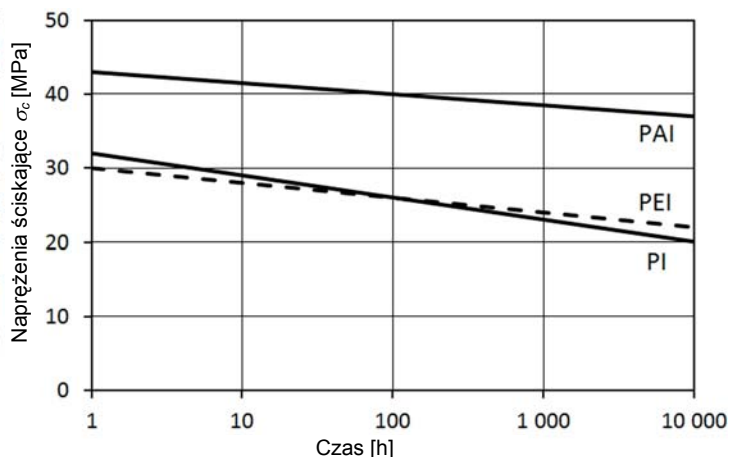
Poliimidy charakteryzują się dobrą ogólną chemoodpornością oraz odpornością na hydrolizę. Są także obojętne fizjologicznie. Ponadto są odporne na promieniowanie gamma i umiarkowanie odporne na warunki atmosferyczne (niezadowolająca odporność na promieniowanie UV).

Poliimidy stosowane są zamiast PTFE w elementach ślizgowych maszyn, zwłaszcza że wyroby z tych polimerów mają doskonałą stabilność wymiarową, a także wykazują niewielką relaksację naprężeń (rys. 1.37). Niestety w postaci niemodyfikowanej wykazują stosunkowo dużą wartość współczynnika tarcia po materiałach metalowych ($\mu = 0,3-0,6$). Dlatego w elementach ślizgowych (np. panewki łożysk) stosuje się zwykle kompozyty na osnowie poliimidów zawierających grafit lub proszek PTFE. Napełniacze te powodują, że współczynnik tarcia kompozytów znacznie się zmniejsza ($\mu = 0,1-0,2$), a jednocześnie polepsza się ich odporność na zużywanie.

Tabela 1.9. Podstawowe właściwości poliimidów PI, PEI, PAI w aspekcie ich wykorzystania jako materiałów ślizgowych [185], [211], [213]

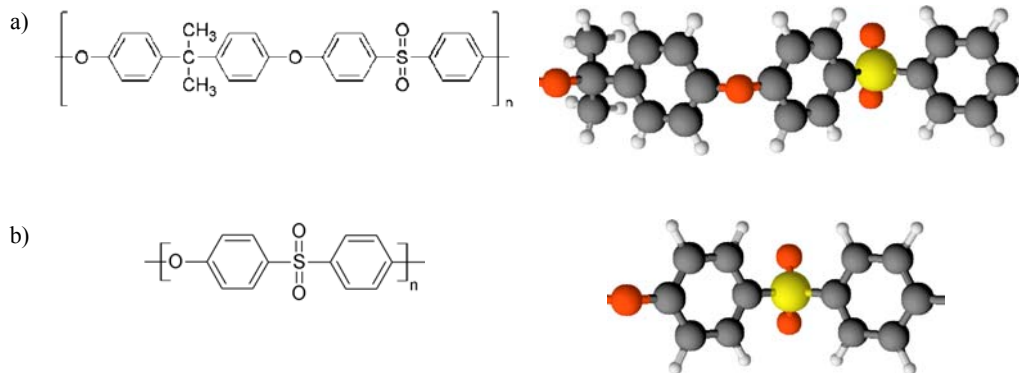
Oznaczenie	Temperatura użytkowania (długotrwałe 5000 h) ^{a)}	Współczynnik tarcia kinetycznego ^{b)}	Intensywność zużywania liniowego ^{b)}	Graniczny iloczyn $p \cdot v$ (dla $v = 1 \text{ m/s}$)	Moduł sprężystości	Współczynnik Poissona	Granica wytrzymałości podczas ściskania ($\epsilon = 2\%$)	Współczynnik rozszerzalności cieplnej ^{c)}
	T_0 [°C]	μ	I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$]	[MPa·m/s]	E_r [MPa]	ν	$R_{C 0,02}$ [MPa]	α_g [m/(m·K)]
PI	-50–240 (450)	0,3–0,5	12	0,42	3700	0,4	69	$42 \cdot 10^{-6}$
PI+ 15% grafit	-20–240 (450)	0,12–0,24	b.d.	1,2	4900	0,4	81	$38 \cdot 10^{-6}$
PI+ 15% grafit + 10%PTFE	-200–220 (265)	0,08–0,12	b.d.	3,5	3400	b.d.	b.d.	$41 \cdot 10^{-6}$
PEI	-50–170 (200)	0,42	b.d.	b.d.	3600	0,36	61	$50 \cdot 10^{-6}$
PAI	-50–250 (270)	0,35–0,6	5	0,38	4200	0,45	67	$40 \cdot 10^{-6}$
PAI+ 15% grafit + 10%PTFE	-50–250 (270)	0,25–0,4	1	0,69	5500	0,45	72	$35 \cdot 10^{-6}$

a) w nawiasie podano maksymalną temperaturę krótkotrwałego użytkowania
b) właściwości tribologiczne określono na stanowisku typu *pin-on-disc* dla następujących warunków tarcia:
 $p = 3 \text{ MPa}$, $v = 0,33 \text{ m/s}$, $T_0 = 23 \text{ °C}$, element współpracujący: stal C35, $R_a = 0,7\text{--}0,9 \mu\text{m}$, tarcie suche,
c) wartość średnia w zakresie temperatury 23–150 °C.

Rys. 1.37. Wykres relaksacji naprężeń dla poliimidów PI, PEI, PAI ($\epsilon = 1\%$) [185]

1.9. POLISULFONY (PSU, PESU)

Polisulfony należą do aromatycznych polimerów termostabilnych i termoodpornych. Zwane są również polieterosulfonami. Mają liniową budowę łańcucha, a ich struktura jest amorficzna [63], [180]. Znaczenie przemysłowe mają dwa rodzaje polisulfonów PSU i PESU, które różnią się budową chemiczną (rys. 1.38). Podstawowe właściwości tych polimerów przedstawiono w tabeli 1.10.



Rys. 1.38. Budowa chemiczna cząsteczek (merów) polisulfonów:
a) polisulfon PSU, b) polieterosulfon PESU

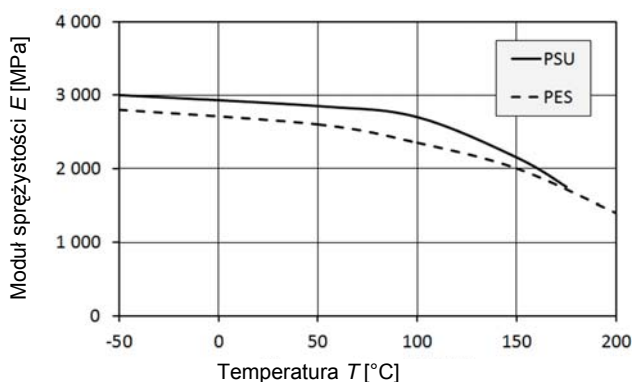
Tabela 1.10. Podstawowe właściwości PSU i PESU w aspekcie ich wykorzystania jako materiałów ślizgowych [96], [180], [207], [208]

Oznaczenie	Temperatura użytkowania (długotrwałe 5000 h) ^{a)}	Współczynnik tarcia kinetycznego ^{b)}	Intensywność zużycia liniowego ^{b)}	Graniczny iloczyn $p \cdot v$ (dla $v = 1$ m/s)	Moduł sprężystości	Współczynnik Poissona	Granica wytrzymałości podczas ściskania ($\epsilon = 2\%$)	Współczynnik rozszerzalności cieplnej ^{c)}
	T_0 [°C]	μ	I_h [μm/km]	[MPa·m/s]	E_r [MPa]	ν	$R_{C 0.02}$ [MPa]	α_g [m/(m·K)]
PSU	-50–150 (180)	0,5–0,6	6400	b.d.	2800	0,37	49	$55 \cdot 10^{-6}$
PESU	-50–180 (220)	0,34	b.d.	b.d.	2700	0,41		$55 \cdot 10^{-6}$

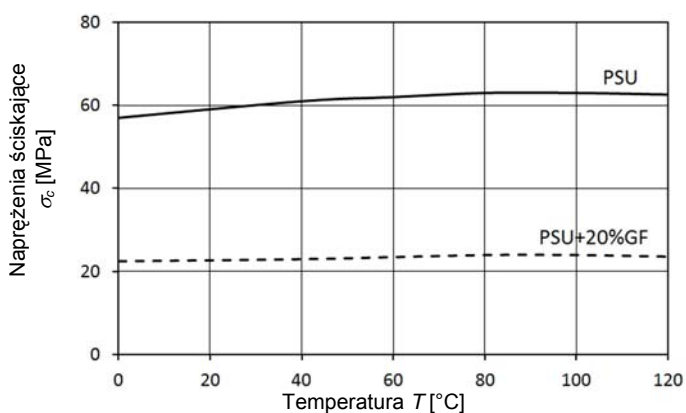
a) w nawiasie podano maksymalną temperaturę krótkotrwałego użytkowania,
b) właściwości tribologiczne określono na stanowisku typu *pin-on-disc* dla następujących warunków tarcia:
 $p = 3$ MPa, $v = 0,33$ m/s, $T_0 = 23$ °C, element współpracujący: stal C35, $R_a = 0,7$ – $0,9$ μm, tarcie suche,
c) wartość średnia w zakresie temperatury 23–150 °C.

Polisulfon PSU jest polimerem przezroczystym odpornym na działanie wilgoci – wielokrotna sterylizacja parą wodną nie powoduje spadku przezroczystości i wytrzymałości tworzywa. W porównaniu z polieterosulfonem PESU ma mniejszą chłonność wilgoci. Może być użytkowany w temperaturze od -50 do 150 °C. PSU jest odporny na starzenie oraz na chemikalia, zwłaszcza kwasy, alkalia roztwory soli, oleje i smary. Niestety jest wrażliwy na pęknięcia naprężeniowe, zwłaszcza podczas kontaktu ze związkami polarnymi i aromatycznymi.

PSU charakteryzuje się dużą wytrzymałością, sztywnością, twardością i jednocześnie bardzo dobrą stabilnością własności fizykomechanicznych w szerokim zakresie temperatury (rys. 1.39). W porównaniu z innymi materiałami polimerowymi PSU ma niewielki współczynnik liniowej rozszerzalności cieplnej, który zmienia się tylko nieznacznie wraz z temperaturą (rys. 1.40).



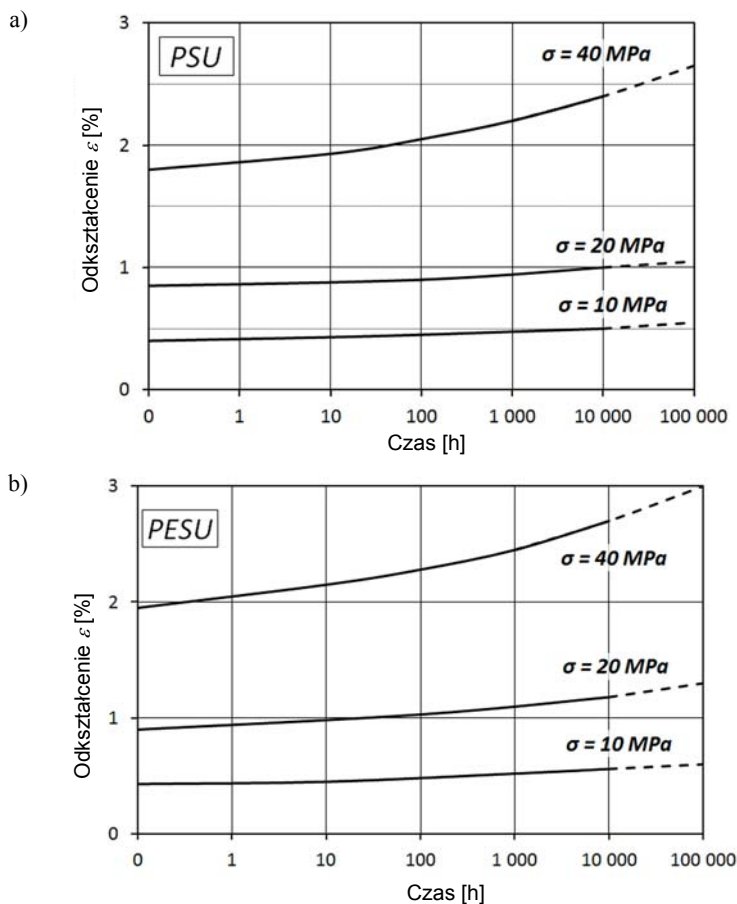
Rys. 1.39. Wpływ temperatury na moduł sprężystości PSU oraz PESU [96], [185]



Rys.1.40. Wpływ temperatury na współczynnik rozszerzalności cieplnej α_g PSU i kompozytu PSU+20% włókna szklanego [185]

Polietersulfon PESU jest polimerem o dużej stabilności własności mechanicznych w szerokim zakresie temperatury. Jego udarność, a także wytrzymałość długoczasowa, jest bardzo duża w porównaniu z innymi polimerami konstrukcyjnymi. Temperatura użytkowania tego polimeru wynosi od -50 do 200 °C.

Polisulfony wykazują niewielką skłonność do pełzania (rys. 1.41), nawet w podwyższonej temperaturze, zwłaszcza kompozyty utworzone na ich podstawie z napełniaczami włóknistymi. Istotną cechą polisulfonów jest bardzo duża odporność na wysokoenergetyczne promieniowanie (np. gamma), promienie rentgenowskie, mikrofały, promieniowanie podczerwone ($2,5\text{--}40$ μm) połączone z ich dużą przepuszczalnością.



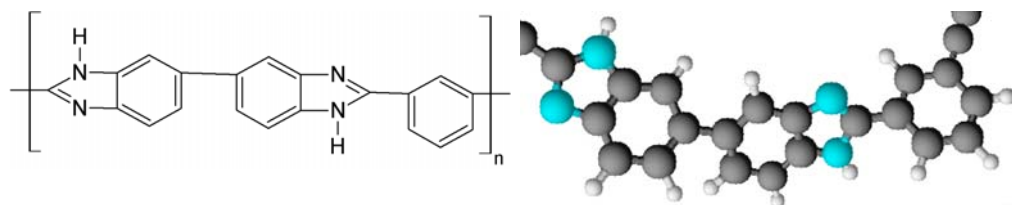
Rys. 1.41. Zmiana odkształcenia ε w funkcji czasu oraz naprężenia σ w temperaturze otoczenia $T_0 = 23$ °C [189] dla: a) polisulfonu PSU, b) polietersulfonu PESU

Wykorzystanie niemodyfikowanych polisulfonów na panewki łożysk ślizgowych jest ograniczone ze względu na stosunkowo dużą wartość współczynnika tarcia oraz nienajlepszą odporność na zużywanie. Badania własne autora na stanowisku badawczym typu *pin-on-disc* wykazały, że podczas współpracy ślizgowej polisulfonu PSU ze stałą współczynnik tarcia kinetycznego μ zawiera się w przedziale 0,48–0,58. Badania prowadzono przy prędkości ślizgania $v = 0,5$ m/s, dla nacisku jednostkowego w przedziale $p = 0,4$ –2 MPa. Aby polepszyć właściwości tribologiczne tych polimerów, tworzone są kompozyty zawierające napełniacze zmniejszające współczynnik tarcia, takie jak: grafit, dwusiarczek molibdenu czy proszek PTFE.

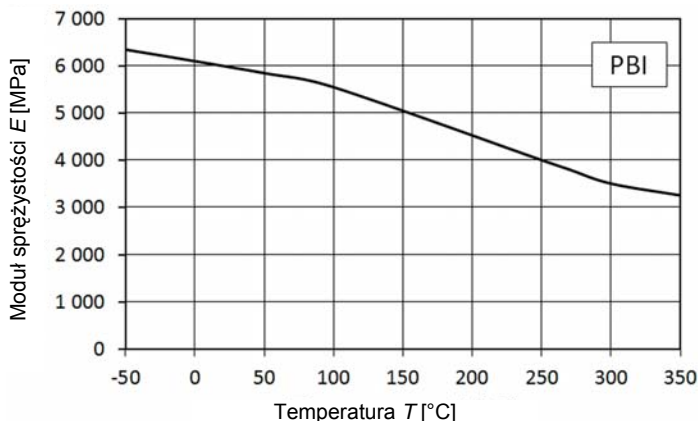
Oprócz nie najlepszych właściwości tribologicznych wadą polisulfonów jest również wysoka temperatura przetwórstwa (360–400 °C), która przyczynia się do podniesienia kosztów produkcji. Dlatego polimery te są stosowane przede wszystkim w sytuacji, gdy wymagane są bardzo dobre i stabilne własności mechaniczne w podwyższonej temperaturze o zadowalającej odporności chemicznej.

1.10. POLIBENZIMIDAZOLE (PBI)

Polibenzimidazole są całkowicie aromatycznymi polimerami heterocyklicznymi należącymi do grupy zaawansowanych polimerów specjalnych. Ich budowę chemiczną przedstawiono na rysunku 1.42. Polimery te charakteryzują się znakomitą stabilnością termiczną oraz małym współczynnikiem rozszerzalności cieplnej ($25 \cdot 10^6$ 1/K). Temperatura ich długotrwałej pracy ciągłej sięga 310 °C, a krótkotrwałe 500 °C. Ponadto wykazują dużą twardość i dobre własności mechaniczne w szerokim zakresie temperatury (rys. 1.43).



Rys. 1.42. Budowa chemiczna cząsteczki (meru) polibenzimidazoli PBI



Rys. 1.43. Wpływ temperatury na moduł sprężystości PBI [185]

Polibenzimidazole mają najlepszą spośród polimerów nienapełnianych wytrzymałość mechaniczną, odporność na pęcznienie i sztywność, a także dużą odporność na relaksację naprężeń (rys. 1.44). Dzięki temu mogą być stosowane w „czystej” (niemodyfikowanej) postaci nawet w ekstremalnych jak dla polimerów warunkach pracy. Podstawowe właściwości tych polimerów przedstawiono w tabeli 1.11.

Polibenzimidazole są odporne na promieniowanie wysokoenergetyczne (gamma i rentgenowskie) i średnio odporne na działanie promieniowania UV. Niestety polimery te są średnio odporne na hydrolizę oraz chemikalia. Wprawdzie ich odporność na węglowodory (paliwa, oleje, smary) jest bardzo dobra, ale odporność na stężone substancje alkaliczne i kwasy jest słaba. Również działanie gotującej się wody lub pary wodnej powoduje degradację materiału, objawiającą się jego kruchością.

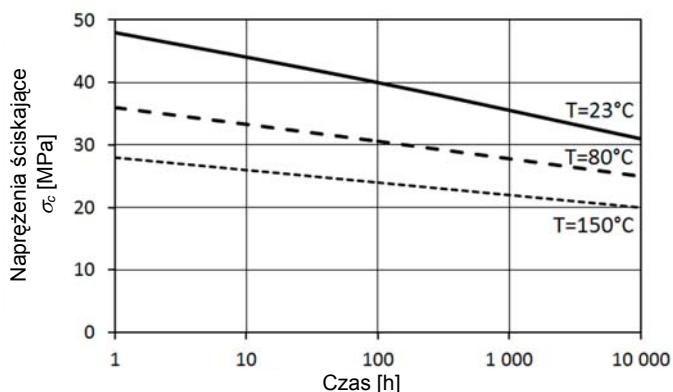
Rys. 1.44. Wykres relaksacji naprężeń dla polibenzimidazoli PBI ($\epsilon = 1\%$) w zależności od temperatury [185]

Tabela 1.11. Podstawowe właściwości polibenzimidazoli PBI w aspekcie ich wykorzystania jako materiałów ślizgowych [186], [213]

Oznaczenie	Temperatura użytkowania (długotrwałe 5000 h) ^{a)}	Współczynnik tarcia kinetycznego ^{b)}	Intensywność zużycia liniowego ^{b)}	Graniczny iloczyn $p \cdot v$ (dla $v = 1$ m/s)	Moduł sprężystości	Współczynnik Poissona	Granica wytrzymałości podczas ściskania ($\epsilon = 2\%$)	Współczynnik rozszerzalności cieplnej ^{c)}
	T_0 [°C]	μ	I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$]	[MPa·m/s]	E_r/E_c [MPa]	ν	$R_{C0,02}$ [MPa]	α_g [m/(m K)]
PBI	-50–315 (500)	0,24–0,5	3	1,15	5800/6200	0,34	118	$25 \cdot 10^{-6}$

a) w nawiasie podano maksymalną temperaturę krótkotrwałego użytkowania,
b) właściwości tribologiczne określono na stanowisku typu *pin-on-disc* dla następujących warunków tarcia:
 $p = 3$ MPa, $v = 0,33$ m/s, $T_0 = 23$ °C, element współpracujący: stal C35, $R_a = 0,7\text{--}0,9$ μm , tarcie suche,
c) wartość średnia w zakresie temperatury 23–150 °C.

PBI jest materiałem wyjątkowo twardym (120 HRE), przez co jego obróbka mechaniczna jest bardzo trudna. Zalecane jest stosowanie narzędzi z diamentowymi ostrzami. W celu uniknięcia pęknięć (na skutek koncentracji naprężeń) wszystkie krawędzie wewnętrzne powinny być zaokrąglone ($R > 1$ mm), a krawędzie zewnętrzne – sfazowane. Dodatkowo elementy o wysokiej klasie dokładności, wykonane z PBI metodą obróbki mechanicznej, powinny być przechowywane w szczelnych torebkach razem ze środkiem osuszającym, w celu uniknięcia zmiany wymiarów zachodzącej na skutek absorpcji wilgoci przez ten materiał.

Polibenzimidazole wykazują małą wartość współczynnika tarcia po metalach oraz dużą odporność na zużywanie, dlatego nadają się do wykorzystania jako materiały ślizgowe. Ograniczeniem ich stosowania jest wysoka cena (ponad 1 100,- € za 1 kg).

Ze względu na swoje wyjątkowe własności PBI są materiałami wyjątkowo atrakcyjnymi dla wysoko rozwiniętych technologii – np. dla przemysłu lotniczego, kosmicznego. Często w tym obszarze zastosowań wykorzystuje się je w celu zastąpienia metali i ceramiki.

2. POLIMEROWE MATERIAŁY KOMPOZYTOWE

Polimerowe materiały inżynierskie rzadko są stosowane w postaci czystych polimerów, gdyż w tej postaci często nie spełniają wielu wymagań użytkowych. Stają się użyteczne dopiero po wprowadzeniu do nich napełniaczy i innych środków modyfikujących. Te dodatkowe składniki stanowią średnio 10–30% objętościowo kompozytowego materiału polimerowego. Jednocześnie należy zwrócić uwagę na fakt, że opracowywanie nowych materiałów polimerowych jest niezwykle kosztowne i czasochłonne, dlatego najczęściej do ich tworzenia wykorzystuje się modyfikację już istniejących materiałów. Sam proces modyfikacji może być prowadzony w różnych fazach przetwórstwa, tzn. podczas produkcji tworzywa bazowego, na etapie półfabrykatu lub po wykonaniu gotowego wyrobu. Niekiedy proces ten może zachodzić samoistnie, np. podczas docierania w materiałach ślizgowych tworzy się warstwa wierzchnia o polepszonych właściwościach tribologicznych (eksploatacyjna warstwa wierzchnia EWW) [24], [140].

Do najczęściej spotykanych sposobów modyfikacji należą:

- modyfikacja chemiczna,
- obróbka cieplna,
- modyfikacja samej warstwy wierzchniej elementu z tworzywa za pomocą np. implantacji jonowej, różnego rodzaju napromieniowaniem, wykorzystując środki chemicznie aktywne, a także przez odkształcenia mechaniczne (np. obróbka plastyczna),
- modyfikacja przez napełnianie polimeru bazowego napełniaczami (modyfikatorami).

Stosunkowo bardzo rozpowszechniona jest ostatnia z wymienionych metod modyfikacji tworzyw sztucznych. Modyfikację tą metodą najczęściej prowadzi się [59], [179] przez wprowadzenie takich napełniaczy (modyfikatorów), jak: grafit, dwusiarczek molibdenu MoS_2 , włókno szklane, włókno węglowe, koks, proszki metali i niemetalu, a także innych polimerów, np. PTFE, PP itp. Uzyskuje się w ten sposób materiały o lepszych własnościach ze stosunkowo małymi nakładami finansowymi. Ponadto technologia przetwarzania takich kompozytów jest najczęściej zbliżona do technologii przetwarzania czystego polimeru bazowego.

Właściwościami tworzonych kompozytów w istotnym stopniu można sterować przez odpowiedni dobór rodzajów napelnaczy, ich postaci, wielkości cząsteczek oraz ich ilości (udziałów objętościowych lub wagowych). Podstawowym celem stosowania napelnaczy jest:

- modyfikacja właściwości lub wzmocnienie materiału polimerowego,
- zmniejszenie ogólnych kosztów produkcji,
- poprawienie charakterystyki przetwórczej materiału polimerowego.

W przypadku modyfikowania polimeru wieloma napelnaczami jednocześnie nie zawsze można w pełni wykorzystać wiedzę związaną z wpływem poszczególnych napelnaczy na zmianę właściwości polimeru. Właściwości tego typu materiałów nie wynikają bowiem z prostej superpozycji cech użytych składników. Różne napelnacze wprowadzane razem mogą oddziaływać wzajemnie na siebie i wówczas własności kompozytu mogą odbiegać od zaplanowanych (efekt synergistyczny). Przykładem mogą być wyniki badań przedstawione w opracowaniach [156], [175], [176].

Określenie wpływu rodzaju napelnaczy i ich ilościowego udziału na właściwości wieloskładnikowych kompozytów najczęściej realizuje się doświadczalnie. Pierwszy etap badań związany jest z opracowaniem składów kompozytów. Doboru rodzaju napelnaczy oraz ich ilościowych udziałów w tworzonych kompozytach (minimalna i maksymalna ilość danego napelnacza), dokonuje się najczęściej na podstawie rozeznania według literatury, wstępnych badań rozpoznawczych, czy też wykorzystując wiedzę i doświadczenie, a niekiedy także intuicję badacza. Stanowią one wielkości wejściowe (lub wielkości stałe) w badaniach doświadczalnych. Wielkościami wyjściowymi są natomiast te cechy (właściwości) badanych kompozytów, które decydują o ich przydatności do danych zastosowań, np. współczynnik tarcia, intensywność zużycia, wskaźnik odporności na zużycie itp.

Możliwości znacznego polepszenia właściwości tribologicznych polimerów przez ich fizyczną modyfikację zilustrowano na przykładzie polioksymetylenu (POM) współpracującego ślizgowo ze stalą w warunkach tarcia technicznie suchego [40], [141]. Badania tribologiczne prowadzono dla ustalonych wartości parametrów ruchowych ($p = 1,24$ MPa, $v = 1$ m/s). W tych warunkach tarcia POM niemodyfikowany wykazywał intensywność zużycia liniowego $I_h = 26$ $\mu\text{m}/\text{km}$ oraz wartość współczynnika tarcia $\mu = 0,30\text{--}0,35$, natomiast kompozyty utworzone na jego podstawie wykazały znacznie lepsze właściwości tribologiczne. Współczynnik tarcia μ oraz intensywność zużycia liniowego I_h miały następujące wartości dla kompozytów:

- POM+20% obj. proszku PTFE+15% obj. proszku brązu ($I_h = 1\text{--}1,6$ $\mu\text{m}/\text{km}$, $\mu = 0,18\text{--}0,20$),
- POM+20% obj. proszku PTFE+6% obj. napelnacza szklanego ($I_h = 1\text{--}1,5$ $\mu\text{m}/\text{km}$, $\mu = 0,18$),
- POM+18% obj. proszku PTFE+6% obj. proszku brązu+6% obj. napelnacza szklanego ($I_h < 1$ $\mu\text{m}/\text{km}$, $\mu = 0,18$).

2.1. RODZAJE STOSOWANYCH NAPEŁNIACZY

Do fizycznej modyfikacji polimerów stosowane są różnego typu napelniacze, które można klasyfikować na podstawie wielorakich kryteriów. Jednym ze sposobów klasyfikacji może być ich podział, np. ze względu na rodzaj materiału napelniacza (np. nieorganiczne, metaliczne, naturalne, syntetyczne itp.) lub na kształt jego cząstek [61], [63]. Ze względu na pierwsze z wymienionych kryteriów klasyfikacji rozróżnia się podział na dwa zasadnicze rodzaje napelniaczy: metaliczne oraz niemetaliczne. Spośród najczęściej stosowanych napelniaczy metalicznych – zwykle o postaci proszkowej – można wymienić: niektóre metale (np. cyna, miedź), stopy łożyskowe (np. brązy, mosiądze), tlenki niektórych metali (jak: Al_2O_3 , MgO , Cu_2O , TiO_2). Z napelniaczy niemetalicznych najczęściej stosowane są: inne polimery (np. PTFE, PE, różne żywice), napelniacze mineralne (np. kreda, mika) oraz inne substancje, takie jak: MoS_2 , sadza, grafit, włókno węglowe, włókno szklane itp. Inną klasyfikacją napelniaczy, także ze względu na rodzaj materiału, jest ich podział oparty na kryterium składu chemicznego związku, według którego dzieli się je na organiczne i nieorganiczne.

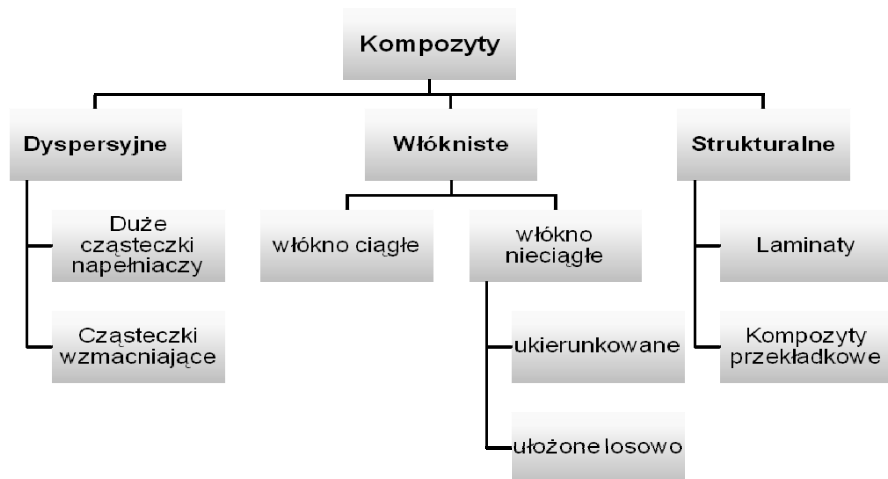
Według kryterium kształtu, napelniacze zasadniczo dzieli się na dyspersyjne – nazywane również proszkowymi (o postaci granulek, blaszek lub drobnych włókienek) i włókniste (włókna długie i włókna krótkie – cięte). Wymienione odmiany napelniaczy mogą obejmować wszystkie wymienione wcześniej rodzaje materiałów, jeśli tylko pozwalają na to ich własności.

Innym sposobem klasyfikacji może być ich podział ze względu na podstawową funkcję, jaką pełni napelniacz w materiale kompozytowym. Według takiego kryterium można wyróżnić następujące zadania pełnione przez napelniacze [61]:

- modyfikacja własności mechanicznych (i dalszy podpodział ze względu na proporcje wymiarowe napelniacza),
- zmniejszenie palności,
- modyfikacja własności elektrycznych i magnetycznych,
- modyfikacja własności powierzchniowych,
- pomocnicza rola w procesie przetwórstwa.

Z kolei podział materiałów kompozytowych między innymi ze względu na rodzaj zastosowanych napelniaczy przedstawiono na rysunku 2.1.

Jak wspomniano wcześniej, napelniacze wprowadza się do polimerów w różnych celach. Mogą one poprawiać wybrane własności fizyczne, ułatwiać przetwórstwo polimeru bądź mogą obniżać cenę, bądź też spełniać jednocześnie (kompromisowo) wybrane, bądź wszystkie te cele. Dobór liczby napelniaczy, ich rodzaju i postaci oraz ich ilościowego udziału zależy od tego, jakie mają być docelowe właściwości kompozytu.



Rys. 2.1. Podział kompozytów polimerowych ze względu na rodzaj napelniajacy

2.1.1. PODSTAWOWE NAPELNIACZE PROSZKOWE (DISPERSYJNE)

Polimery termoplastyczne stosowane jako materiały ślizgowe są modyfikowane przede wszystkim za pomocą napelniajacy dyspersyjnych. Wynika to przede wszystkim z otrzymywania w takim przypadku materiału kompozytowego o jednorodnych własnościach. Ponadto, w przeciwieństwie do napelniajacy włóknistych (włókno szklane, węglowe) nie przyczyniają się do zużywania ściernego współpracującego ślizgowo materiału metalowego. Napelniajace proszkowe (dyspersyjne) mogą mieć postać [61]:

- kostkową sześcienną – minerały jak kalcyt i skaień,
- sferyczną (kulistą) – kulki szklane, proszki metaliczne np. brąz cynowy,
- blokową – kwarc, krzemionka, kalcyt,
- płytkową – talk, kaolin, korund,
- płatkową – grafit, dwusiareczek molibdenu, montmorylonit.

Zadaniem tego typu napelniajacy, w przypadku polimerowych kompozytach ślizgowych, jest przede wszystkim zwiększenie odporności na zużycie, wytrzymałości na ściskanie oraz odporności na pełzanie. Ponadto dyspersyjne napelniajace metaliczne zwiększają przewodność cieplną oraz poprawiają jednorodność struktury materiału.

Najczęściej stosowanymi napelniajacami proszkowymi w polimerowych kompozytach są: grafit, dwusiareczek molibdenu i proszek PTFE, których zadaniem jest poprawienie właściwości tribologicznych. Ponadto stosowane są proszki materiałów metalowych, których zadaniem jest poprawienie odporności na zużywanie tribolo-

giczne, a także polepszenie własności mechanicznych. Inne napełniacze proszkowe są rzadziej stosowane w przypadku tworzenia kompozytów ślizgowych. Ich zadaniem jest przede wszystkim polepszenie własności cieplnych, termostabilności, antystatycznych, odporności na działanie warunków atmosferycznych itp.

Proszki metali i stopów

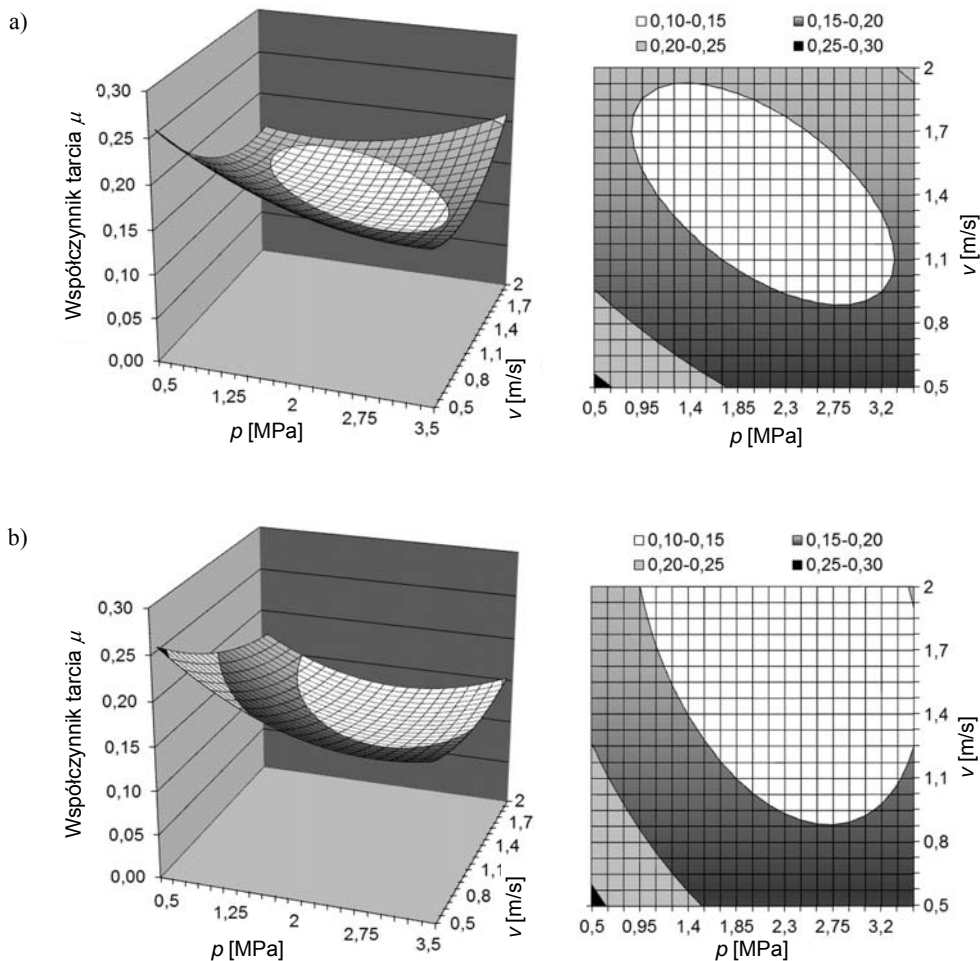
Wypełnienie polimeru proszkiem metalu poprawia przede wszystkim jego przewodność cieplną, jak również zwiększa odporność na zużycie i stabilność wymiarową. Najczęściej stosowanymi proszkami metali są proszki brązu cynowego, aluminium oraz stali nierdzewnej.

Proszek brązu cynowego CuSn10 lub CuSn9Zn2 jest dodawany w materiale kompozytowym najczęściej w ilości 30–60% wagowo. Ze względu na dużą gęstość brązu w porównaniu z polimerami jego udział objętościowy w kompozycie nie przekracza 30%. Wielkość ziarna brązu stosowanego jako napełniacz wynosi najczęściej, w zależności od producenta, od kilku do kilkudziesięciu mikrometrów.

Przeprowadzone badania tribologiczne kompozytów PTFE o podobnej zawartości proszku brązu wynoszącej 30% objętościowo, lecz różnej wielkości ziaren (30 oraz 60 μm), [156] wykazały, że własności ślizgowe obu badanych kompozytów w danych warunkach tarcia były zbliżone. Wykresy przedstawiające właściwości tribologiczne tych materiałów we współpracy ze stalą przedstawiono na rysunkach 2.2, 2.3. Różnica dotyczyła głównie odporności na zużycie. W przypadku małych nacisków lepsze pod tym względem są kompozyty zawierające brąz o mniejszej granulacji (30 μm), natomiast przy naciskach powyżej 1 MPa większą odporność na zużycie wykazują kompozyty zawierające brąz o większej granulacji. Wyjaśnienia tego zjawiska należy doszukiwać się w mechanizmie tarcia i zużycia kompozytów zawierających brąz [156], [158].

Proszki brązu wykorzystywane są również do produkcji warstwowych kompozycji materiałowych w połączeniu z polimerami termoplastycznymi, np. PTFE. Przykładem są panewki łożysk opatentowane przez firmę Glaciere [192], w których na powierzchnię taśmy wykonanej ze stali niskowęglowej napyłany jest proszek brązu. Następnie na tak przygotowane podłoże nakładana jest warstwa PTFE, która tworzy z podłożem kompozyt warstwowy. Panewki tego typu łożysk mogą pracować w warunkach tarcia suchego, przenosząc nacisk jednostkowy do 140 MPa przy małej prędkości ślizgania. Współczynnik tarcia tego kompozytu po stali wynosi $\mu = 0,03\text{--}0,20$.

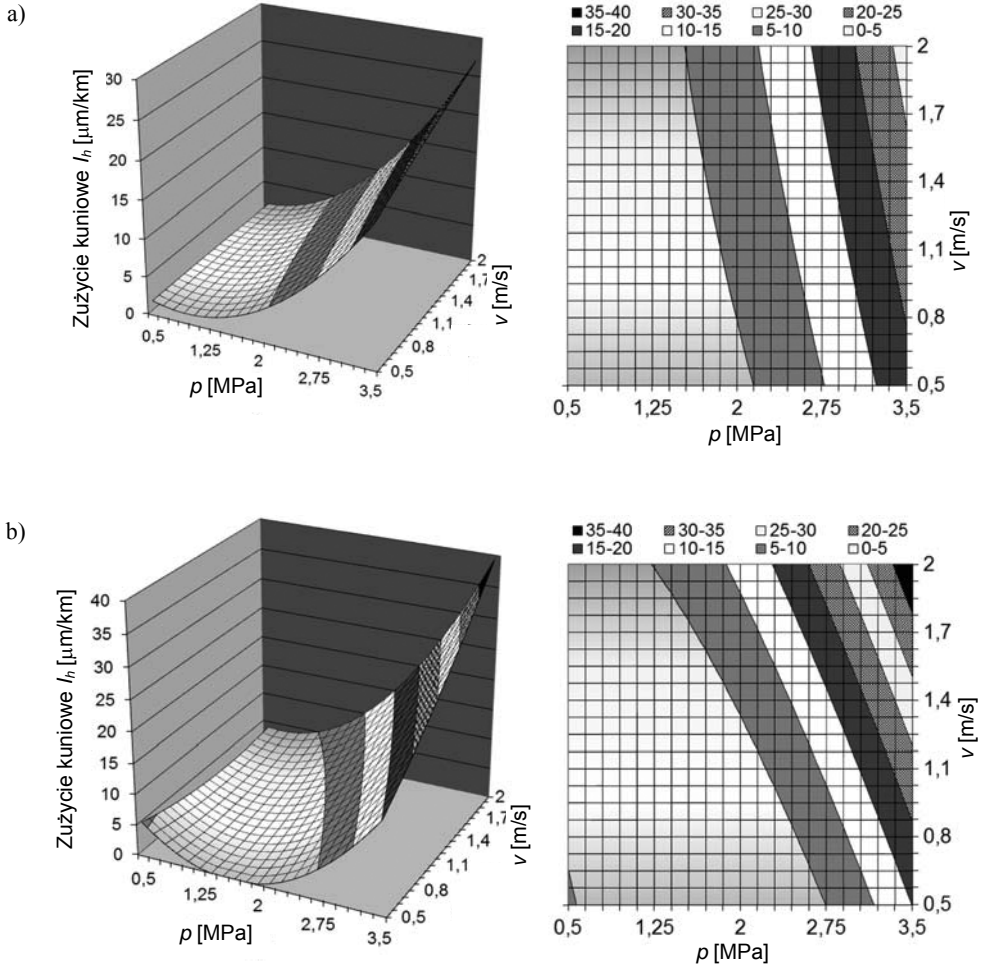
Ograniczeniem stosowania proszku brązu jako napełniacza jest jego mała odporność na większość agresywnych chemikaliów (kwasów, związków alkalicznych itp.). W przypadku bardziej agresywnego środowiska można stosować jako napełniacz proszek stali nierdzewnej (najczęściej AISI 316L). Udział wagowy proszku stali nierdzewnej w kompozytach polimerowych wynosi najczęściej 30–40%. Wymiary ziarna są stosunkowo duże i wynoszą 400–600 μm .



Rys. 2.2. Zależność współczynnika tarcia kompozytów PTFE+30% obj. proszku brązu cynowego po stali C45 od nacisku jednostkowego p [MPa] i prędkości ślizgania v [m/s]
 a) granulacja ziarna proszku brązu 30 μm , b) granulacja ziarna proszku brązu 60 μm

Innym napełniaczem metalicznym stosowanym w polimerowych kompozytach ślizgowych jest proszek aluminium. Podobnie jak w przypadku wcześniej omawianych proszków materiałów metalowych, jego ilość w kompozycie nie przekracza 30% objętościowo. Wielkość ziarna proszku aluminium wynosi zwykle do kilkudziesięciu mikrometrów. W przypadku nanokompozytów wielkość ziarna proszku brązu [29] wynosi 30–80 nm. Badania nanokompozytów PTFE, prowadzone przez Burrisa i Sawyera [29], [128], wykazały, że najkorzystniejsze właściwości tribologiczne w rozpatrywanych warunkach tarcia materiały te mają dla zawartości około 5% wagowo na-

noproszku aluminium o rozmiarze ziarna 40 nm. Odporność na zużycia takiego kompozytu była 3000 razy większa od niemodyfikowanego PTFE, a współczynnik tarcia po stali wynosił $\mu = 0,21$.



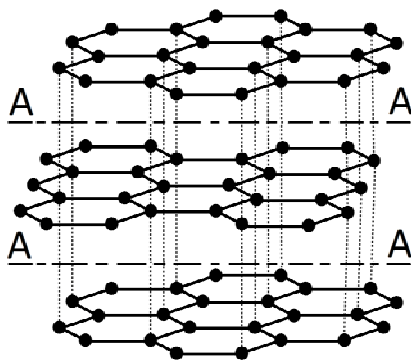
Rys. 2.3. Zależność intensywności zużycia liniowego kompozytów PTFE+30% obj. proszku brązu cynowego po stali C45 od nacisku jednostkowego p [MPa] i prędkości ślizgania v [m/s]:

a) granulacja ziarna proszku brązu 30 μm , b) granulacja ziarna proszku brązu 60 μm

Grafit

Grafit jest jedną ze stabilnych odmian alotropowych węgla otrzymywanych ze złóż naturalnych lub za pomocą syntezy chemicznej. Ma dużą wytrzymałość cieplną. Zakres temperatury jego pracy wynosi od -240 do 430 $^{\circ}\text{C}$. W normalnej temperaturze

jest mało skłonny do reakcji z tlenem. Grafit ma strukturę krystaliczną płytkową przedstawioną na rysunku 2.4. Atomy węgla w poszczególnych warstwach ułożone są w kształcie równobocznych sześciokątów. Elementarna komórka grafitu zawiera cztery atomy węgla. Stopień wypełnienia w niej przestrzeni wynosi 16,9%. Grafit jest przykładem struktury heterodesmicznej, tzn. takiej, w której występują wiązania różnego typu. Istnienie silnych wiązań kowalencyjnych pomiędzy atomami węgla w warstwach oraz słabszych metalicznych pomiędzy warstwami ułatwia poślizg w płaszczyznach spójności (rys. 2.4. A-A – płaszczyzny poślizgu).



Rys. 2.4. Struktura grafitu (A-A – płaszczyzny poślizgu)

Grafit ma zdolność do wypełniania nierówności powierzchni ciał stałych (metali) powodując utworzenie gładkiej powierzchni. Doskonale własności smarne oraz fakt, że wraz ze wzrostem obciążenia maleje jego współczynnik tarcia zdecydowały o stosowaniu grafitu jako napelnacza do kompozytów polimerowych. Teorie i hipotezy, dotyczące mechanizmu smarowania grafitu, można podzielić na trzy grupy:

- a) strukturalne,
- b) adsorpcyjne,
- c) strukturalno-chemiczne.

Teoria strukturalna (Bragg 1948) opiera się na założeniu, że duże odległości pomiędzy warstwami atomów węgla w graficie są przyczyną słabych wiązań między nimi, co umożliwia łatwy poślizg w kryształach pod wpływem niewielkich obciążeń zewnętrznych. W myśl tej teorii zmniejszenie wytrzymałości wiązań prowadzi do zmniejszenia współczynnika tarcia.

Teoria adsorpcyjna (Sawage) poszerza teorię strukturalną. Wyodrębnia ona w kryształach grafitu trzy elementy różniące się aktywnością: narożniki, krawędzie i płaszczyzny. Zakłada się, że każdy narożny atom węgla w siatce grafitu jest związany tylko z jednym atomem węgla, każdy atom znajdujący się na krawędzi związany jest z dwoma, natomiast atom znajdujący się wewnątrz z trzema innymi atomami węgla. W myśl tej teorii tlen znajdujący się w otoczeniu powoduje zapełnienie na drodze chemisorpcji swobod-

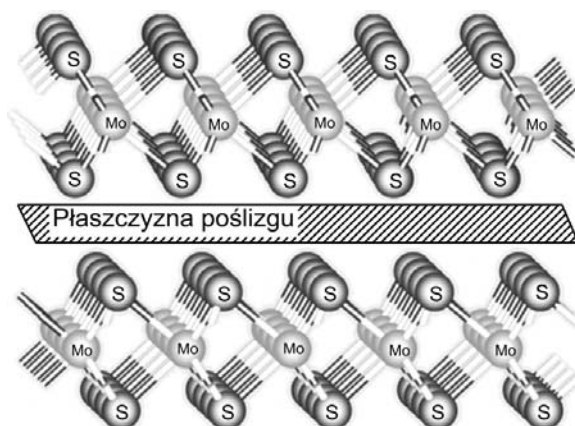
nych wartościowości narożnych atomów węgla. Atomy węgla znajdujące się w płaszczyznach spójności, jako bardziej nasycone, zdolne są tylko do fizycznej adsorpcji pary wodnej i innych kondensujących się par. Zjawiska te, zmniejszając energię powierzchniową atomów węgla w kryształach, ułatwiają poślizg w płaszczyznach spójności.

Teoria strukturalno-chemiczna była rozwijana przez wielu autorów. W myśl tej teorii silny wpływ na własności smarne grafitu ma adhezja między grafitem i powierzchnią ślizgową. Poza adhezją wpływ na własności ślizgowe grafitu ma również typ i wymiary siatki krystalicznej.

Warunkiem dużej efektywności smarowania przez grafit jest zatem zapewnienie silniejszych wiązań między grafitem a trącymi się powierzchniami niż wiązań między warstwami grafitu. Dodatkowym warunkiem jest zmniejszenie sił adhezji między płaszczyznami poślizgu w kryształach grafitu. Małe opory tarcia grafitu zależą jednak od otoczenia. Współczynnik tarcia po stali tego minerału wynosi 0,1–0,2 w atmosferze powietrza, natomiast w warunkach próżni może osiągnąć nawet wartość 0,5. Podstawowe własności grafitu przedstawiono w tabeli 2.1.

Dwusiarczek molibdenu

Dwusiarczek molibdenu MoS_2 występuje w dwóch postaciach: jako naturalny i sztuczny. Naturalny dwusiarczek molibdenu wytwarza się z minerału o nazwie molibdenit. Molibdenit jest bardzo miękkim, o wysokim połysku, metalicznym minerałem, którego strukturę przedstawiono na rysunku 2.5. Istota właściwości smarnych tego minerału wynika z anizotropijnej budowy kryształu tego związku. Struktura krystaliczna dwusiarczku molibdenu MoS_2 jest trójwarstwowa. Składa się ona z warstwy atomów molibdenu, umieszczonych pomiędzy dwoma warstwami atomów siarki. Między atomami siarki i molibdenu występują silne wiązania kowalencyjne, natomiast między atomami siarki występują słabe wiązania van der Waalsa. Umożliwia to łatwy poślizg między warstwami siarki pod wpływem sił tnących.



Rys. 2.5. Struktura dwusiarczku molibdenu MoS_2

Dwusiarczek molibdenu jest nierozpuszczalny w wodzie, olejach mineralnych i syntetycznych oraz w większości rozpuszczalników organicznych. Trudno rozpuszcza się w kwasach. Pod obciążeniem statycznym wytrzymuje nacisk ponad 3000 MPa, natomiast w warunkach obciążeń dynamicznych około 700 MPa. Podstawowe właściwości dwusiarczku molibdenu przedstawiono w tabeli 2.1.

Efektywności smarowania przez MoS_2 często przewyższa efektywność grafitu. Jest on skuteczniejszy od grafitu jako środek smarny w próżni, a także w atmosferze obojętnej do temperatury 800 °C. Powyżej tej temperatury następuje jego rozkład, a tarcie gwałtownie się zwiększa. Natomiast w atmosferze powietrza grafit ma korzystniejsze właściwości smarne od dwusiarczku molibdenu ze względu na wytrzymałość termiczną. Ograniczenie temperatury stosowania MoS_2 do 400 °C w atmosferze powietrza jest związane z jego utlenianiem. Pod względem powinowactwa do tlenu dwusiarczek molibdenu jest aktywniejszy od grafitu.

Na proces smarowania dwusiarczkiem molibdenu wpływa również wilgotność. Właściwości smarne tego związku w obecności wody, w przeciwieństwie do grafitu, ulegają pogorszeniu. Badania prowadzone przez Rossa i Sussmana [144] nad wpływem wilgotności na temperaturę utleniania MoS_2 wykazały, że w obecności wilgoci utlenianie zachodzi już w temperaturze 80–100 °C. W tych warunkach powstaje trójtlenek molibdenu niewykazujący właściwości smarnych oraz kwas siarkowy, który powoduje zużycie korozyjne współpracujących elementów [73]. Stąd wynika zalecenie ograniczające stosowanie kompozytów polimerowych zawierających dwusiarczek molibdenu na elementy ślizgowe pracujące w obecności wody lub w powietrzu o dużej wilgotności.

Proszek PTFE

Politetrafluoroetylen (PTFE) jest najczęściej produkowany w procesie emulsyjnej lub suspensyjnej polimeryzacji tetrafluoroetyleny. Pomimo uzyskiwania identycznego związku chemicznego procesy te dają dwie bardzo różne postaci fizyczne PTFE. W metodzie suspensyjnej przebiegającej w środowisku wodnym otrzymuje się PTFE dyspersyjny. Dyspersje wodne PTFE służą najczęściej do pokrywania powierzchni powłokami o niewielkiej przyczepności (powłoki antyadhezyjne). W wyniku polimeryzacji emulsyjnej otrzymuje się emulsję tego polimeru w benzynie lub eterze naftowym, którą można przerabiać na granulaty stosowane do wyrobu polimerowych półfabrykatów lub gotowych elementów. Drobną proszek PTFE wykorzystywany jako wypełniacz produkowany jest również metodą emulsyjną, która umożliwia otrzymanie ziarna PTFE 10–300 nm [61]. W przypadku polimeru otrzymywanego metodą suspensyjną PTFE ma postać kulek średnicy kilku milimetrów, które następnie są mielone do rozmiarów ziarna na poziomie kilku mikrometrów.

PTFE jest polimerem charakteryzującym się dużym udziałem fazy krystalicznej (ok. 92–96%) i liniową budową łańcucha merów o wyjątkowo dobrych właściwościach przeciwciernych. Jego właściwości omówiono w rozdziale 1.3. W postaci proszku dodawany jest przede wszystkim jako wypełniacz do innych materiałów polimero-

wych, aby zmniejszyć wartość współczynnika tarcia. Wymiary ziarna proszku PTFE stosowanego jako napełniacz wynoszą najczęściej od kilku do 1000 μm , a jego ilość w kompozytach wynosi z reguły 5–20% wagowo. Wraz z grafitem oraz dwusiarczkiem molibdenu jest dodawany do samosmarnych materiałów ślizgowych. Podstawowe własności proszku PTFE jako napełniacza przedstawiono w tabeli 2.1.

Tabela 2.1. Podstawowe własności wybranych napełniaczy niemetalicznych [61]

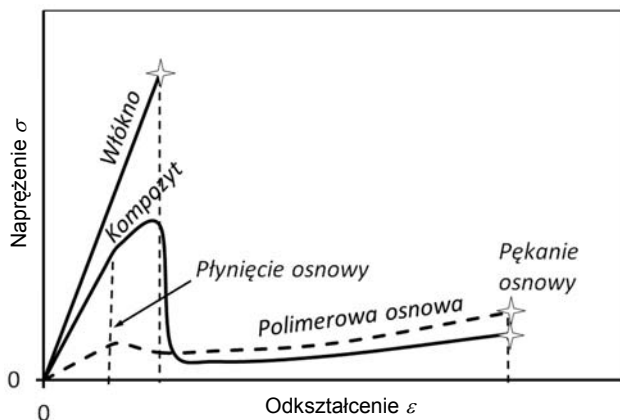
Własności	Dwusiarek molibdenu	Grafit	PTFE
Wzór chemiczny	MoS_2	C	$-(\text{CF}_2-\text{CF}_2)-$
Struktura krystaliczna	heksagonalna	heksagonalna	różne formy np. trigonalna, heksagonalna
Chłonność wody	–	0,5–3%	<0,01%
Temperatura początku utleniania w powietrzu	360 °C	450 °C	>400 °C
Temperatura użytkowania	od –180 do 420 °C	od –20 do 550 °C	od –200 do 260 °C
Produkty utleniania, rozkładu	MoO_2 , MoO_3	CO, CO_2	monomer, trifluorooctany, heksafluoropropylen, kwasy mono- i difluorooctowy itp.
Odporność chemiczna	dobra	bardzo dobra	znakomita
Odporność na korozję	słaba	dobra	dobra
Przewodność cieplna [$\text{W m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]	0,13–0,19	160	0,2
Współczynnik rozszerzalności cieplnej $\times 10^6$ [K^{-1}]	10,7	7,8–8,9	160
Współczynnik tarcia	0,03–0,06	0,08–0,10	0,04–0,09

Jako napełniacz PTFE spotykany jest w kompozytach na osnowie polimerów, dla których temperatura przetwórstwa jest niższa od temperatury degradacji PTFE. Są to między innymi poliamid (PA), poliactal (POM), polisiarczek fenylenu (PPS), polieteroeteroketon (PEEK) itp. Ponadto stosowany jest również wraz z napełniaczami włóknistymi, czyli włóknem szklanym, węglowym lub aramidowym, aby zmniejszyć negatywne oddziaływanie twardych włókien na współpracujący element metalowy. Cząstki PTFE, znajdujące się w matrycy drugiego polimeru, pełnią rolę smaru stałego, ułatwiając ślizganie innych składników kompozytu po metalowym podłożu. Dzięki temu oprócz zmniejszenia wartości współczynnika tarcia uzyskuje się również zwiększenie odporności na zużywanie [27], [61] zarówno kompozytu polimerowego, jak i współpracującego materiału metalowego.

2.1.2. NAPEŁNIACZE WŁÓKNISTE

Zadaniem napełniaczy włóknistych jest przede wszystkim polepszenie własności mechanicznych materiałów kompozytowych. Najczęściej są one stosowane w celu

zapewnienia zwiększonej wytrzymałości statycznej i zmęczeniowej oraz sztywności. Wpływ włókien ciągłych na krzywą naprężenie-odkształcenie kompozytu polimerowego przedstawiono na rysunku 2.6.



Rys. 2.6. Krzywe naprężenie-odkształcenie dla kompozytu o włóknach ciągłych w porównaniu do krzywych dla włókna i polimerowej osnowy [5]

Napełniacze włókniste poprawiają w polimerowych kompozytach ślizgowych ich odporność na zużywanie, zwiększają dopuszczalny nacisk jednostkowy i wytrzymałość na ściskanie oraz graniczną wartość iloczynu p_v . Dodatkowo włókna zwiększają stabilność wymiarową kompozytów między innymi poprzez zmniejszenie współczynnika rozszerzalności cieplnej. Niestety stosowane w materiałach ślizgowych mogą przyczynić się do nadmiernego zużycia powierzchni współpracujących elementów metalowych, a także zwiększenia współczynnika tarcia. Ta niepożądana właściwość dotyczy przede wszystkim włókna szklanego oraz w trochę mniejszym stopniu włókien węglowych i grafitowych. Ze względu na znaczną twardość wystającą na powierzchni ślizgowej fragmenty włókien pełnią rolę ostrzy powodujących zużywanie ścierne (mikroskrwanie) powierzchni elementów współpracujących. Przyczynia się to do zmniejszenia trwałości całego węzła tarcia, jakim jest łożysko ślizgowe. Aby zmniejszyć te negatywne skutki włókna szklanego lub węglowego, w kompozytach stosuje się dodatkowo napełniacze ułatwiające ślizganie włókien po powierzchni elementu współpracującego, np. grafit lub proszek PTFE.

Ogólnie wzmocnienia z włókna można podzielić na [180]:

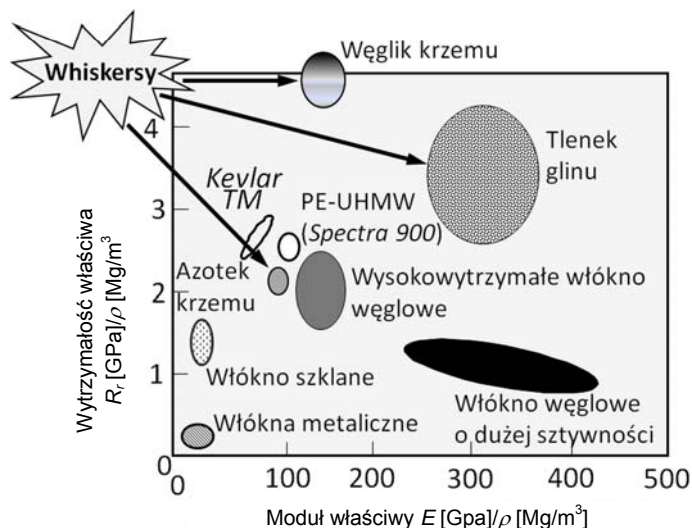
- pierwszej generacji, do której zalicza się włókna szklane otrzymywane z różnych gatunków szkła, np. ze szkła E, S, M, T kwarcowego lub berylowego,
- drugiej generacji, do której zalicza się włókna karbonizowane, borowe, aramidowe, tytanowe,
- trzeciej generacji, do której należą włókna monokrystaliczne (np. typu whiskers).

Tabela 2.2. Wybrane własności napelnaczy włóknistych [61], [65], [180]

Rodzaj włókna	Średnica [μm]	Gęstość [Mg/m ³]	Wytrzymałość na rozciąganie R_r [MPa]	Wydłużenie przy zerwaniu ε [%]	Moduł sprężystości E [GPa]	Współczynnik Poissona
Włókna długie						
Szklane typ E	5–9	2,54	1350–3500	1,5–4	60–70	0,22
Szklane typ M	8–10	2,89	b.d.	b.d.	124	0,22
Szklane typ R	10	2,50	4750	3	83	0,23
Szklane typ S	16	2,49	4900	5,5	87	0,23
Węglowe	8–10	1,4–1,8	900	0,7–2,1	90–175	
Grafitowe	6–9	1,5–2,0	3150	do 1,25	400	
Stalowe	1–100	7,8	2500	1,6–20	210	0,3
Monokrystaliczne typu whiskers						
Tlenek glinu	~1	4,0	2800	–	700	
Azotek krzemu		3,2	5000–7000		350–380	
Węglik krzemu		3,2	20 000		480	
Włókna długie naturalne						
Bawełna	10–28	1,35	300–800	3–10	5–11	
Wełna	15–60	–	300–1400	25–35	–	
Konopie		1,48	300–800	2–4	30–60	
Juta	8–30	1,5	200–500	2–3	20–55	
Len	5–40	1,3	500–900	1,5–4	50–70	
Włókna długie syntetyczne						
Aramidowe (Kevlar)	10–18	1,44	3600–4100	2,9–3,7	131	0,36
PE-UHMW (Spectra 900)	12–20	0,92	2600	10–40	140	

W grupach wymienionych włókien rozróżnia się odmiany przeznaczone do specjalnych zastosowań; są to włókna o dużej wytrzymałości HT (ang. *High Tensile*) lub dużym module HM (ang. *High Modulus*). Przykładowe własności włókien wykorzystywanych w kompozytach polimerowych przedstawiono w tabeli 2.2, a ich własności względne odniesione do gęstości na rysunku 2.7.

W przypadku polimerowych kompozytów ślizgowych najczęściej stosowanymi napelniaczami włóknistymi są włókno szklane, włókna karbonizowane oraz rzadziej aramidowe. Materiały polimerowe stosowane na panewki łożysk ślizgowych mogą zawierać krótkie włókna cięte lub długie.



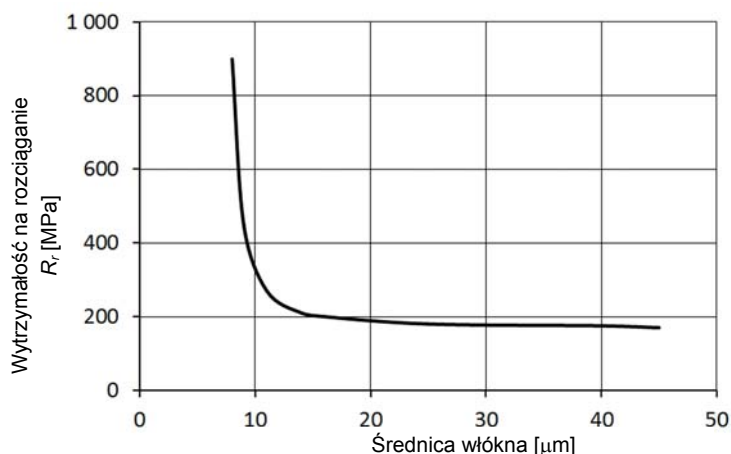
Rys. 2.7. Porównanie względnych właściwości (odniesionych do gęstości materiału) wybranych włókien

Włókna szklane

Włókno szklane – w porównaniu z innymi materiałami włóknistymi, naturalnymi i syntetycznymi – ma znacznie większą wytrzymałość i kilkakrotnie mniejsze wydłużenie (tab. 2.1). Jest przy tym niepalne i charakteryzuje się dobrą odpornością termiczną (300–600 °C). Po dwudziestu czterech godzinach w temperaturze 400 °C wytrzymałość maleje o połowę. Włókna szklane mają dobre własności dielektryczne: małą stałą dielektryczną i współczynnik strat dielektrycznych ($\text{tg} \delta = 9 \cdot 10^{-4}$). Własności włókna szklanego są odmienne od szkła litego. Jego wytrzymałość zależy m.in. od średnicy (rys. 2.8) oraz długości. Znaczne zmniejszenie wytrzymałości włókna powyżej pewnej średnicy jest związane z defektami występującymi na jego powierzchni. Im większa powierzchnia włókna, tym większa możliwość jego uszkodzenia w wyniku tworzenia się mikrocarbów (mikroszczelin).

Włókna szklane, przeznaczone do zbrojenia (wzmocniania) polimerów, otrzymuje się najczęściej ze szkła bezalkalicznego, zawierającego 8–12% B_2O_3 (szkło E). Jest to szkło odporne na działanie wody i wilgoci. Charakteryzuje się ono dużą wytrzymałością mechaniczną i dobrymi własnościami elektrotechnicznymi. Włókna do specjalnych zastosowań otrzymuje się:

- ze szkła M – jest to szkło wysokomodułowe (HM), przeznaczone na wyroby o ekstremalnej wytrzymałości na naprężenie,
- ze szkła R o dużej wytrzymałości na naprężenia,
- ze szkła R o dużej wytrzymałości i odporności termicznej,
- ze szkła S o dużej wytrzymałości (brak szkodliwych tlenków Na_2O i K_2O).



Rys. 2.8. Wytrzymałość na rozciąganie R_t elementarnego włókna szklanego [180]

W przypadku materiałów ślizgowych do wzmocnienia polimerów stosuje się najczęściej włókno cięte, które umożliwia wytwarzanie wyrobów metodą wtryskiwania. Należy jednak zwrócić uwagę na właściwości ściernie włókna, co może przyczynić się do przyspieszonego zużycia elementów wtryskarek i innych maszyn do przetwórstwa materiałów polimerowych.

Aby zapewnić odpowiednie powiązanie włókna z polimerową matrycą, stosuje się preparację włókien (czynniki sprzęgające). Polega ona na nałożeniu na powierzchnię włókien warstwy (monowarstwy) związku chemicznego, który ma zdolność reagowania zarówno z grupami aktywnymi znajdującymi się na powierzchni włókna, jak i z polimerem. Rozróżnia się preparację włókienniczą i chemicznie czynną. Preparację włókienniczą nakłada się w celu ułatwienia operacji włókienniczych. Nie wiąże się ona z polimerami i nie chroni włókna przed absorpcją wody. Jest usuwana z powierzchni włókna. Preparację chemicznie czynną nanosi się na włókno lub tkaninę. Ma ona za zadanie zwiększenie adhezji między włóknem a polimerem. W tym celu stosuje się związki chemiczne zawierające dwa różne ugrupowania reaktywne – jedno z nich wiąże się z polimerem, drugie z powierzchnią włókna szklanego.

Zwykle obok włókna szklanego jako wypełnienie stosuje się szkło w postaci dyspersji, np. mikrosfer lub mikrobaloników szklanych o średniej 150–500 μm . Napelniające te wprowadzone do polimeru nadają kompozytowi z nośnikiem ciągłym własności izotropowe. Ponadto zwiększają odporność na obciążenia ściskające, zmniejszają naprężenia wewnętrzne i nadają połysk powierzchni. Mogą być używane wspólnie z krótkim włóknem szklanym. Mają małą gęstość, są tanie i zwiększają odporność na palenie.

Podsumowując, włókno szklane w kompozytowych materiałach ślizgowych powinno być stosowane wówczas, gdy zależy nam przede wszystkim na dobrych wła-

snościach mechanicznych kompozytu, natomiast właściwości tribologiczne mogą być nieco gorsze niż w przypadku materiałów niezawierających włókien.

Włókna karbonizowane

Włókna karbonizowane (węglowe i grafitowe) są, obok włókien szklanych, najczęściej stosowanymi wypełniaczami włóknistymi stosowanymi w kompozytach polimerowych. Włókna te składają się prawie wyłącznie z rozciągniętych struktur węglowych podobnych chemicznie do grafitu. Podział na włókna węglowe i grafitowe wynika przede wszystkim z zawartości węgla oraz stopnia zorientowania struktury. Właściwe włókna węglowe, które zawierają 80–98% węgla, mają słabo rozwiniętą i mało zorientowaną strukturę grafitową. Z kolei włókna grafitowe zawierają około 99% węgla i mają dobrze wykształconą i zorientowaną grafitową strukturę krystaliczną. Ta doskonale zorganizowana struktura włókien nadaje im dużą wytrzymałość mechaniczną. Ponieważ włókna węglowe mają mniej uporządkowaną strukturę, dlatego ich własności mechaniczne są nieco gorsze w porównaniu z włóknami grafitowymi, jednak są one od nich tańsze [57].

Ze względu na to, że włókna węglowe i grafitowe składają się prawie wyłącznie z grafitu, są nietopliwe i odporne chemicznie. Ich średnica wynosi zwykle 5–12 μm . Otrzymuje się je najczęściej z technicznego włókna poliakrylonitrylowego (PAN). Coraz więcej włókien węglowych jest obecnie wytwarzanych z produktów przeróbki ropy naftowej i węgla kamiennego. Przykładem mogą być paki izotropowe i mezogeniczne, które umożliwiają wytworzenie włókien węglowych o bardzo dużych wartościach modułu Younga.

Włókna karbonizowane cechują się małą gęstością, bardzo dobrą wytrzymałością na rozciąganie i dużym modułem Younga. Wykazują bardzo dobrą wytrzymałość zmęczeniową oraz wytrzymałość na pełzanie. Dobrze tłumią drgania i są bardzo odporne na ścieranie. Charakteryzują się również dużą stabilnością wymiarową i są odporne na nagłe zmiany temperatury. Ponadto mają małą przewodność cieplną w niskich temperaturach, a także, charakteryzują się dobrą przewodnością elektryczną. Są również odporne na działanie wielu środków chemicznych. Duża wytrzymałość włókna na rozciąganie, a także jego duży moduł Younga związane są ze stopniem zorientowania struktury włókna w stosunku do jego osi, a także z gęstością wiązań poprzecznych [57].

Ze względu na wartości średniego modułu sprężystości oraz wytrzymałości na rozciąganie można wyróżnić następujące kategorie włókien węglowych:

- ultrawysokomodułowe, UHM ($E > 450$ GPa),
- **wysokomodułowe**, HM ($E = 350\text{--}450$ GPa),
- średniomodułowe, IM ($E = 200\text{--}350$ GPa),
- **wysokowytrzymałe**, HT ($E < 100$ GPa, $R_r > 3,0$ GPa),
- superwysokowytrzymałe, SHT ($R_r > 4,5$ GPa).

Wybrane własności włókien węglowych i grafitowych przedstawiono w tabeli 2.3, natomiast porównanie ich wytrzymałości oraz modułu sprężystości przedstawiono na rysunku 2.9.

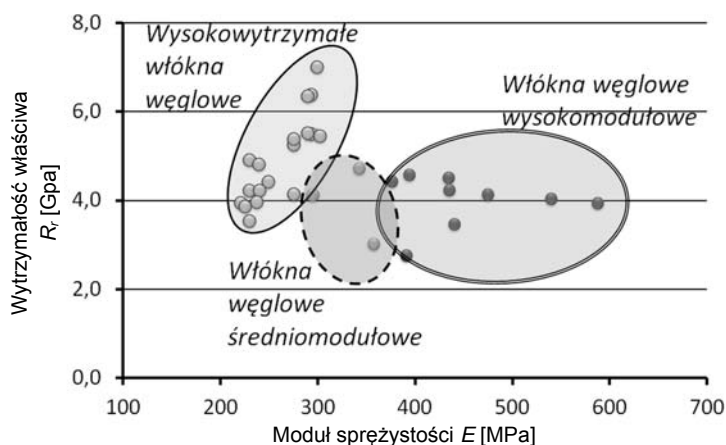
Rys. 2.9. Moduł sprężystości E oraz wytrzymałość R_m na rozciąganie włókien węglowych

Tabela 2.3. Wybrane własności wybranych włókien węglowych [65], [100], [180]

Rodzaj włókna węglowego	Średnica włókna [μm]	Gęstość ρ [Mg/m^3]	Wydłużenie podczas zerwania ε [%]	Moduł sprężystości E [GPa]	Wytrzymałość na rozciąganie R_m [GPa]	Współczynnik rozszerzalności cieplnej α_g [10^{-6} 1/K]
HM wysokomodułowe (na bazie PAN)	6–8	1,7–1,94	0,4–0,7	290–590	2,5–3,9	(–1,0)–(–1,2)
HT wysokowytrzymałe (na bazie PAN)	5–8	1,76–1,82	1,7–1,9	230–295	3,5–7,1	(–0,4)–(–1,0)
HM wysokomodułowe (na bazie paku)	10	2,03–2,18	1,4–2,2	520–830	2,1–2,2	–1,4

Łatwo zauważyć, że wytrzymałość na rozciąganie włókien jest prawie odwrotnie proporcjonalna do modułu. Im włókno zatem jest bardziej wytrzymałe na rozciąganie i odporne na pękanie, tym ma mniejszy moduł sprężystości (jest mniej sztywne).

Wadą włókien węglowych jest bardzo słaba zdolność do wiązania się z matrycą polimerową, ponieważ są źle zwilżalne przez materiały polimerowe. W celu polepszenia tej cechy, przed dodaniem do kompozytu, powierzchnię włókna poddaje się utlenianiu. Jeśli po utlenieniu powierzchnię włókna ma być przechowywane przez pewien czas, należy pokryć je odpowiednią preparacją zabezpieczającą jego powierzchnię przed pochłanianiem wilgoci, a także zmniejszającą podatność włókna na pękanie w czasie wytwarzania kompozytu lub w czasie pracy [94].

Włókna aramidowe

Aramidy są polimerami należącymi do grupy poliamidów włóknotwórczych. Ich łańcuchy składają się z pierścieni aromatycznych i grup amidowych. Spośród bardzo dużej liczby znanych poliamidów aromatycznych największe znaczenie i zastosowanie praktyczne, jako włókna mają włókna aramidowe (p-aramidowe). Są one zbudowane z liniowych, regularnych i sztywnych makrocząsteczek poli-(p-fenyleneotereftalamidu) (PPTA). Makrocząsteczki układają się liniowo wzdłuż osi i tworzą bardzo uporządkowaną strukturę powłokową połączoną za pomocą bardzo silnych wiązań wodorowych [57]. Aramidy jako włókna wykazują znacznie większą odporność na rozciąganie niż pozostałe poliamidy, bardzo dobrą wytrzymałość zmęczeniową i odporność na ścieranie oraz odznaczają się dużą sztywnością. Znane są pod nazwami handlowymi Kevlar® (PBA, PPTA) i Nomex® (PMFA) (DuPont) oraz pod nazwą Twaron® (PPTA), Technora® (Teijin Aramid). Wybrane własności tych włókien przedstawiono w tabeli 2.4.

Tabela 2.4. Niektóre własności wybranych włókien aramidowych [26], [65], [88]

Własności	Kevlar*29	Kevlar*49	Kevlar"149	Twaron Hm	Nomex"
Gęstość [g/cm ³]	1,44	1,45	1,47	1,44	1,40
Wytrzymałość na rozciąganie R_m [MPa]	2900	3010	3450	3150	700
Moduł E , [GPa]	59	125	179	115	17
Wydłużenie przy zerwaniu [%]	3,6	2,4	1,6	2,5	22
Absorpcja wody [%]	7,0	3,5	2,4	3,5	5,3
Temperatura użytkowania w powietrzu [°C]	177	180	225	180	180
Temperatura rozkładu [°C]	420	425	500	425	400
Przewodność cieplna [W/m·K]	0,04	0,04	0,042	–	–
Skurcz [%]	–	0,10	0,10	0,10	–
Współczynnik Poissona	–	0,36	–	0,36	–

Włókna aramidowe cechują się dużą termostabilnością oraz niewielkim skurczem w podwyższonej temperaturze. Temperatura stałego użytkowania tych włókien wynosi około 160–210 °C, krótkotrwałego nawet do 540 °C. Włókna aramidowe nie topią się i nie palą, ulegają karbonizacji w temperaturze 430 °C. Podobnie jak włókna grafitowe, cechują się niewielkim współczynnikiem rozszerzalności cieplnej. Ich odporność chemiczna jest duża, z wyjątkiem mocnych kwasów organicznych i zasad.

Wilgotność wpływa tylko nieznacznie na własności fizykochemiczne włókien aramidowych. Są one czułe na promieniowanie UV. Wadę tę można ograniczyć poprzez dodanie odpowiednich stabilizatorów. Badania toksykologiczne wykazały brak zagrożeń zdrowotnych podczas wytwarzania tych włókien, nie dają one przy tym pyłu w odróżnieniu od włókien szklanych i węglowych.

Włókna aramidowe cechuje dobry stosunek wytrzymałości do gęstości (wytrzymałość właściwa). Tak wyrażona wytrzymałość dla włókien aramidowych jest większa: 5-krotnie niż stali, 10-krotnie niż aluminium i około 3-krotnie niż włókien szklanych typu E. Ponieważ włókna aramidowe mają gęstość o 43% mniejszą niż włókna szklane, są one szczególnie atrakcyjne w wytwarzaniu wielu kompozytów. Należy jednak zaznaczyć, że kompozyty z tymi włóknami charakteryzują się słabą wytrzymałością na ściskanie, co w wielu przypadkach zmusza do stosowania wzmocnień hybrydowych (np. włókno aramidowe plus włókno szklane lub węglowe).

Włókna monokrystaliczne (whiskersy) i mikrowłókna

Włókna monokrystaliczne (whiskersy) są włóknami z doskonale wykształconą strukturą monokryształu o bardzo małych wymiarach. Ich grubość wynosi około 1 μm , natomiast długość dochodzi do 10 μm . Bardzo duża wytrzymałość tych włókien wynika przede wszystkim z wiązań atomowych w sieci kryształów. Whiskersy to najczęściej tlenki, azotki, węgliki krzemu, boru i aluminium. Monokryształy Al_2O_3 mają przekrój poprzeczny, sześciokątny, natomiast węgliki krzemu SiC trójkątny. Taki kształt włókien powoduje bardzo korzystny stosunek powierzchni włókna do jego objętości. Większa powierzchnia styku w porównaniu z przekrojem okrągłym (przy takiej samej objętości) powoduje zwiększenie adhezji na granicy włókno/polimer. Dodatkowo włókna monokrystaliczne mają korzystny stosunek długości do średnicy ($l/d = 1:10$). Dzięki temu nie łamią się w procesie przetwarzania materiału kompozytowego [180].

Mikrowłókna mogą być polikrystaliczne lub monokrystaliczne z defektami struktury. Podobnie jak whiskersy są włóknami bardzo wytrzymałymi. W kompozytach polimerowych stosuje się najczęściej mikrowłókna tytanowe, hydroksywęglan sodowo-aluminiowy $\text{NaCl}(\text{OH})_2\text{CO}_3$ oraz włókno krystaliczne z β -sulfonianu wapnia.

Nieorganiczne mikrowłókno tytanowe stosowane jest między innymi do zmniejszenia współczynnika rozszerzalności cieplnej takich polimerów termoplastycznych, jak PA, PPE, PSU. Z kolei mikrowłókna hydroksywęglanu sodowo-aluminiowego zwiększają temperaturę odporności na ugięcie (HDT) oraz zmniejszają współczynnik rozszerzalności liniowej [180]. Są one syntezowane w formie iglastej i stosuje się je między innymi do wytwarzania kompozytów na osnowie polietylenu. Mikrowłókna krystaliczne z β -sulfonianu wapnia są miękkie i dodaje się je między innymi do poliamidów, aby polepszyć ich wytrzymałość oraz moduł sprężystości.

Włókna monokrystaliczne i mikrowłókna w kompozytach polimerowych wykorzystywanych na panewki łożysk ślizgowych poprawiają przede wszystkim stabilność wymiarową wyrobów oraz zwiększają odporność na zużywanie kompozytów.

2.1.3. NANONAPEŁNIACZE I NANOKOMPOZYTY

Termoplastyczne nanokompozyty polimerowe wytwarzane są najczęściej na osnowie polietylenu (PE), polipropylenu (PP), poliamidów (PA) polistyrenu (PS), poli(tereftalanu etylenu) (PET) oraz poliwęglanu (PC) i poli(metakrylanu metylenu) (PMMA). Są to materiały kompozytowe, w których do polimerowej osnowy wprowadzono nanonapełniacze o cząsteczkach mających przynajmniej jeden wymiar nieprzekraczający kilku nanometrów. W odróżnieniu od napełniaczy proszkowych nanonapełniacze nie ulegają agregacji i aglomeracji [180], dzięki czemu ich cząsteczki mogą być równomiernie rozmieszczone w polimerowej matrycy. Zwiększona powierzchnia właściwa nanonapełniaczy jest nawet 1000-krotnie większa w porównaniu do konwencjonalnych napełniaczy. Powoduje to, że nanonapełniacze znacznie silniej oddziałują na własności polimeru, mimo że ich udział wagowy w kompozycie zwykle wynosi 1–7%. Wprowadzenie tak małej ilości nanonapełniaczy skutkuje między innymi wyraźnym zwiększeniem modułu sprężystości, zwiększeniem sztywności kompozytu bez utraty udurowienia. Ponadto dodanie nanonapełniaczy powoduje lepszą stabilność termiczną materiału polimerowego, mniejszy współczynnik rozszerzalności liniowej, a także zmniejszenie możliwości występowania defektów na powierzchni materiału. Niewielka ilość nanonapełniaczy w materiale polimerowym ułatwia dodatkowo recykling materiałowy oraz nie powoduje zwiększonego zużycia maszyn przetwórczych.

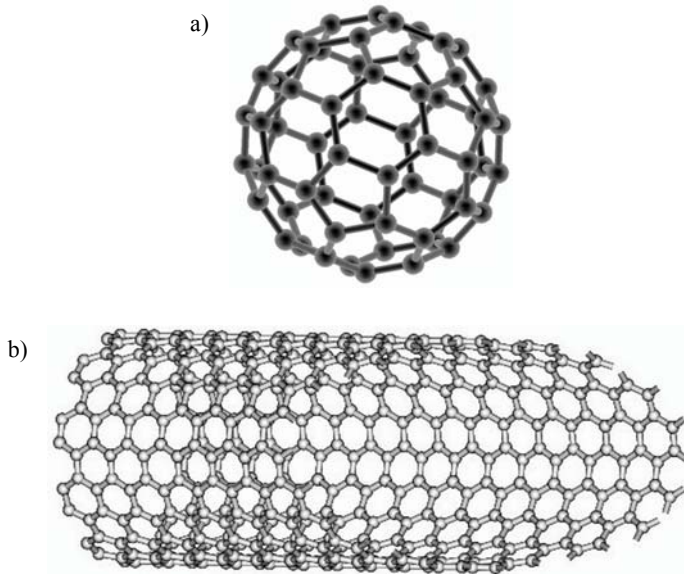
Jako nanonapełniacze stosuje się między innymi:

- metale (srebro, miedź, złoto),
- związki metali (tlenki żelaza, ditlenek tytanu),
- fulereny, nanorurki węglowe,
- napełniacze mineralne (krzemionka, hydroksypatyt, krzemiany warstwowe, nanowhiskersy).

Nanododatki metaliczne stosowane są przede wszystkim w celu poprawienia własności elektrycznych (np. przewodnictwa, antystatyczności) materiału kompozytowego, a także antybakteryjnych (zastosowania medyczne i farmaceutyczne). Z tego ostatniego powodu mogą znaleźć zastosowanie w materiałach ślizgowych stosowanych w urządzeniach medycznych, a także w przemyśle farmaceutycznym.

Fulereny są kulistymi cząsteczkami o zamkniętej budowie klatkowej, zbudowanymi z atomów węgla (rys. 2.10a). Ich powierzchnie tworzą układy sprzężonych pierścieni. Dzięki bardzo dobrym właściwościom smarującym mogą być zastosowane w materiałach ślizgowych do poprawienia właściwości tribologicznych.

Nanorurki węglowe są cylindrycznymi strukturami powstałymi z zawiniętych warstw grafenowych (rys. 2.10b). Najcieńsze nanorurki jednowarstwowe mają średnice 1 nm, a w przypadku struktury wielowarstwowej ich średnica wynosi do 50 nm. Długość nanorurek węglowych sięga 10 μm , co daje bardzo duży współczynnik kształtu i decyduje o dużym stopniu wzmocnienia materiału polimerowego.



Rys. 2.10. Model cząsteczki a) fulerenu b) nanorurki węglowej (źródło: <http://www.molnet.eu/>)

Nanorurki są znacznie mniejsze wymiarowo w porównaniu do typowych napełniaczy i dlatego nie są wrażliwe na działanie naprężeń ścinających w termoplastycznym materiale polimerowym. Tego typu naprężenia występują przede wszystkim podczas procesów przetwórczych np. metodą wtryskiwania. Ta mała wrażliwość na działanie naprężeń ścinających powoduje, że nanorurki nie są ukierunkowane podczas procesu przetwarzania i są w miarę równomiernie rozmieszczone w całej objętości wyrobu z materiału polimerowego. Powstały po ich dodaniu nanokompozyt charakteryzuje się lepszymi własnościami mechanicznymi, a także lepszą odpornością termiczną w porównaniu z niemodyfikowanym polimerem stanowiącym osnowę kompozytu. Przykładowo wytrzymałość na rozciąganie może wzrosnąć o 90%, a moduł sprężystości o 150%. Ponadto wyroby z materiałów zawierających nanorurki węglowe cechuje doskonała jakość powierzchni, brak zniekształceń oraz jednakowy skurcz w każdym kierunku. Nanorurki węglowe stosuje się przede wszystkim, gdy wymagana jest doskonała czystość materiału, własności antystatyczne oraz barierowość ograniczająca przepuszczalność przez materiał różnych substancji (gazów).

Spośród nanonapełniaczy mineralnych szczególnie istotną rolę odgrywają krzemionka oraz nanokrzemiany wielowarstwowe, z których najczęściej wykorzystywany jest montmorylonit (*montmorillonit*). Mineral ten wymaga jednorodnego i całkowitego rozproszczenia wewnątrz polimerowej matrycy tak, aby wystąpiła separacja warstw. Jego ilość w materiale kompozytowym nie przekracza 6% objętościowo, dzięki czemu gęstość materiału kompozytowego tylko nieznacznie się zwiększa. Polimerami termo-

plastycznymi, które stanowią osnowę do wytworzenia kompozytów zawierających nanonapełniacze mineralne, są poliolefiny (PE, PP), poliamidy oraz polistyren. Dodanie do nich montmorylonitu zdecydowanie poprawia ich właściwości mechaniczne [102]. Między innymi zwiększa się moduł sprężystości, wytrzymałość na rozciąganie, twardość, odporność na zadrapanie, a także przewodnictwo cieplne. Równocześnie zmniejsza się rozszerzalność liniowa materiału kompozytowego. Podobne oddziaływanie uzyskuje się przez dodanie krzemionki w postaci nanonapełniacza.

Wykorzystanie nanonapełniaczy w materiałach ślizgowych może przynieść bardzo korzystne efekty. Zaletą nanonapełniaczy jest przede wszystkim to, że przy niewielkiej ich zawartości (poniżej 5%) ogromna liczba nanocząstek w materiale kompozytowym przyczynia się do powstania bardzo dużej ilości powierzchni międzyfazowych. W konsekwencji nanocząstki mają ogromny potencjał do wpływania na zmiany właściwości mechanicznych matrycy. Prowadzone od niedawna badania nad możliwościami tribologicznego wykorzystania mikro- i nanokompozytów zostały przedstawione między innymi przez Burrisa i in. w opracowaniu [27]. Wyniki badań nie dają jednak jednoznacznej odpowiedzi co do wpływu nanonapełniaczy na właściwości tribologiczne polimerów termoplastycznych. Procesy tribologiczne z udziałem nanonapełniaczy nie są do końca poznane i wymagają dalszych badań. Trudnością jest nie tylko określenie wpływu ilości nanocząstek, ale również ich rozmieszczenie w objętości materiału polimerowego, zwłaszcza przy niewielkiej zawartości nanonapełniaczy. Na obecnym etapie badań nanokompozytów można jednak stwierdzić pozytywne oddziaływanie nanocząstek w procesach tribologicznych. Między innymi w przeciwieństwie do dużych cząstek typowych napełniaczy (zwłaszcza włóknistych) nie powodują one niszczenia powierzchni współpracującego elementu metalowego. Nanocząstki mają wymiary takiej samej wielkości jak mikronierówności powierzchni współpracującego ślizgowo z kompozytem elementu, dlatego mogą wygładzać wierzchołki najwyższych nierówności. Dzięki temu ułatwiają tworzenie i utrzymywanie się polimerowej warstwy z przeniesionych na powierzchnię współpracującego elementu cząstek polimeru. Wpływa to pozytywnie na zmniejszenie współczynnika tarcia, a także zwiększenie odporności na zużywanie [27].

W aspekcie zastosowania polimerowych nanokompozytów na panewki łożysk ślizgowych można zauważyć, że nie tylko dobre właściwości ślizgowe tych materiałów, ale również stabilność wymiarowa oraz możliwość uzyskania gotowych wyrobów o jednorodnej strukturze materiału stanowią niewątpliwie ich zalety.

2.1.4. INNE DODATKI

Dodatki stosowane w materiałach polimerowych są substancjami niepowodującymi w istotny sposób zmian właściwości mechanicznych tych materiałów. Dodawane są w ilości nieprzekraczającej 5% zawartości objętościowej. Wspomagają one między

innymi przetwarzanie polimerów na wyroby. Takimi dodatkami są [63] smary zewnętrzne, środki rozdzielcze i poślizgowe. Przykładem smarów zewnętrznych są: oleje mineralne, stearyniany metali, a także amidy kwasów tłuszczowych. Substancje te nie rozpuszczają się w polimerze i dlatego znajdują się głównie na jego powierzchni. Powoduje to zmniejszenie współczynnika tarcia pomiędzy roztopionym polimerem, elementami maszyny przetwórczej oraz ściankami formy ułatwiając tym samym płynięcie i jednorodność materiału polimerowego. Z kolei środki rozdzielcze ułatwiają oddzielenie ukształtowanego wyrobu od formy natomiast środki poślizgowe hamują zwilżalność formy przez roztopiony polimer. Do tego typu środków należy zaliczyć kwasy tłuszczowe i woski oraz silikony i polimery fluorowe. Wymienione substancje ułatwiające przetwórstwo wpływają jednocześnie na właściwości tribologiczne materiałów polimerowych, do których są dodawane. Przede wszystkim jako środki smarne zmniejszają współczynnik tarcia. Efekt smarowania przez substancje pomocnicze jest widoczny zwłaszcza w początkowym okresie eksploatacji wytworzonych wyrobów, gdyż, jak wspomniano wcześniej, substancje te zwykle występują na powierzchni polimeru. Takie smarowanie jest korzystne ze względu na to, że występuje w okresie docierania elementu polimerowego (np. panewki łożyska), gdy mogą występować lokalne spiętrzenia nacisku jednostkowego.

Niektóre polimery, takie jak polietylen czy polipropylen, mogą ulegać utlenianiu zarówno podczas przetwarzania, jak i użytkowania wytworzonych z nich wyrobów. Wynikiem reakcji są rodniki, które przyczyniają się do powstawania reakcji łańcuchowych, podczas których lawinowo rośnie liczba rodników. Efekt utleniania na powierzchni wyrobu może być dodatkowo kumulowany przez proces tarcia. W wyniku tworzenia rodników zmienia się budowa chemiczna polimeru, następuje degradacja cząsteczki i sieciowanie. Proces utleniania można hamować przez wprowadzenie do polimeru dodatków (antyutleniaczy), które przeciwdziałają powstawaniu rodników. Dyfundują one do powierzchniowej warstwy polimeru i tam na ogół wiążą się z tlenem, ulegając utlenieniu. Takie właściwości mają fenole, aminy aromatyczne, sadza itp.

Innymi dodatkami wprowadzanymi do materiałów polimerowych, istotnymi w aspekcie zastosowań tribologicznych tych materiałów, są stabilizatory cieplne, które przeciwdziałają chemicznym przemianom w polimerach pod wpływem podwyższonej temperatury. Sytuacja taka może wystąpić w polimerowych łożyskach ślizgowych, które mogą ulegać znacznemu rozgrzewaniu w wyniku ciepła wydzielanego na skutek tarcia. Długotrwała praca w podwyższonej temperaturze może prowadzić do dodatkowej degradacji materiału polimerowego, która skróci okres jego użytkowania. Polimerami stosowanymi na elementach ślizgowych, do których wprowadza się stabilizatory cieplne, to między innymi PE, POM i jego kopolimery [180].

Na powierzchni materiałów polimerowych mogą powstawać w wyniku tarcia (triboelektryzacji) ładunki elektryczne. Stanowi to poważny problem podczas używania polimerów w atmosferze zanieczyszczonej gazami łatwo palnymi (np. w maszynach

górnicych) lub urządzeniach elektronicznych wrażliwych na wyładowania elektryczne. Wówczas do materiału polimerowego wprowadzane są dodatki antystatyczne, które zmniejszają liczbę ładunków elektrycznych nagromadzonych na powierzchni wytworzonego z niego wyrobu. Takimi dodatkami są sproszkowane metale, a także sadza oraz inne związki chemiczne, których zadaniem jest tworzenie ścieżek powodujących zmianę gęstości ładunku na powierzchni wyrobu.

Do dodatków, które nie są istotne w ujęciu tribologicznym należą: barwniki i pigmenty, środki przeciwzapalne, heterozarodki, biostabilizatory czy środki spieniające oraz środki specjalne. W przypadku stosowania materiałów polimerowych na elementy maszyn i urządzeń, od których wymagane jest dopuszczenie do kontaktu z żywnością (np. maszyny i urządzenia w przemyśle przetwórstwa spożywczego) występowanie środków pomocniczych musi być ograniczone, gdyż nawet śladowe ilości dodatków mogą migrować do produktów spożywczych, powodując ich zanieczyszczenie.

2.2. OPRACOWANIE SKŁADU NOWYCH MATERIAŁÓW KOMPOZYTOWYCH

Określenie składu nowego kompozytu o najlepszych właściwościach jest zagadnieniem trudnym, zwłaszcza w przypadku kompozytów wieloskładnikowych oraz gdy bierze się pod uwagę kilka kryteriów optymalizacji [38], [39]. Przy wielu zmiennych wejściowych, aby umożliwić sprawną realizację badań, konieczne jest stosowanie techniki planowania eksperymentu. Doboru rodzaju napełniaczy oraz zakresów ich ilościowych udziałów w tworzonych kompozytach (minimalna i maksymalna ilość danego napełniacza), dokonuje się najczęściej na podstawie rozeznania z literatury, wstępnych badań rozpoznawczych czy też wykorzystując wiedzę i doświadczenie, a niekiedy także intuicję badacza [38]. Stanowią one wielkości wejściowe (lub wielkości stałe) w badaniach doświadczalnych. Wielkościami wyjściowymi są natomiast te cechy (właściwości) badanych kompozytów, które decydują o ich przydatności, np. jako materiałów ślizgowych. W takim przypadku może to być współczynnik tarcia lub intensywność zużywania.

Pierwszy etap badań związany jest z opracowaniem składów kompozytów. Niezbędne jest wówczas zastosowanie planu eksperymentu, który ograniczy w znaczący sposób liczbę doświadczeń i co się z tym wiąże również czasu potrzebnego do przeprowadzenia badań. W celu zminimalizowania liczby badanych materiałów skład poszczególnych kompozytów do badań zwykle określa się, stosując ułamkowy plan sympleksowy eksperymentu [37], [82], [112]. Zastosowanie planowania eksperymentu, łącznie z komputerową techniką opracowania wyników badań, umożliwia

kompleksowe ujęcie problemu badawczego i przynosi wymierne korzyści wynikające z istotnego zmniejszenia kosztów, pracochłonności i czasu badań [32], [38], [82], [90].

2.2.1. PLANOWANIE BADAŃ

Jednym z częściej stosowanych planów eksperymentu w przypadku badań właściwości mieszanin zależnych od ich składu [37], [38], [39], [93], [113] jest planowanie sympleksowe eksperymentu. Wykorzystuje się je do wyznaczenia ilościowego składu poszczególnych kompozytów, które mają być przedmiotem badań. Podstawą tego typu planowania jest specyficzna własność mieszanin (kompozytów), a mianowicie skład można charakteryzować za pomocą wektora zmiennych x_1, x_2, \dots, x_s (składników kompozytu) spełniających ograniczenie bilansowe określone wzorem:

$$\sum_{s=1}^s x_s = 100 \quad (2.1)$$

gdzie: x_s – procentowy udział s -tego składnika lub dla wartości unormowanych (standaryzowanych):

$$\sum_{s=1}^s t_s = 1 \quad (2.2)$$

gdzie:

$$t_s = \frac{x_s}{100}$$

w których: $x_s \geq 0$, przy czym $s = 1, 2, \dots, s$ (s – liczba składników kompozytu).

Oznacza to, że suma wszystkich zmiennych (składników) jest równa 100% lub suma ich wartości unormowanych wynosi 1. Spośród zatem s zmiennych wejściowych tylko $(s - 1)$ są niezależne liniowo. Liczba doświadczeń N w przypadku ułamkowego planu sympleksowego określona jest wzorem:

$$N = 2^s - 1 \quad (2.3)$$

Dla uzyskanych tą metodą kompozytów należy przeprowadzić badania własności tribologicznych w ustalonych warunkach tarcia na obiektach rzeczywistych, ich modelach lub skojarzeniach typu próbka z kompozytu – przeciwpróbka (materiał współpracujący, np. stal).

Do opisu zmian właściwości tribologicznych w zależności od składu kompozytów określa się funkcje regresji opisujące zależności wielkości mierzonych od składu kompozytów.

Wybór postaci funkcji regresji, aproksymującej wyniki badań doświadczalnych, łączy się zwykle z wyborem planu eksperymentu, według którego mają być realizowane badania.

Jako funkcje regresji przyjmuje się zwykle uproszczone wielomiany zredukowane stopnia równego liczbie zmiennych (napelniaczy) [38], [93], [113]. Współczynniki wielomianów oblicza się metodą najmniejszych kwadratów. Następnie przeprowadza się analizę statystyczną uzyskanych funkcji regresji, wykorzystując współczynnik korelacji wielowymiarowej oraz testy statystyczne, np. test F-Snedecora.

Należy również wspomnieć o ograniczeniach stosowania funkcji regresji do opisu wpływu poszczególnych składników kompozytu na jego właściwości. Ograniczeniem mogą być gwałtowne (skokowe) zmiany właściwości kompozytu w przedziałach określających zawartość jego składników. Mogą być one wynikiem np. reakcji chemicznych pomiędzy składnikami kompozytu, które zachodzą w określonych proporcjach. W takim przypadku należy podzielić obszar badań wpływu składu kompozytu na podobszary, w których zmiany własności nie zmieniają się skokowo i do opisu własności w każdym z podobszarów określić oddzielną funkcję aproksymującą.

2.2.2. PRZYKŁAD WYKORZYSTANIA SYMPLEKSOWEGO PLANU EKSPERYMENTU

W celu zilustrowania opisanego typu planowania eksperymentu, w dalszej części podano przykład określania składów kompozytów podlegającym badaniom, których celem był opis wpływu składu nowych kompozytów na osnowie politetrafluoroetylen (PTFE) na współczynnik tarcia statycznego po stali [157]. Na podstawie rozeznania literaturowego i własnych doświadczeń badawczych przyjęto następujące składniki i ich maksymalne udziały objętościowe w tworzonych kompozytach:

X_1 : proszek PTFE (Tarflen M-250) – jako matryca kompozytów,

X_2 : proszek brązu cynowego CuSn10 o wielkości ziarna do 60 μm , maksymalny udział do 30% obj.,

X_3 : włókno szklane cięte, maksymalny udział do 30% obj.,

X_4 : grafit cejloński, maksymalny udział do 30 % obj.

Wykorzystując lokalny ułamkowy plan sympleksowy uzyskano 15 materiałów przeznaczonych do badań. Zestawienie opracowanych materiałów kompozytowych oraz wyniki badań – tj. wartości średnie współczynnika tarcia statycznego uzyskane z serii pomiarów, a także przedziały ufności określone na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ – przedstawiono w tabeli 2.5 oraz w formie wykresu na rysunku 2.11.

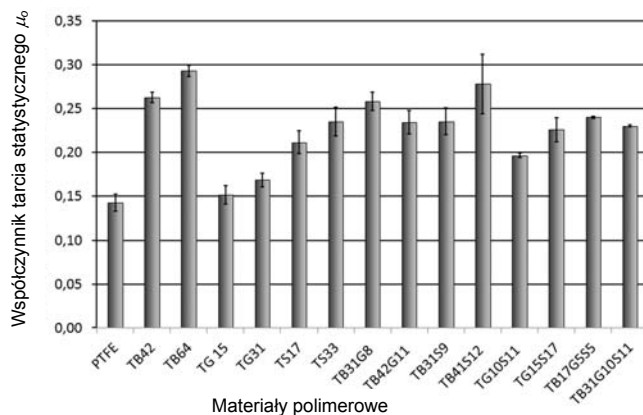
Aby określić wpływ poszczególnych napelniaczy na podstawie wyników pomiarów (tab. 2.5), opracowano funkcję regresji opisującą zależność współczynnika tarcia statycznego od składu badanych kompozytów PTFE. Za funkcję regresji wybrano wielomian uproszczony zredukowany zalecany do opisywania wyników badań przeprowadzonych z wykorzystaniem metody planu sympleksowego [37], [38], [93], który ma postać:

$$Y = b_1X_1 + b_2X_2 + b_3X_3 + b_4X_4 + b_5X_1X_2 + b_6X_1X_3 + b_7X_1X_4 + b_8X_2X_3 + b_9X_2X_4 + b_{10}X_3X_4 + b_{11}X_1X_2X_3 + b_{12}X_1X_2X_4 + b_{13}X_2X_3X_4 + b_{14}X_1X_2X_3X_4 \quad (2.4)$$

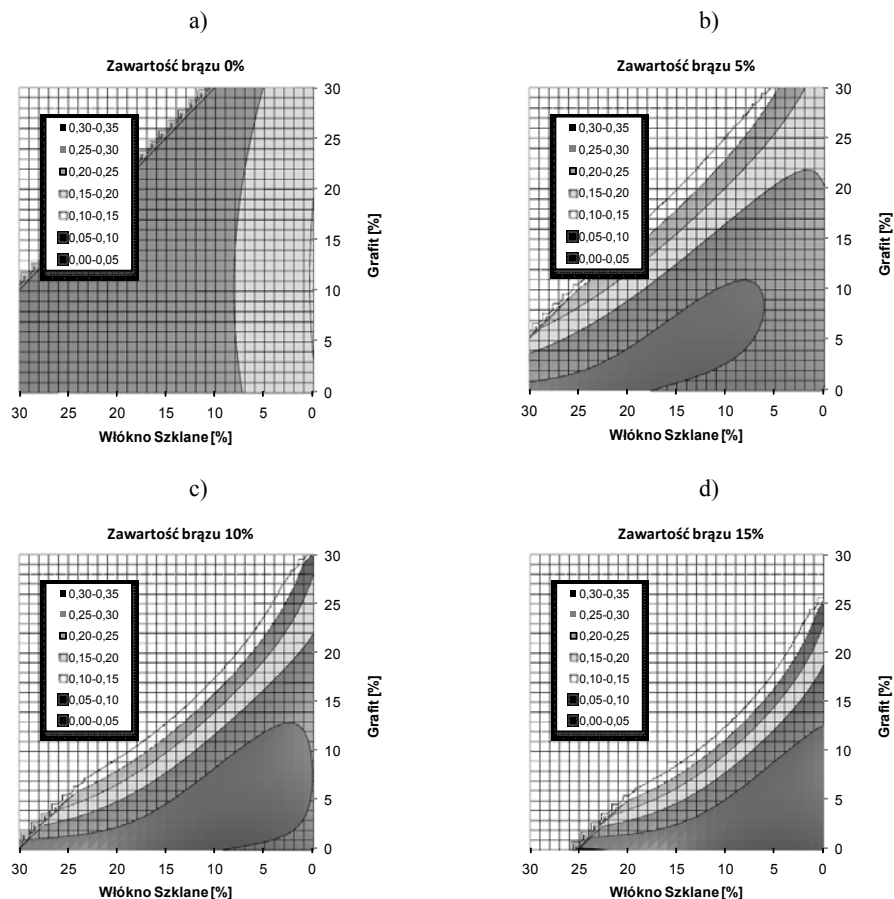
gdzie: b_1, \dots, b_{14} – współczynniki wielomianu, X_1, X_2, X_3, X_4 – udział objętościowy [%] składników kompozytu (X_1 – PTFE, X_2 – brąz, X_3 – grafit, X_4 – włókno szklane; $\sum X_i = 100\%$).

Tabela 2.5. Wyniki badań współczynnika tarcia statycznego dla kompozytów PTFE współpracujących ze stalą ($p \approx 1,0$ MPa, $T_0 = 24$ °C, czas spoczynku pod obciążeniem $t_{sp} = 60$ s)

Lp.	Nazwa materiału (oznaczenie)	Udział objętościowy napelniaczy [%]			Współczynnik tarcia statycznego	
		Brąz	Grafit	Włókno szklane	Średnia	Ufność
1	PTFE	0	0	0	0,142	±0,010
2	TB42	15	0	0	0,263	±0,006
3	TB64	30	0	0	0,293	±0,007
4	TG 15	0	15	0	0,151	±0,011
5	TG31	0	30	0	0,168	±0,008
6	TS17	0	0	15	0,212	±0,013
7	TS33	0	0	30	0,235	±0,016
8	TB31G8	10	10	0	0,258	±0,011
9	TB42G11	15	15	0	0,234	±0,013
10	TB31S9	10	0	10	0,235	±0,015
11	TB41S12	15	0	15	0,278	±0,034
12	TG10S11	0	10	10	0,197	±0,003
13	TG15S17	0	15	15	0,226	±0,014
14	TB17G5S5	5	5	5	0,240	±0,001
15	TB31G10S11	10	10	10	0,230	±0,001



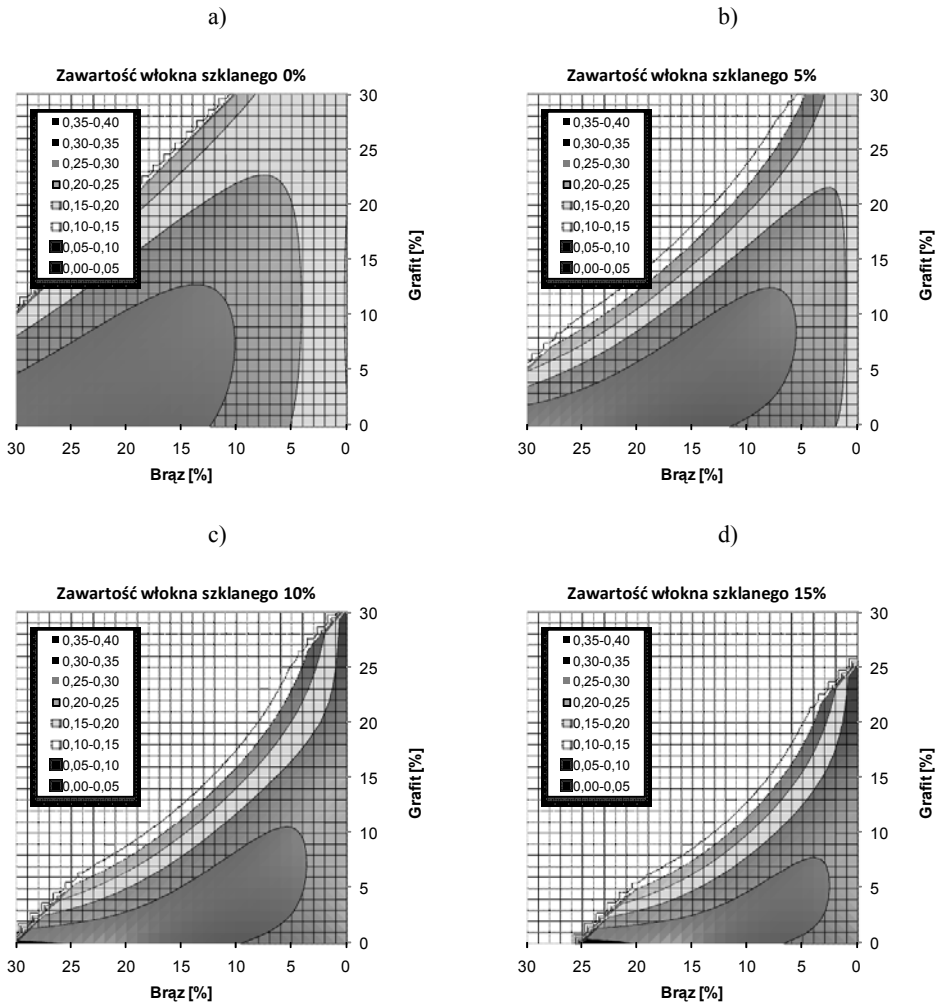
Rys. 2.11. Współczynnik tarcia statycznego kompozytów PTFE po stali w warunkach tarcia suchego ($p = 1$ MPa, $T_0 = 24$ °C) [152]



Rys. 2.12. Współczynnik tarcia statycznego kompozytów PTFE po stali dla ustalonej zawartości proszku brązu ($p = 1 \text{ MPa}$, $T_0 = 24 \text{ }^\circ\text{C}$)

Współczynniki wielomianu obliczono metodą najmniejszych kwadratów. Następnie przeprowadzono analizę statystyczną funkcji regresji (współczynnik korelacji $R^2 = 0,99997$, test $F = 163,1$), która nie dała podstaw do odrzucenia otrzymanej funkcji jako nieprawidłowo opisującej wyniki pomiarów (przy poziomie istotności $\alpha = 0,05$). W celu łatwiejszej analizy przebiegu funkcji została ona przedstawiona w postaci wykresów powierzchniowych (dla ustalonej zawartości jednego z napelnaczy) na rysunkach 2.12–2.14. Wykresy ograniczono do obszaru, w którym zawartość osnowy (PTFE) w kompozycie wynosi co najmniej 60%. Wynikało to z praktycznych możliwości wytworzenia materiału kompozytowego o jednorodnej strukturze oraz niemającego wad materiałowych.

Przeprowadzone badania potwierdziły wpływ składu kompozytów na osnowie politetrafluoroetyleny (PTFE) na ich współczynnik tarcia statycznego po stali. Wyniki

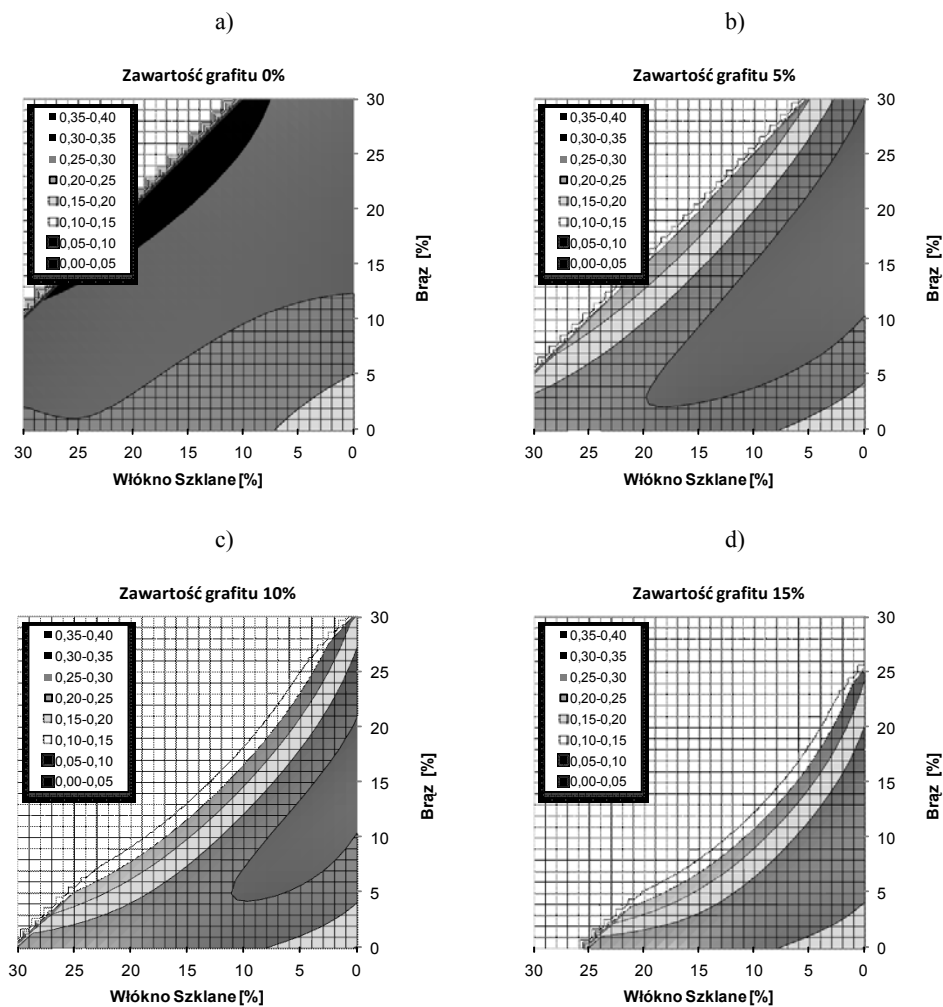


Rys. 2.13. Współczynnik tarcia statycznego kompozytów PTFE po stali dla ustalonych zawartości włókna szklanego ($p = 1 \text{ MPa}$, $T_0 = 24 \text{ }^\circ\text{C}$)

badan oraz analiza przebiegu uzyskanej funkcji regresji umożliwiły sformułowanie następujących spostrzeżeń i wniosków:

- Zwiększanie udziału pojedynczych napełniaczy w kompozycie prowadzi do zwiększenia współczynnika tarcia statycznego, przy czym najmniejszy wpływ zaobserwowano w przypadku kompozytów zawierających grafit, natomiast największy dla kompozytów zawierających proszek brązu. Najmniejszą wartość współczynnika tarcia statycznego po stali zaobserwowano dla kompozytu TG15 (PTFE+15% grafitu), dla którego $\mu_0 = 0,151$, natomiast największą dla kompozytu TB64 (PTFE+30% brązu), dla którego $\mu_0 = 0,293$. Przyczyn należy szukać w niewielkiej adhezji grafitu do stali, co

przyczyniło się do nieznacznego wzrostu współczynnika tarcia w porównaniu z PTFE nienapełnianym. Z kolei brąz wykazuje dużą adhezję do stali, co z jego jednoczesnym znacznym udziałem w eksploatacyjnej warstwie wierzchniej [158], [162] spowodowało zwiększenie współczynnika tarcia statycznego.



Rys. 2.14. Współczynnik tarcia statycznego kompozytów PTFE po stali dla ustalonych zawartości grafitu ($p = 1$ MPa, $T_0 = 24$ °C)

- W przypadku kompozytów zawierających włókno szklane przyczyny wzrostu współczynnika tarcia statycznego należy doszukiwać się raczej w oddziaływaniach mechanicznych między włóknem szklanym znajdującym się na powierzchni ślizgowej

kompozytu a powierzchnią stali. Włókno szklane wykazuje bowiem małą adhezję do stali, jednak jego pokruszone fragmenty znajdujące się w warstwie wierzchniej mogą przyczynić się do zwiększonych oddziaływań mechanicznych pomiędzy współpracującymi powierzchniami kompozytu PTFE i stali.

- Analizując na wykresach przebieg funkcji regresji opisującej zależność współczynnika tarcia statycznego od składu kompozytów, można zauważyć, że największy współczynnik tarcia statycznego po stali występuje dla kompozytów zawierających jednocześnie włókno szklane i proszek brązu (rys. 2.14a). Z kolei wprowadzenie grafitu do kompozytu zmniejsza współczynnik tarcia. Jest to widoczne zwłaszcza w przypadku kompozytów zawierających oprócz grafitu, również brąz oraz włókno szklane (rys. 2.13b–d).

2.3. BADANIE WŁAŚCIWOŚCI POLIMEROWYCH MATERIAŁÓW ŚLIZGOWYCH

Znajomość charakterystyk tribologicznych materiałów stosowanych w ślizgowych elementach maszyn jest niezbędna do określenia ich właściwości eksploatacyjnych jak np. opory tarcia czy trwałość w określonych warunkach pracy.

Do wyznaczania ruchowych charakterystyk par ślizgowych bardzo użyteczne jest planowanie rotalne (rotatabilne) eksperymentu zwane również planowaniem o symetrii obrotowej [83], [93], [113]. Pożądaną cechą tego typu planu jest zapewnienie, by dokładność oszacowania wartości wyjść modelu (mierzona za pomocą wariancji) nie preferowała żadnego kierunku. Inaczej mówiąc, własność ta oznacza stałość wariancji w stałej odległości od centrum planu. Praktycznie przyjmuje się, że jest to planowanie jednostajnie dokładne o jednakowej wariancji – takiej samej jak w punkcie centralnym planu. Za parametry zmienne (wielkości wejściowe) procesu tarcia zwykle przyjmuje się: nacisk jednostkowy, prędkość ślizgania, temperaturę otoczenia, chropowatość, twardość powierzchni współpracującego elementu itp. Korzyściami wynikającymi ze stosowania planowanego eksperymentu jest znaczne zmniejszenie wymaganej liczby doświadczeń, w celu określenia funkcji regresji opisującej np. charakterystykę właściwości eksploatacyjnych.

Podczas realizacji eksperymentu na 5 poziomach, liczbę doświadczeń N określa się na podstawie wzoru:

$$N = 2^s + 2s + N_0 \quad (2.5)$$

w którym: s – liczba zmiennych wejściowych eksperymentu, N_0 – liczba doświadczeń w punkcie centralnym eksperymentu (zależy od s) [83], [93].

Wielkości wejściowe x_s (gdzie $s = 1, 2, \dots, s$) przyjmują następujące wartości:

$$x_{s(\min)}, \quad x_s^0 - \Delta x_s, \quad x_s^0, \quad x_s^0 + \Delta x_s, \quad x_{s(\max)}$$

gdzie: $x_{s(\min)}, x_{s(\max)}$ – minimalna i maksymalna wartość zmiennej s .

Pozostałe wartości zmiennych wejściowych określa się, wykorzystując następujące zależności:

- wartość zmiennej wejściowej x_s w punkcie centralnym eksperymentu

$$x_s^0 = \frac{x_{s(\min)} + x_{s(\max)}}{2} \quad (2.6)$$

- wartość skoku podstawowego zmiennej wejściowej X_s w planie eksperymentu

$$\Delta x_s = \frac{x_{s(\max)} + x_{s(\min)}}{2\alpha} \quad (2.7)$$

gdzie α – promień gwiazdny, wynikający z warunku rotalności [83], [93], [113]:

$$\alpha = \sqrt[4]{2^s} \quad (2.8)$$

Po przeprowadzeniu eksperymentu wyznacza się wielowymiarową funkcję regresji, opisującą zależność zmian wielkości wyjściowej od wartości wielkości wejściowych. Za funkcję regresji przyjmuje się najczęściej zalecany dla planu rotalnego wielomian drugiego stopnia o następującej postaci:

$$y = b_0 + \sum_{s=1}^s b_s x_s + \sum_{s=1}^s b_{ss} x_s^2 + \sum_{\substack{i=1 \\ j=1 \\ i < j}}^s b_{ij} x_i x_j \quad (2.9)$$

gdzie: b_0, b_1, \dots, b_{ss} współczynniki funkcji regresji, s – liczba zmiennych wejściowych eksperymentu, y – wielkość wyjściowa eksperymentu.

Współczynniki funkcji regresji oblicza się metodą najmniejszych kwadratów. Otrzymane w ten sposób funkcje regresji weryfikuje się statystycznie, wykorzystując współczynnik korelacji wielowymiarowej, a także testy statystyczne, np. test F-Snedecora do określenia istotności wyznaczonego współczynnika korelacji pomiędzy wynikami badań a wynikami obliczonymi za pomocą funkcji regresji.

Opracowane w ten sposób charakterystyki mogą być pomocne do określenia optymalnych warunków tarcia danej pary ślizgowej ze względu na minimalizację oporów tarcia lub uzyskanie jak największej trwałości węzła ślizgowego (łożyska). Charakterystyki te mogą być również wykorzystane w modelowaniu numerycznym oporów tarcia [80], [148], [159] lub trwałości ślizgowych elementów maszyn [154], [155].

Przykład wykorzystania rotalnego planu eksperymentu

Za przykład przedstawienia sposobu określania charakterystyk ruchowych podano wyniki badań właściwości tribologicznych kompozytu utworzonego na osnowie politetrafluoroetyleny (PTFE) [156], w którym zastosowano napelniaz – proszek brązu cynowego CuSn9Zn2 o granulacji 30 μm . Udział proszku brązu w kompozycie wynosił objętościowo 30% (wagowo 64%). Parametrami, które przyjęto za wielkości wejściowe eksperymentu, były nacisk jednostkowy oraz prędkość ślizgania.

Badania tribologiczne wykonano na stanowisku badawczym typu *pin-on-disc*. Zakres zmian wartości zmiennych wejściowych przyjęto na podstawie badań wstępnych, które wynosiły dla:

x_1 – nacisk jednostkowy p [MPa] od $x_{1(\min)} = 0,5$ do $x_{1(\max)} = 3,5$,

x_2 – prędkość ślizgania v [m/s] od $x_{2(\min)} = 0,5$ do $x_{2(\max)} = 2,0$.

Wykorzystując wzory (2.6) i (2.7), określono pozostałe wartości zmiennych wejściowych x_1 , x_2 w planie eksperymentu. Zostały one przedstawione w tabeli 2.6. Wielkościami mierzonymi podczas badań tribologicznych były: współczynnik tarcia kompozytu po elemencie stalowym oraz intensywność zużycia liniowego. Oprócz wymienionych wielkości pomiarowych, określano metodą bezkontaktową temperaturę tarcia na powierzchni elementu stalowego. Plan eksperymentu oraz wyniki badań tribologicznych przedstawiono w tabeli 2.7.

Tabela 2.6. Wartości zmiennych wejściowych w badaniach realizowanych metodą planu rotalnego

Zmienna wejściowa	$x_{s(\min)}$	$x_s^0 - \Delta x_s$	x_s^0	$x_s^0 + \Delta x_s$	$X_{s(\max)}$
$x_1 p$ [MPa]	0,5	0,94	2,0	3,06	3,5
$x_2 v$ [m/s]	0,5	0,72	1,25	1,78	2,0

Tabela 2.7. Plan rotalny (dla dwóch zmiennych p i v) na pięciu poziomach i wyniki badań tribologicznych kompozytu PTFE+30% obj. proszku brązu

Lp.	Parametry ruchowe		Wyniki badań	
	p [MPa]	v [m/s]	μ	I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$]
1	0,5	1,25	0,200	0,25
2	0,94	0,72	0,187	0,50
3	0,94	1,78	0,128	5,70
4	2	0,5	0,199	7,50
5	2	1,25	0,149	6,60
6	2	1,25	0,139	6,00
7	2	1,25	0,140	7,00
8	2	1,25	0,125	6,10
9	2	1,25	0,137	5,90
10	2	2	0,169	5,40
11	3,06	0,72	0,162	10,25
12	3,06	1,78	0,171	19,80
13	3,5	1,25	0,148	25,00

Na podstawie uzyskanych wyników badań wyznaczono wielowymiarowe funkcje regresji opisujące zależność współczynnika tarcia oraz intensywności zużycia liniowego od warunków tarcia. Współczynniki wielomianów obliczone zostały metodą najmniejszych kwadratów. Przeprowadzona analiza statystyczna nie dała podstaw do odrzucenia hipotezy, że funkcje regresji prawidłowo przedstawiają przebieg zależności wielkości wyjściowych od składu kompozytów. W celu łatwiejszej analizy wpływu warunków tarcia na właściwości tribologiczne badanych kompozytów, uzyskane funkcje przedstawiono w formie wykresów przestrzennych prezentowanych wcześniej na rysunkach 2.2 oraz 2.3.

Na podstawie wykresów można wyciągnąć następujące spostrzeżenia dotyczące wpływu parametrów ruchowych na właściwości tribologiczne badanego skojarzenia ślizgowego:

- współczynnik tarcia zależy zarówno od nacisku jak i od prędkości ślizgania; wykazuje przy tym minimalną wartość podczas nacisku 1,7–2,5 MPa i prędkości ślizgania 1,2–1,5 m/s.
- intensywność zużycia zależy przede wszystkim od nacisku, natomiast prędkość ślizgania w mniejszym stopniu wpływa na uzyskane wyniki.

3. CHARAKTERYSTYKA PROCESÓW TARCIA I ZUŻYWANIA MATERIAŁÓW POLIMEROWYCH

Tarcie zewnętrzne jest procesem rozpraszania energii na styku przemieszczających się względem siebie ciał. Złożoność tego procesu wynika z równoczesnego występowania w systemie tribologicznym różnorodnych oddziaływań zarówno mechanicznych, jak i fizycznych, a także chemicznych, związanych z budową warstwy wierzchniej elementów biorących udział w procesie tarcia. Większość powstałych teorii dotyczących tarcia została opracowana dla metali. Tworzywa sztuczne, a zwłaszcza polimery termoplastyczne, są o wiele bardziej wrażliwe na warunki otoczenia (np. temperaturę) niż metale. Ogólne postulaty teorii tarcia można przyjąć dla materiałów polimerowych. Jednak w tym wypadku analiza zjawisk jest trudniejsza i wymaga pewnych uproszczeń. Za najważniejsze teorie tarcia ciał stałych, które mogą być przyjęte do opisu procesów i zjawisk zachodzących podczas tarcia materiałów polimerowych, można wymienić [11], [43], [64], [82], [87], [135]:

Adhezyjna teoria tarcia (Bowden, Tabor 1954). Teoria ta zakłada, że styk ciał nie zachodzi na nominalnej powierzchni, ale na rzeczywistej. Nierówności znajdujące się na powierzchni ulegają deformacji. W strefie rzeczywistego styku zachodzi silna adhezja, w rezultacie której pojawiają się tzw. „mostki zwarcia”. Siła tarcia potrzebna jest do zerwania kontaktów adhezyjnych.

Molekularna teoria tarcia (Tomlinson 1929, Deriagin 1933, 1952). Teoria ta zakłada, że w przypadku powierzchni gładkich tarcie zachodzi w obszarze sił międzycząsteczkowych, czyli sił pomiędzy powłokami elektronowymi atomów stykających się ciał. Oznacza to, że siły przylegania lub przyciągania międzycząsteczkowego powinny być uwzględniane w teoriach tarcia.

Adhezyjno-odkształceniowa (mechaniczna) teoria tarcia (Kragielski 1949, 1957, 1965). Teoria ta próbuje połączyć oddziaływanie mechaniczne trących ciał oraz oddziaływanie przyciągania molekularnego. Uwzględnia się w niej zarówno zaczepianie nierówności powierzchni trących ciał, jak i siły adhezyjne spowodowane oddziaływaniem sił molekularnych. Bierze się również pod uwagę rzeczywistą powierzchnię styku.

Energetyczna teoria tarcia (Kuzniecov 1927, Kostecki 1970). Według tej teorii istnieje bilans energetyczny procesów tarcia zewnętrznego. Zjawiska cieplne, aku-

styczne i elektryczne, a także procesy zużywania powodują straty energetyczne. Pracę sił tarcia można określić zatem sumą składowych energetycznych. Według Kosteckiego praca tarcia zewnętrznego składa się z energii rozproszonej, w tym przetworzonej na ciepło, oraz energii kumulowanej wewnątrz układu tribologicznego.

Materiały polimerowe stosowane w węzłach tarcia współpracują zazwyczaj z materiałami metalowymi, a najczęściej ze stalą. Procesy tarcia pomiędzy współpracującymi w takich parach materiałami związane są przede wszystkim z oddziaływaniami mechanicznymi oraz adhezyjnymi. W praktyce w oddziaływaniach mechanicznych, oprócz szczepiania się nierówności powierzchni współpracujących materiałów, występuje zawsze odkształcenie warstwy wierzchniej przede wszystkim materiału polimerowego. Ponadto w wypadku miękkich tworzyw, jakimi są polimery termoplastyczne, większą rolę odgrywa oddziaływanie molekularne niż czysto mechaniczne zaczepianie mikronierówności powierzchni i ślizganie wzajemne po sobie. Dlatego do mikroskopowego opisu procesu tarcia najczęściej wykorzystuje się teorię adhezyjno-odkształceniową Kragielskiego [82]. Wprawdzie dotyczy ona głównie tarcia statycznego, to jednak może być rozszerzona w pewnym przybliżeniu na tarcie kinetyczne par trących polimer–metal. W teorii tej współczynnik tarcia μ wyrażony został jako suma dwóch składowych:

$$\mu = \mu_a + \mu_m \quad (3.1)$$

gdzie: μ_a – składowa adhezyjna (molekularna), μ_m – składowa mechaniczna (deformacyjna).

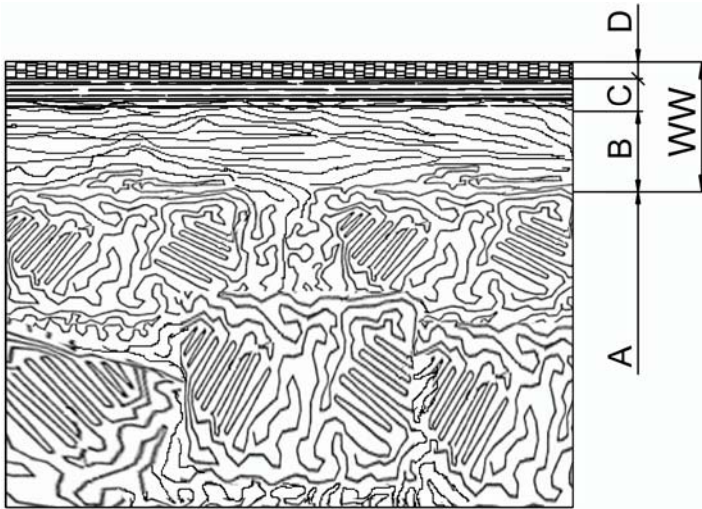
Proste sumowanie składowych mechanicznej i adhezyjnej oporów tarcia w wypadku par trących polimer–metal stanowi pewne uproszczenie, gdyż składowe te są zmiennymi częściowo zależnymi od siebie. Takie sumowanie można jednak traktować jako pewne przybliżenie całkowitego współczynnika tarcia ze względu na zróżnicowanie grubości warstw, w jakich zachodzą rozpatrywane oddziaływania mechaniczne i adhezyjne. Procesy oddziaływań mechanicznych zachodzą w cieple stałym w warstwach grubości rzędu dziesiątych części mikrometra i większych, natomiast oddziaływania adhezyjne zachodzą w warstewkach grubości rzędu setnych części mikrometra [126].

Udział składowych μ_a oraz μ_m w wartości współczynnika tarcia μ jest uzależniony od obciążenia pary ślizgowej siłą normalną, chropowatości i falistości powierzchni współpracującego elementu metalowego, własności mechanicznych, charakterystyki adhezyjnej pary ślizgowej oraz innych warunków pracy.

Podsumowując, procesy tarcia i zużywania materiałów polimerowych różnią się od procesów tarcia innych materiałów zarówno wskutek odmiennych własności fizycznych, chemicznych i mechanicznych polimerów, jak i wskutek dużej wrażliwości tych materiałów na warunki, a w szczególności na temperaturę, w których odbywa się tarcie. Metody umożliwiające prognozowanie współczynnika tarcia materiałów polimerowych przedstawiono w dalszej części książki (rozdz. 5.1). Wyznaczone tymi metodami współczynniki tarcia należy jednak traktować jako wartości orientacyjne przede wszystkim ze względu na bardzo dużą liczbę parametrów, od których zależy współczynnik tarcia termoplastycznych materiałów polimerowych podczas ich ślizgania po materiałach metalowych.

3.1. PROCESY TARCIA MATERIAŁÓW POLIMEROWYCH

Jak wcześniej wspomniano, procesy tarcia w materiałach polimerowych różnią się od procesów zachodzących w innych materiałach. Cechą charakterystyczną polimerów jest to, że ich własności mechaniczne zależą od stanu naprężeń, zwłaszcza ściskających. Ponieważ materiały ślizgowe zastosowane do elementów maszyn podczas pracy poddawane są zwykle znacznemu obciążeniu ściskającemu, własności znajdującej się w strefie tarcia warstewki materiału polimerowego mogą się znacznie różnić od materiału w warstwach głębiej położonych. Zależnie od struktury polimeru styk tarciowy materiału polimerowego może mieć charakter sprężysty lub lepkosprężysty, w odróżnieniu od styku metali, który jest sprężysto-plastyczny. Oznacza to, że nierówności powierzchni polimerów odkształcają się sprężysto, ale jednocześnie mogą płynąć jak ciecz lepka. Rzeczywista powierzchnia styku jest w tym wypadku zależna od geometrii styku, od obciążenia oraz czasu obciążania. W procesie tarcia polimerów, podobnie jak w innych materiałach, wytwarza się na nich specyficzna warstwa wierzchnia, której własności są odmienne od materiału znajdującego się w głębi polimerowego elementu. Schemat przekroju takiej warstwy przedstawiono na rysunku 3.1.



Rys. 3.1. Model warstwy wierzchniej (WW) polimerów, wytworzonej w procesie tarcia:

- A – struktura wyjściowa polimeru (rdzeń), B – struktura lekko zorientowana charakteryzująca się uszkodzeniami struktur nadmolekularnych,
- C – strefa silnie zorientowana wskutek działania sił tarcia,
- D – warstewka stykająca się z współpracującym elementem zawierająca porozrywane łańcuchy polimerowe (zmniejszona masa cząsteczkowa) oraz wolne rodniki, a także zabsorbowane produkty zużycia obu materiałów pary tarczej

Powstawanie warstwy wierzchniej wynika stąd, że tarcie polimerów towarzyszy ich odkształcanie oraz rozgrzewanie i ochładzanie. Powoduje to między innymi mięknięcie, a następnie twarzenie polimerów (zwłaszcza termoplastycznych). Jednocześnie występujące w warstwie wierzchniej naprężenia tnące, pochodzące od sił tarcia, prowadzą do steksturyzowania, zorientowania struktur nadcząsteczkowych i dyspergowania warstwy wierzchniej, znajdującej się pod powierzchnią tarcia.

Mechaniczne oddziaływania na makrocząsteczki polimeru znajdujące się w obszarze tarcia prowadzą do pęknięcia i niszczenia łańcuchów polimerowych. Efektem niszczenia łańcuchów jest pojawienie się wolnych rodników w strefie tarcia. W obecności tlenu z powietrza wolne rodniki ulegają utlenieniu, przechodząc w nadtlenki. To z kolei powoduje zwykle gwałtowne utlenianie powierzchni współpracującego materiału metalowego. Zależnie od warunków wolne rodniki mogą reagować ze sobą, inicjować rozwój przestrzennych procesów degradacji lub sieciowania, wiązać się z innymi cząsteczkami znajdującymi się w strefie tarcia, powodując modyfikację materiału w warstwie wierzchniej.

Proces orientowania struktury polimeru w warstwie wierzchniej zależy od charakteru oddziaływań mechanicznych. Najbardziej efektywne orientowanie występuje podczas małych prędkości poślizgu i dużych nacisków. Taka zorientowana struktura ma odmienne własności mechaniczne od polimeru znajdującego się w głębszych warstwach materiału. Przejawia się to przede wszystkim w postaci jej znacznego umocnienia i skutkuje zmianą właściwości tribologicznych pary trącej.

Podsumowując, podstawowymi przyczynami zmiany własności materiału polimerowego w obszarze warstwy wierzchniej są [126]:

- pojawienie się w strefie tarcia wolnych rodników wskutek pęknięcia i degradacji łańcuchów polimerowych,
- aktywacja mechaniczna oddziaływań chemicznych między środowiskiem tarcia a materiałami pary trącej (reakcje tribochemiczne),
- orientowanie, teksturowanie łańcuchów i struktur nadcząsteczkowych pod wpływem obciążenia oraz siły tarcia,
- pojawienie się produktów zużywania o powierzchniowoczynnych własnościach adsorpcyjnych.

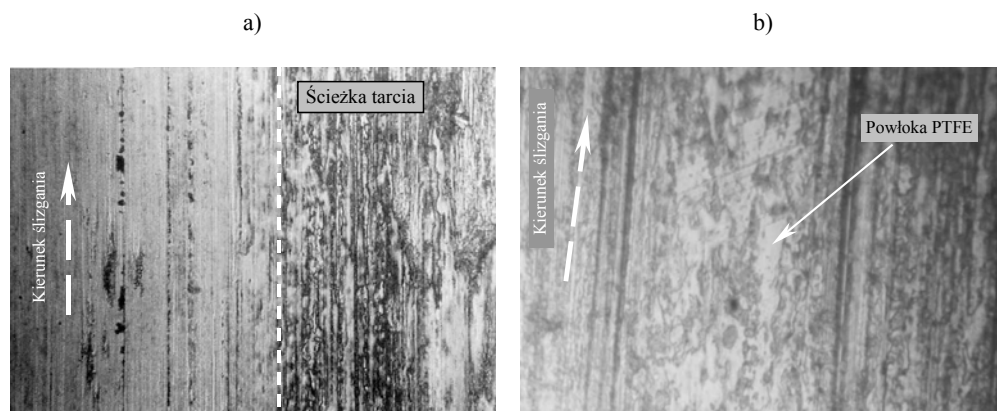
3.1.1. TWORZENIE POLIMEROWEJ WARSTEWKI NA POWIERZCHNI WSPÓLPRACUJĄCEGO ELEMENTU STALOWEGO

W czasie tarcia materiałów polimerowych po metalach może pojawić się na powierzchni metalu przeniesiona warstewka (film) polimeru. Różnorodność wyjaśnień istoty procesu tworzenia takiej warstewki podczas ślizgowej współpracy materiałów polimerowych z metalami świadczy, że nie został on jeszcze dokładnie zbadany, czego potwierdzeniem są różne zdania badaczy na ten temat [6], [21], [59], [111], [112], [124], [126], [137], [158]. Większość badaczy skłania się jednak ku pogładowi, że

proces tworzenia warstewki polimerowej jest kilkuetapowy. Rozpoczynają go reakcje tribochemiczne pomiędzy rozerwanymi łańcuchami polimeru i związkami znajdującymi się na powierzchni współpracującego metalu. Utrzymywanie polimerowej warstewki zachodzi przede wszystkim na drodze oddziaływań adhezyjnych.

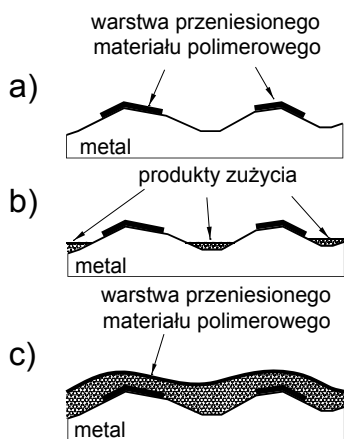
Szybkość tworzenia filmu (warstewki), jego struktura, trwałość oraz właściwości smarne zależą od sił adhezji pomiędzy metalem i polimerem, a przede wszystkim od własności materiału polimerowego. Czynnikiem mającym istotne znaczenie na przebieg procesu tarcia pary polimer–metal jest energia powierzchniowa polimeru [112]. Materiały charakteryzujące się dużą energią powierzchniową tworzą warstewkę o większej spójności cząstek lub warstw, z których został on zbudowany podczas procesu tarcia. Takie warstwy są bardziej odporne na zużycie. Jednocześnie jednak silne oddziaływania adhezyjne powodują, że polimerowe cząstki łatwiej wyciągane są z powierzchni ślizgowej materiału polimerowego.

Pojawienie się produktów zużywania o powierzchniowoczynnych właściwościach adsorpcyjnych może inicjować zjawisko przenoszenia materiału polimerowego na powierzchnię współpracującego elementu metalowego i wytworzenie na jego powierzchni cienkiej polimerowej warstewki (filmu). Warstewka ta powoduje między innymi, że tarcie zachodzi pomiędzy powierzchniami polimerowymi a nie bezpośrednio pomiędzy polimerem a metalem. Zdjęcie mikroskopowe przeniesionej warstewki PTFE na powierzchnię stalowego elementu przedstawiono na rysunku 3.2. Również inne materiały polimerowe mają zdolność do wytwarzania polimerowej warstewki na powierzchni współpracujących ślizgowo metalowych elementów. Zależy to jednak od warunków i środowiska, w jakim zachodzi proces tarcia.



Rys. 3.2. Zdjęcia mikroskopowe powierzchni elementu stalowego z widoczną warstewką przeniesionego PTFE po ślizgowej współpracy z kompozytem PTFE+15% grafitu w warunkach tarcia suchego [158]

Przykładowy mechanizm formowania filmu przedstawił A. Polak [111], [112] (rys. 3.3). Pierwsza warstwa formowana jest na wierzchołkach mikronierówności powierzchni metalowej i jest z nią ściśle związana. Warstwa ta nie jest praktycznie usuwana podczas procesu tarcia. Jednocześnie wraz z przenoszeniem polimeru na powierzchnię metalu występuje tworzenie produktów zużycia przez ściernie oddziaływanie wierzchołków mikronierówności powierzchni metalu na powierzchnię materiału polimerowego. Produkty te stopniowo wypełniają wgłębienia pomiędzy mikronierównościami. Nie wszystkie cząstki produktów zużycia zostają jednak związane z powierzchnią tarcia. W dalszym etapie procesu tarcia są one ściskane przez współpracujące powierzchnie polimeru i metalu, tworząc warstwę o różnej grubości. Przedstawiony model tworzenia filmu polimerowego został potwierdzony badaniami mikroskopowymi powierzchni metali współpracującymi z materiałami polimerowymi.



Rys. 3.3. Model procesu tworzenia filmu polimerowego podczas współpracy pary ślizgowej polimer–metal [111]: a) początek tworzenia filmu polimerowego – pierwsza warstwa polimeru na wierzchołkach mikronierówności powierzchni metalu, b) produkty zużycia wypełniają przestrzeń między mikrowzniesieniami, c) końcowy etap formowania filmu polimerowego podczas procesu tarcia)

Niektórzy badacze utożsamiają film polimerowy z „trzecim” ciałem biorącym udział w procesie tarcia. Taki pogląd przedstawił B.J. Briscoe i A. Chateauinois [21], a także Z. Rymuza [124], którzy analizowali procesy tarcia i zużywania pary ślizgowej polimer–metal i tworzenie polimerowego „trzeciego” ciała w obszarze styku. Zauważono, że występuje związek pomiędzy zużyciem obserwowanym w parze ślizgowej polimer–stal a maksymalną grubością warstwy przeniesionego polimeru na powierzchnię stali. Ponadto stwierdzono, że o wielkości zużycia adhezyjnego decydują przede wszystkim energia powierzchniowa polimeru oraz jego moduł sprężystości.

3.1.2. ROLA ADHEZJI W PROCESIE TARCIA

Jednym z podstawowych źródeł rozpraszania energii podczas tarcia jest formowanie i niszczenie szczepli międzycząsteczkowych między powierzchniami współpra-

cujących materiałów. Istotą tych zjawisk są oddziaływania adhezyjne pomiędzy materiałami, pomiędzy którymi zachodzi proces tarcia. W przypadku tarcia materiałów polimerowych po metalach adhezja jest dominującym skutkiem zbliżenia powierzchni współpracujących ciernie materiałów.

Adhezja charakteryzuje się złożonością zjawisk, które wpływają na siłę połączenia adhezyjnego. Może mieć ona naturę chemiczną lub fizyczną. W przypadku adhezji chemicznej pomiędzy materiałami występują siły przyciągania kowalencyjne, jonowe, elektrostatyczne, metaliczne lub wodorowe. Z kolei adhezja fizyczna występuje gdy, pomiędzy materiałami występują siły przyciągania van der Waalsa i kapilarne. Ponadto w procesie tarcia, jako efekt triboelektryzacji, powstają na powierzchni współpracujących ciernie materiałów ładunki elektryczne. Zwiększają one siły jonowe powierzchni, co sprzyja dodatkowo powstawaniu sił adhezyjnych. W wyniku wymienionych oddziaływań tworzą się wiązania międzypowierzchniowe i powstają połączenia adhezyjne. Takie połączenia występują często podczas tarcia, przyczyniając się do dużego wkładu energii na pokonanie oporów tarcia oraz zużycia współpracujących ciernie materiałów. Siła połączeń adhezyjnych zależy od wielu czynników, między innymi od wielkości obciążenia ciał będących w styku adhezyjnym oraz czasu jego działania, stanu powierzchni stykających się ciał (czystość, chropowatość itp.), rzeczywistej powierzchni styku, temperatury itd.

W zależności od temperatury bezwzględnej T , w jakiej występuje adhezja, rozróżnia się jej dwa rodzaje [110]:

- niskotemperaturowa, gdy $T < 0,3 T_m$,
- wysokotemperaturowa, gdy $T > 0,3 T_m$,

gdzie T_m jest temperaturą bezwzględną topnienia łatwiej topliwego materiału (polimeru) występującego w połączeniu adhezyjnym. W odpowiednio długim czasie styku niskotemperaturowe połączenie adhezyjne może mieć cechy połączenia adhezyjnego wysokotemperaturowego.

Istnieje wiele teorii dotyczących oddziaływań adhezyjnych w połączeniach tarciovych. Zostały one opisane między innymi w pracach [11], [13], [43], [64], [126]. Mechanizm adhezji, który jest najbliższy warunkom występującym w procesie tarcia materiałów polimerowych, zaproponował Kinloch [75], [110]. Połączenia adhezyjne podczas tarcia powstają według czterech następujących mechanizmów:

- mechaniczne blokowanie (teoria mechaniczna) – adhezja występuje na powierzchniach blokujących się mikronierówności na styku polimer–metal lub polimer–polimer,
- dyfuzja (teoria dyfuzyjna i chemiczna) – atomy i cząsteczki mogą dyfundować przez powierzchnię międzyfazową styku adhezyjnego; taki typ adhezji może występować pomiędzy polimerami i metalami z dużym naciskiem jednostkowym i długim czasie postoju pod obciążeniem,
- przenoszenie elektronów z jednego ciała na drugie (teoria elektryczna) – przeniesione podczas tarcia elektrony z jednego ciała do drugiego powodują utworzenie

podwójnej warstwy o przeciwnych ładunkach elektrycznych; siły adhezji wynikają z przyciągania elektrostatycznego,

- adsorpcja fizyczna (teoria adsorpcyjna) pomiędzy ciałami znajdującymi się w styku adhezyjnym – siły adhezji są wynikiem słabych oddziaływań sił van der Waalsa.

W procesie tarcia następuje ciągle niszczenie szczepli adhezyjnych oraz ich rekombinacja. Niszczenie szczepli między trącymi powierzchniami może zachodzić na powierzchni styku lub na pewnej głębokości. Wówczas będzie występowało odspajanie (dekohezja) materiału, którego efektem jest zjawisko jego przenoszenia na powierzchnię drugiego ze znajdującego się w styku adhezyjnym materiału lub formowanie produktów zużycia.

Energia zrywania połączenia adhezyjnego zależy od szybkości rozdzielania szczeplonych powierzchni. Jeżeli szybkość rozdzielania połączeń adhezyjnych rośnie, wówczas dodatkowa energia jest rozpraszana, a wartość pracy adhezji może być dużo większa niż w przypadku małej szybkości. W wielu praktycznych sytuacjach występuje różnica pomiędzy wartościami obciążenia (połączenia) i odciążenia (rozdzielenia) powierzchni styku. Zjawisko to jest nazywane histerezą adhezji. Histereza adhezyjna jest „nieodwracalną” częścią energii rozpraszanej podczas rozłączania styku adhezyjnego [110].

Materiały polimerowe cechują się z reguły dużą adhezją do metali i stosunkowo małą wytrzymałością na ścinanie. Powoduje to pokrywanie się elementów metalowych cienką warstwą przeniesionego materiału polimerowego podczas procesu tarcia i ścinanie w obrębie warstw tworzywa. Zjawisko to opisano wcześniej w rozdziale 3.1. Dzięki temu tworzywa polimerowe wykazują mniejszy współczynnik tarcia suchego niż metale.

Składowa adhezyjna współczynnika tarcia μ_a jest zwykle podawana jako stosunek naprężeń ścinających τ_{ad} w połączeniach adhezyjnych występujących w strefie tarcia do nacisku rzeczywistego p_r na wierzchołkach mikronierówności [14], [43], [82], [134]:

$$\mu_a = \frac{F_a}{F_N} \approx \frac{\tau_{ad}}{p_r} = \frac{\tau_0}{p_r} + \beta \quad (3.2)$$

gdzie: β – współczynnik umocnienia połączenia adhezyjnego związany z czasem działania obciążenia, τ_0 – wytrzymałość połączenia adhezyjnego na ścinanie przy $p_r = 0$.

Wartości współczynników τ_0 i β potrzebnych do wyznaczenia składowej adhezyjnej współczynnika tarcia dla wybranych materiałów polimerowych przedstawiono w tabeli 3.1. Kragielski w swojej pracy [82] omówił sposób eksperymentalnego wyznaczania wartości tych współczynników. Przy styku całkowicie plastycznym ($p_r = HB$) składowa adhezyjna współczynnika tarcia powinna być jednak wyznaczona eksperymentalnie. Sytuacja taka może występować między innymi w wypadku mocno obciążonych łożysk ślizgowych z panewką polimerową.

Jeżeli tarcie przebiega w obecności cieczy (np. środków smarujących), tworzenie połączeń adhezyjnych może być utrudnione, a składowa adhezyjna współczynnika tarcia może być znacznie mniejsza niż dla tarcia suchego.

Tabela 3.1. Wartości współczynników τ_0 i β potrzebnych do wyznaczenia składowej adhezyjnej współczynnika tarcia dla wybranych materiałów polimerowych [82]

Materiał	Twardość HB [N/mm ²]	τ_0 [MPa]	β
PTFE	31	3,41	0,017
PE-HD	38	1,14	0,05
PP	37	0,11	0,035
PA 6	130	1,95	0,05

T.A. Stolarski [134] przeprowadził analizę oporów ruchu podczas tarcia z założeniem adhezyjnego modelu tarcia. W przyjętym modelu siła tarcia F_t zależy od połączeń adhezyjnych, które zachodzą pomiędzy powierzchniami współpracujących materiałów. Siłę F_t można opisać zależnością:

$$F_t = \tau A_r \quad (3.3)$$

gdzie τ – naprężenia tnące na powierzchni współpracujących materiałów spowodowane adhezją.

Rzeczywista powierzchnia styku A_r dla odkształceń plastycznych została opisana równaniem

$$A_r = \pi r N \int_0^{\delta_p} (-\Delta h) \varphi(-\Delta h) d(-\Delta h) \quad (3.4)$$

gdzie: r – średni promień zaokrąglenia wierzchołków mikronierówności, N – liczba styków wierzchołków mikronierówności w geometrycznym obszarze styku, $-\Delta h$ – zmienna losowa o rozkładzie Gaussa opisująca odległość między współpracującymi powierzchniami, δ_p – współczynnik określający wielkość odkształceń plastycznych, zależny między innymi od promienia r oraz własności bardziej miękkiego materiału.

Stwierdzono, że tylko w obszarach plastycznych styków mikronierówności powierzchni mogą zachodzić połączenia adhezyjne, które stanowią o wielkości siły tarcia. Prawdopodobieństwo formowania styków zależy przede wszystkim od topografii powierzchni. Do opisu prawdopodobieństwa wystąpienia styku plastycznego wykorzystano funkcje, w których jako zmienne wystąpiły parametry opisujące chropowatość, takie jak promień zaokrąglenia wierzchołków mikronierówności r oraz wysokość mikronierówności. W opracowaniu rozpatrywano zarówno przypadek tarcia podczas styku stacjonarnego, jak i podczas ruchu.

3.1.3. ROLA ODDZIAŁYWAŃ MECHANICZNYCH W PROCESIE TARCIA

Materiały polimerowe, z powodu lepkosprężystości, charakteryzują się tym, że ich własności zależą w dużej mierze od stanu naprężeń, zwłaszcza ściskających. Równo-

ceśnie ich styk tarciový z współpracującym elementem zależy od wielu parametrów, takich jak temperatura, prędkość ślizgania, czas obciążenia itp. W obszarze tarcia może znajdować się zatem warstewka polimeru, której własności mogą znacznie się różnić od własności pierwotnych polimeru. W zależności od budowy strukturalnej materiału polimerowego, jego własności oraz wielkości obciążenia styk tarciový może mieć charakter sprężysty, lepkosprężysty lub plastyczny.

Podczas współpracy pary trącej polimer–metal składowa mechaniczna siła tarcia wynika z dwóch procesów związanych z mechanicznym oddziaływaniem powierzchni twardego materiału metalowego na miękki materiał polimerowy. Jednym z procesów jest odkształcanie mikronierówności powierzchni materiału polimerowego przez przemieszczające się mikronierówności powierzchni elementu metalowego. Drugi proces oddziaływań mechanicznych wiąże się z bruzdowaniem i mikroskrawaniem powierzchni miękkiego materiału polimerowego przez mikronierówności twardszego materiału metalowego.

Składowa współczynnika tarcia związana z procesem odkształcania (deformacyjna) μ_d wynika z energii rozpraszanej w wyniku odkształcania plastycznego mikronierówności powierzchni ciał biorących udział w tarcu. Ze względu na znaczną różnicę twardości materiałów pary polimer–metal można przyjąć, że odkształcenia plastyczne będą zachodziły przede wszystkim w materiale polimerowym. Na podstawie modelu odkształceń plastycznych składowa współczynnika tarcia μ_d może być wyznaczona na podstawie następującej zależności [134], [135]:

$$\mu_d = \frac{A_r}{F_N} \tau_{\max} F\left(\frac{\tau_s}{\tau_{\max}}\right) \quad (3.5)$$

gdzie:

$$F\left(\frac{\tau_s}{\tau_{\max}}\right) = 1 - 2 \frac{\ln\left(1 + \frac{\tau_s}{\tau_{\max}}\right) - \left(\frac{\tau_s}{\tau_{\max}}\right)}{\ln\left[1 - \left(\frac{\tau_s}{\tau_{\max}}\right)^2\right]}$$

A_r – rzeczywista powierzchnia styku, τ_{\max} – wytrzymałość na ścinanie materiału polimerowego, τ_s – średnie (międzyfazowe) naprężenia styczne pomiędzy trącymi ciałami.

Drugi proces związany z mechaniczną składową siły tarcia w parach polimer–metal jest związany z bezpośrednim oddziaływaniem mikronierówności powierzchni twardszego materiału metalowego, które wnikają w powierzchnię miękkiego materiału polimerowego i wytwarzają na niej mikrorowki (bruzdy) podczas przemieszczania (ruchu ślizgowego). Proces ten, nazywany bruzdowaniem, wymaga dostarczenia dodatkowej energii mechanicznej wchodzącej w skład energii tarcia. Bruzdowanie może

zachodzić przez bezpośrednie oddziaływanie wierzchołków mikronierówności twardszego materiału, a także przez oddziaływanie twardych cząstek (trzeciego ciała) znajdujących się w obszarze tarcia. W pierwszym przypadku zależność opisującą współczynnik tarcia μ_p , wynikający z zagłębiania mikronierówności, jest następująca:

a) dla mikronierówności w kształcie stożka [43], [135]:

$$\mu_p = \frac{2}{\pi} \operatorname{ctg} \left(\frac{\varphi}{2} \right) \quad (3.6)$$

gdzie φ – kąt rozwarcia stożka mikronierówności.

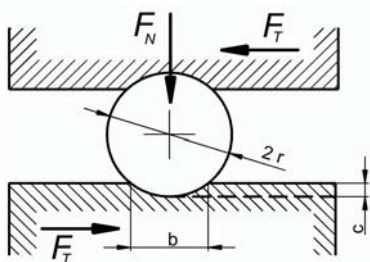
Dla większości powierzchni technicznych mikronierówności mają nachylenie 5–6° względem płaszczyzny wyznaczającej powierzchnie bruzdowaną. Wynika stąd, że kąt rozwarcia stożka mikronierówności wynosi $\varphi = 84\text{--}85^\circ$. Oznacza to, że dla większości przypadków składowa współczynnika tarcia związana z bruzdowaniem wynosi wówczas

$$\mu_p \approx 0,05$$

b) dla mikronierówności o zakończeniu kulistym według teorii Kragielskiego [82], [87]

$$\mu_p = K \sqrt{\frac{h}{r}} \quad (3.7)$$

gdzie: K – współczynnik zależny od rodzaju styku (sprężysty lub plastyczny), r – promień zaokrąglenia wierzchołka nierówności, h – głębokość zagłębienia pojedynczej nierówności



Rys. 3.4. Model tarcia podczas bruzdowania twardymi cząstkami kulistymi [135]

W sytuacji gdy w strefie tarcia występują dodatkowe twarde cząstki kuliste, współczynnik tarcia μ_p związany z bruzdowaniem przez nie materiału polimerowego można określić następującą zależnością [135]:

$$\mu_p = \frac{2}{\pi} \left[\left(\frac{2r}{b} \right)^2 \sin^{-1} \left(\frac{b}{2r} \right) - \left[\left(\frac{2r}{b} \right)^2 - 1 \right]^{\frac{1}{2}} \right] \quad (3.8)$$

gdzie oznaczenia zgodnie z rysunkiem 3.4: r – promień kulistej cząsteczki, b – szerokość zagłębienia twardej cząsteczki w miękkim materiale (polimerowym).

Omawiane rozważania dotyczące oddziaływania mechanicznego podczas tarcia materiałów polimerowych dotyczą materiałów jednorodnych. Materiały stosowane do panewek łożysk ślizgowych są często kompozytami i wówczas oprócz oddziaływań z osnową polimerową dochodzą jeszcze oddziaływania pomiędzy nierównościami powierzchni metalowego elementu współpracującego a napełniaczami występującymi w materiale kompozytowym. Prowadzenie analiz w takim przypadku jest niezwykle trudne, zwłaszcza gdy rozpatrywany kompozyt jest materiałem wieloskładnikowym, a rozkład i udział jego składników na powierzchni ślizgowej jest losowy. Prowadzone w takim wypadku analizy najczęściej dotyczą konkretnego rozmieszczenia włókien [60], [136] i innych napełniaczy na powierzchni ślizgowej i dotyczą przenoszenia przez napełniacze obciążenia z obszaru tarcia w głąb materiału kompozytowego. Dodatkowo rozpatrywane są kompozyty zawierające zwykle oprócz polimeru tylko jeden rodzaj napełniacza.

3.2. ZUŻYWANIE MATERIAŁÓW POLIMEROWYCH

Proces zużywania towarzyszy zawsze tarcia suchemu i mieszanemu współpracujących ciernie materiałów. Związany jest ściśle z przebiegiem tarcia kinetycznego i ma charakter mechaniczno-fizyczno-chemiczny. Zgodnie z definicją zużywanie tribologiczne charakteryzuje się ubytkiem masy lub trwałym odkształceniem powierzchni (zmianą wymiarów) elementu biorącego udział w procesie tarcia. Zużycie materiałów biorących udział w procesie tarcia jest więc skutkiem procesu zużywania i charakteryzuje się zmianami w obszarze warstwy wierzchniej (ubytek, przyrost, odkształcenie) [87].

Zużycie może być mierzone miarami bezwzględnymi lub względnymi. Spośród wielu metod najczęściej stosowanymi miarami bezwzględными zużycia tribologicznego są:

- **Zużycie wagowe (masowe)**, Z_m – określa ubytek masy badanego materiału podczas procesu tarcia. Wyznacza się je najczęściej ważąc element pary trącej, wykonany z badanego materiału, przed i po procesie tarcia. Różnicę masy traktuje się jako miarę zużycia materiału.

• **Zużycie objętościowe**, Z_V – określa ubytek objętości badanego materiału podczas procesu tarcia. Wyznacza się je na podstawie różnicy objętości elementu pary trącej, wykonanego z badanego materiału, przed i po procesie tarcia między innymi za pomocą specjalnych przyrządów, np. piktometru. Zużycie objętościowe można również określić na podstawie zużycia wagowego, uwzględniając gęstość badanego materiału. Można je również wyznaczyć na podstawie zmiany wymiarów elementu w wyniku procesu tarcia.

• **Zużycie liniowe**, Z_h – określa zmianę wymiarów elementu pary trącej, wykonanego z badanego materiału w wyniku procesu tarcia. Wyznacza się je na podstawie różnicy wymiarów, przed i po procesie tarcia, mierzonych zwykle w kierunku działania siły nacisku F_N , tj. prostopadle do kierunku tarcia.

Miary bezwzględnego zużycia używane są rzadko, ponieważ wymagają zawsze podania warunków procesu tarcia, takich jak droga czy czas tarcia, dlatego częściej używa się miar względnych odniesionych do jakiegoś parametru. Miarami względnymi są intensywność zużywania I , zużycie względne K_b , odniesione do próbki wzorcowej oraz wskaźniki zużycia K_W .

Intensywność zużywania (I_m , I_V , I_h) jest najczęściej stosowanym parametrem charakteryzującym szybkość procesu zużywania. Jest ona określana jako stosunek miary bezwzględnej zużycia (Z_m , Z_V , Z_h) do drogi (S), czasu (t) lub pracy (W_t) tarcia. Ponieważ im większa jest wartość intensywności zużywania danego materiału, tym jest on mniej odporny na zużywanie, dlatego czasami za miarę odporności na zużywanie stosuje się odwrotność intensywności zużywania $1/I$.

Do celów porównawczych odporności na zużywanie różnych materiałów stosuje się również pojęcie zużycia względnego K_b . Jest to wielkość bezwymiarowa, określona stosunkiem zużycia objętościowego lub liniowego danego materiału do zużycia materiału wzorcowego w takich samych warunkach tarcia.

Wskaźnik zużywania K_W jest jednym z najczęściej wykorzystywanym przez producentów materiałów ślizgowych dotyczącym odporności na zużywanie. Współczynnik ten występuje w jednej z podstawowych prostych zależności, zaproponowanej przez Archarda (1953), opisującej zużycie materiału w danych warunkach tarcia adhezyjnego [135]. Współczynnik ten jest definiowany wzorem

$$K_W = \frac{V}{F_N S}, [\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}] \quad (3.9)$$

gdzie: V – objętość zużytego materiału [mm^3], F_N – siła normalna (obciążenie) podczas tarcia [N], S – droga tarcia [m].

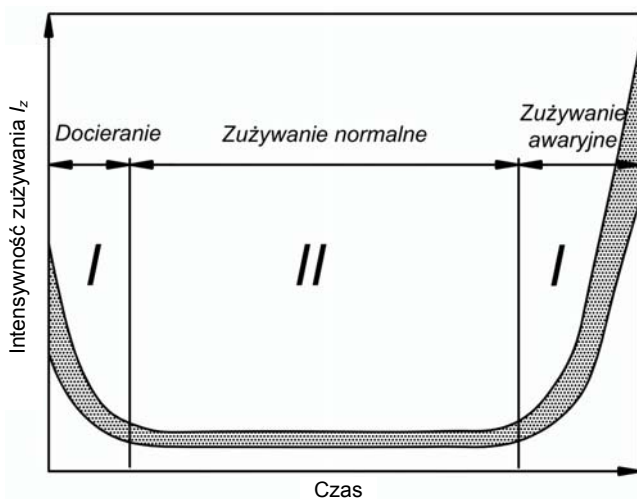
Współczynnik K_W jest wykorzystywany do wstępnego obliczenia trwałości łożyska (patrz rozdz. 5.3.6) lub w celu porównania odporności na zużywanie porównywanych materiałów. Przykładowe wartości wskaźnika zużycia K_W dla wybranych materiałów polimerowych przedstawiono w tabeli 5.8.

Analizując zmiany intensywności zużycia materiału panewki w okresie eksploatacji łożyska ślizgowego (rys. 3.5), można zaobserwować dwie formy przebiegu procesu zużycia:

- a) zużywanie ustabilizowane, które charakteryzuje się stałą wartością intensywności zużycia,
- b) zużywanie niestabilizowane, gdy intensywność zużycia jest zmienna.

Zużywanie ustabilizowane występuje podczas normalnej eksploatacji polimerowego łożyska ślizgowego, natomiast zużywanie niestabilizowane charakteryzuje okres docierania, podczas którego wytwarzana jest na powierzchni ślizgowej materiału polimerowego eksploatacyjna warstwa wierzchnia. Wytworzona w okresie docierania warstewka powoduje umocnienie materiału polimerowego, zwłaszcza kompozytowego [158], zwiększając między innymi jego odporność na zużywanie. Dzięki temu intensywność zużycia maleje, a w rezultacie ciągłego odbudowywania się warstwy wierzchniej utrzymuje się na prawie stałym poziomie podczas dalszego okresu eksploatacji łożyska.

Zużywanie niestabilizowane może pojawić się również jako zużywanie awaryjne w wypadku przekroczenia dopuszczalnych dla materiału polimerowego parametrów procesu tarcia (np. temperatury, nacisku jednostkowego, prędkości poślizgu itp.), gdy w strefie tarcia pojawią się twarde zanieczyszczenia powodujące przyspieszone zużywanie (ścierne) lub gdy pojawi się agresywne środowisko powodujące destrukcję materiału polimerowego albo innych składników polimerowego kompozytu.

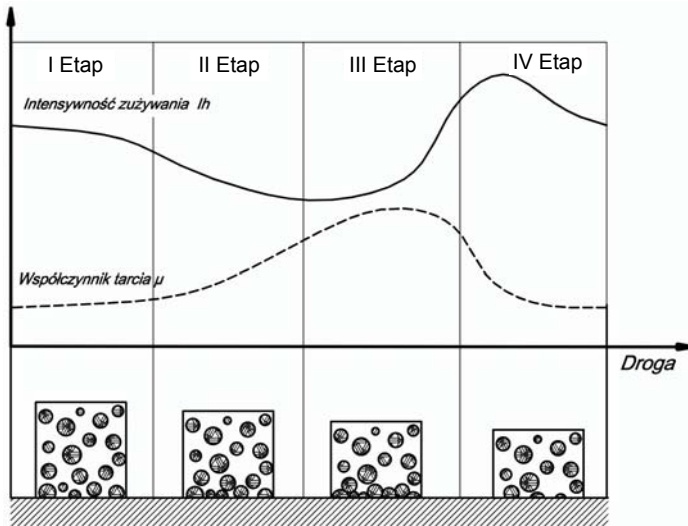


Rys. 3.5. Ogólny przebieg procesu zużycia tribologicznego w okresie eksploatacji ślizgowego materiału polimerowego:
I – zużywanie niestabilne, II – zużywanie stabilne [69], [87]

Proces zużycia materiałów kompozytowych w okresie normalnej eksploatacji nie musi przebiegać całkowicie stabilnie, lecz jego intensywność, a także współczynnik tarcia mogą ulegać cyklicznym zmianom [158], [162]. Jest to spowodowane zmianami stopnia koncentracji napełniaczy w warstwie wierzchniej podczas kolejnych etapów jednego cyklu zużycia jak przedstawiono na rysunku 3.6. Takie cykle zmian szybkości zużycia (etapy I–IV) powtarzają się wielokrotnie w czasie normalnej eksploatacji elementów ślizgowych wytworzonych z polimerowego materiału kompozytowego.

Zużywanie tribologiczne materiałów jest powodowane ścieraniem, pękaniem i wykruszaniem cząstek materiału, a także adhezją powierzchni współpracujących elementów i reakcjami tribochemicznymi zachodzącymi na powierzchni tarcia. W wypadku współpracy materiałów polimerowych z metalami najczęściej spotykanymi rodzajami zużycia są [47], [87], [99], [126], [135], [162]:

- **Zużywanie adhezyjne.** Występuje głównie wskutek tarcia materiałów polimerowych o gładką powierzchnię metalu i jest związane z adhezją powierzchni trących. Powoduje ona lokalne szczerzenia tych powierzchni i co się z tym wiąże odkształcenie materiału, pęknięcie wiązań kohezyjnych i przenoszenie polimeru na powierzchnię elementu współpracującego. W dalszej fazie ruchu następuje odrywanie się przeniesionego materiału od elementu współpracującego i usunięcie go ze strefy tarcia w postaci produktów zużycia. Proces ten odbywa się cyklicznie i powoduje zużywanie przede wszystkim materiału polimerowego. Istotny wpływ na wartość adhezji ma energia powierzchniowa materiału polimerowego, a także chropowatość elementu metalowego. Taki rodzaj zużycia można zaliczyć do normalnego.



Rys. 3.6. Model procesu zużycia (kolejne etapy) dla kompozytów polimerowych z napełniaczami dyspersyjnymi oraz przebieg zależności współczynnika tarcia μ i intensywności zużycia I_h w funkcji drogi tarcia [158]

• **Zużywanie ściernie.** Występuje przy współpracy materiału polimerowego z powierzchnią metalową, zwłaszcza gdy ma ona dużą chropowatość. Wówczas wystające nierówności twardszego materiału spełniają rolę mikroostrzy. Ubytek materiału spowodowany jest mikroskrawaniem, rysowaniem lub bruzdowaniem. Proces ten zachodzi również wtedy, gdy w obszarze tarcia współpracujących elementów znajdują się luźne lub utwardzone cząstki ścierniwa. Zużywanie ściernie w wypadku par ślizgowych polimer–metal może dotyczyć zarówno polimeru, jak i metalu. Ten drugi przypadek zachodzi, gdy polimer jest wypełniony twardymi cząstkami, np. włóknem szklanym, proszkiem kwarcu itp. Wówczas twarde cząstki napelniacza mogą skrawać powierzchnię metalu, powodując jej zużywanie. Zużywanie ściernie charakteryzuje się dużą intensywnością i często powoduje silne rozgrzewanie materiału polimerowego. Dlatego towarzyszą mu – poza mechanicznymi – również cieplne i chemiczne procesy zużywania.

• **Zużywanie zmęczeniowe.** Przyczyną tego typu zużywania jest cykliczne, zmienne odkształcanie warstwy wierzchniej. Z tego powodu na powierzchni pojawiają się mikropęknięcia, których dalszy rozwój powoduje wykruszanie się materiału. Zużywanie to rośnie szybko, gdy odkształcenia materiału polimerowego mają charakter plastyczny. W wypadku polimerów zużywanie zmęczeniowe powoduje pękanie łańcuchów makrocząsteczek. Przyczynia się to do zmniejszenia masy cząsteczkowej polimeru w warstwie wierzchniej i zmniejszenia stopnia krystaliczności polimeru. W kompozytach zawierających np. włókno szklane lub węglowe występuje zużywanie związane z rozwojem dyslokacji związanych z nieciągłością materiału wokół włókien. Wskutek tego następują mikropęknięcia pod powierzchnią, a cząstki materiału polimerowego są usuwane z powierzchni w wyniku oddziaływań mechanicznych lub zjawiska adhezji.

• **Zużywanie erozyjne.** Zużywanie to powstaje w wyniku uderzania drobnych cząstek o powierzchnię materiału. Powoduje to ubytek materiału zwany erozją. Proces ten jest mało znany i zakłada się, że dla materiałów polimerowych może być traktowany jako zużywanie zmęczeniowe.

• **Zużywanie chemiczne.** Zużywanie to występuje wskutek reakcji chemicznych zachodzących pomiędzy współpracującymi materiałami. Może być również związane z reakcjami pomiędzy materiałem a środowiskiem (np. utlenianie), w którym zachodzi proces tarcia. Procesy degradacji mają duży wpływ na intensywność przenoszenia materiału. Zużywanie chemiczne towarzyszy zwykle innym rodzajom zużywania.

• **Zużywanie cieplne.** Zużywanie to zachodzi w wyniku wydzielania się dużej ilości ciepła, które powoduje zmiękczenie materiału w warstwach wierzchnich. Następnie zachodzi namazywanie, a nawet sklejanie trących powierzchni, powodując zatarcie. Dlatego zwykle zużywanie to nazywane jest zużywaniami awaryjnymi.

• **Zużywanie odkształceniowe.** Zużywanie to polega na zmianie kształtu lub wymiarów trących elementów w wyniku odkształceń plastycznych, przy czym masa elementów może się nie zmienić. Jest ono związane z lepkosprężystymi właściwościami materiałów polimerowych. Zużywanie odkształceniowe może występować podczas przeciążeń, obciążeń udarowych i drgań, najczęściej w podwyższonej temperaturze,

stąd łączy się ono zwykle z zużywaniem cieplnym. Panewki łożysk polimerowych są wykonane z miękkich materiałów, które mogą odkształcać się w wyniku przeciążeń w ten właśnie sposób. Podwyższona temperatura polimerowego materiału termoplastycznego, która wynika z energii tarcia rozpraszanej w formie ciepła, przyczynia się do jego mięknięcia i tym samym łatwiejsze staje się pojawienie tego typu zużywania w polimerowych łożyskach ślizgowych.

W praktyce podczas tarcia materiałów polimerowych po metalach nie zachodzi na ogół pojedynczy rodzaj zużywania. Zwykle nakładają się na siebie różne mechanizmy, które mogą się wzajemnie intensyfikować. Przykładem może być zużywanie adhezyjne i ciepłe. Dodatkowo jeden proces zużywania może przyczynić się do pojawienia się po pewnym czasie innego rodzaju zużywania. W wyniku zużywania zmęczeniowego polimerowego materiału kompozytowego mogą pojawić się w obszarze tarcia twarde cząstki jako produkty zużycia napelniacza i przyczynić się po pewnym czasie do pojawienia zużywania ściernego.

W początkowym okresie docierania, z powodu znacznych lokalnych nacisków jednostkowych, może występować lokalne topnienie wierzchołków mikronierówności (zużywanie ciepłe). Na tym etapie eksploatacji łożyska może to być jednak korzystne, gdyż powoduje wygładzenie powierzchni polimeru i łatwiejsze ukierunkowanie struktury polimeru w warstwie wierzchniej. Rezultatem jest zwiększenie rzeczywistej powierzchni styku i umocnienie materiału polimerowego w obszarze warstwy wierzchniej, co skutkuje zwiększeniem odporności na zużywanie.

Podczas tarcia kompozytowych materiałów polimerowych po metalach zachodzą różne oddziaływania fizyczne i chemiczne wynikające z wielofazowej struktury tych materiałów. Oddziaływania te są związane z procesami zużywania matrycy polimerowej oraz poszczególnych napelniaczy. Jednocześnie należy zwrócić uwagę na występowanie podczas tarcia wzajemnych oddziaływań pomiędzy napelniaczami i polimerową osnową oraz na wiele zjawisk występujących na powierzchni współpracującego elementu metalowego. Właściwości kompozytów zależą w dużej mierze od wielkości cząstek napelniaczy oraz ich powierzchni, które wpływają na charakterystykę procesu tarcia. Twarde cząstki napelniacza znajdujące się w strefie tarcia powodują wzrost lokalnych naprężeń, a podczas tarcia przyczyniają się do zwiększenia ilości wydzielanego ciepła. Może to powodować zmianę procesów tarcia i zużywania w porównaniu do tych, które występują w polimerach niemodyfikowanych.

Podsumowując, zużywanie adhezyjne jest dominującym rodzajem zużywania w ślizgowych elementach maszyn wykonanych z materiałów polimerowych podczas ich normalnej pracy. Ten rodzaj zużywania zapewnia najmniejszą intensywność ubytku materiału polimerowego. Występowanie innych rodzajów zużywania, takich jak zużywanie ściernie, zmęczeniowe, odkształceniowe, a zwłaszcza zużywanie ciepłe jest podczas normalnej eksploatacji polimerowych elementów ślizgowych bardzo niekorzystne. Należy zatem zapobiegać lub ograniczać zasięg ich występowania przez odpowiedni dobór parametrów i warunków procesu tarcia adekwatnych do zastosowanych materiałów pary trącej.

4. WPLYW WARUNKÓW TARCIA NA WŁAŚCIWOŚCI TRIBOLOGICZNE SKOJARZEŃ METAL–POLIMER

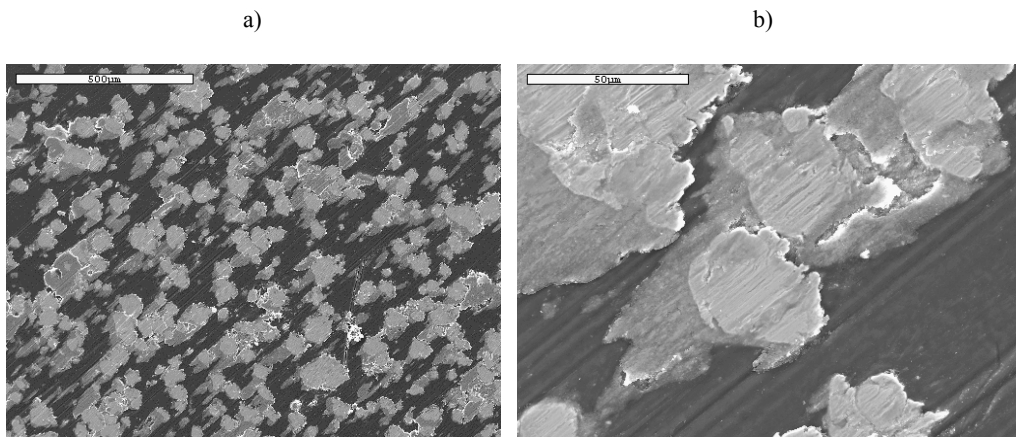
Spośród wielu parametrów ruchowych mających wpływ na właściwości tribologiczne skojarzeń ślizgowych polimer–metal, do najbardziej istotnych – najczęściej uwzględnianych oraz mających praktyczne wykorzystanie w projektowaniu i eksploatacji węzłów ślizgowych – należą: temperatura, w jakiej odbywa się proces tarcia (temperatura tarcia), prędkość ślizgania i nacisk powierzchniowy. Równie istotne mogą być warunki, w jakich odbywa się proces tarcia w początkowym etapie eksploatacji węzła tarcia, w tzw. okresie docierania. W okresie tym na powierzchni materiału polimerowego wytwarzana jest bowiem eksploatacyjna warstwa wierzchnia (EWW), której postać może wynikać z różnych warunków docierania. Skutkiem tego mogą być nieco odmienne właściwości tribologiczne współpracujących materiałów.

4.1. WARUNKI DOCIERANIA

Podczas tarcia materiałów polimerowych po stali następuje modyfikacja warstwy wierzchniej obu współpracujących ze sobą ślizgowo materiałów. Proces ten omówiono szerzej w rozdziale 3.1. Na powierzchni materiału metalowego tworzy się często cienka warstewka materiału polimerowego, natomiast w warstwie wierzchniej materiału polimerowego następuje znaczna modyfikacja struktury fizycznej. Jest ona następstwem oddziaływań mechanicznych (siła tarcia, odkształcenia plastyczne wynikające z obciążenia normalnego itp.) oraz chemicznych i cieplnych, które nieodłącznie towarzyszą procesowi tarcia. Przebudowa struktury materiału polimerowego przejawia się między innymi zmianą jego własności mechanicznych. Warunki, w jakich odbywa się proces tarcia w początkowym etapie eksploatacji węzła tarcia w tzw. okresie docierania często decydują o wytworzeniu specyficznej budowy warstwy wierzchniej materiału polimerowego, która będzie wpływała na właściwości tribologiczne pary ślizgowej.

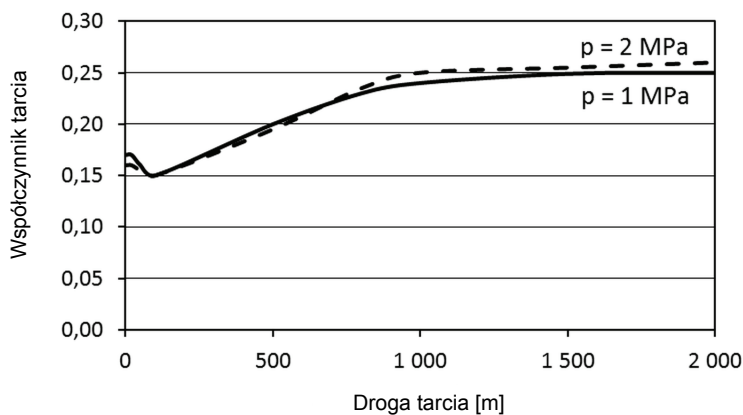
Przykładem może być kompozyt PTFE zawierający 40% wagowo proszku stali nierdzewnej (rys. 4.1). Przedstawiona na zdjęciu powierzchnia ślizgowa świadczy o dużych przemianach zachodzących w warstwie wierzchniej kompozytu. Oprócz wykruszania ziaren napełniacza w wyniku oddziaływania sił tarcia, zachodzi również ich deformacja oraz rozmazywanie na powierzchni ślizgowej. Wielkość i charakter tych zmian zależy oczywiście od warunków tarcia. W sprzyjających okolicznościach możliwe jest wytworzenie cienkiej warstewki metalicznej na powierzchni kompozytu, która będzie chroniła go przed nadmiernym zużyciem. Z drugiej strony polimer (np. PTFE) pochodzący z matrycy kompozytu może pokrywać powierzchnię tej warstewki, pełniąc rolę smaru, co przyczyni się niewątpliwie do zmniejszenia współczynnika tarcia. Opisany proces można zaobserwować między innymi w kompozytach PTFE zawierających proszki metali [156], [158].

Obok znajomości procesu wytwarzania eksploatacyjnej warstwy wierzchniej, warto jest również poznać zmiany właściwości tribologicznych pary ślizgowej w okresie jej docierania. Na wartość oporów tarcia par ślizgowych w początkowym okresie ruchu (docieranie) ma wpływ wiele czynników, z których wymienić można, m.in.: rodzaj materiałów pary trącej, czas i warunki spoczynku, parametry ruchowe. Przesłanki te stały się podstawą do podjęcia próby oceny wpływu parametrów docierania na wartości współczynnika tarcia statycznego, związanego bezpośrednio z oporami występującymi podczas rozruchu, których przykładem mogą być badania tribologiczne [79] przeprowadzone dla dwóch różnych skojarzeń materiałowych typu polimer-metal. Elementy metalowe zostały wykonane ze stopu aluminium EN AW-2017A (PA6) oraz z austenitycznej stali nierdzewnej – 316L (PN OH17N12M3). Próbki polimerowe natomiast wykonano z polietylenu o ultrawysokim ciężarze cząsteczkowym PE-UHMW.

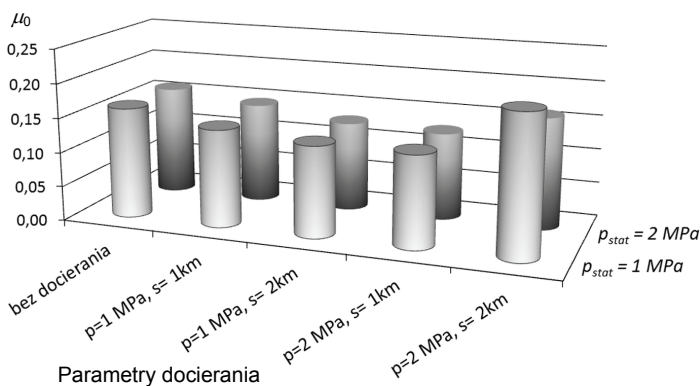


Rys. 4.1. Powierzchnia ślizgowa Tarflenu TSt-40 (PTFE+40% proszku stali 316L) po współpracy ze stalą w warunkach tarcia technicznie suchego ($p = 2 \text{ MPa}$, $v = 3 \text{ m/s}$)

Proces docierania odbywał się na stanowisku typu *pin-on-disc*, w którym próbka polimerowa współpracowała z metalową tarczą na promieniu tarcia wynoszącym 30 mm. Natomiast badania współczynnika tarcia statycznego μ_0 prowadzono na specjalnym stanowisku do badań tarcia statycznego [81], na którym dotarta próbka polimerowa współpracowała z płaską płytką metalową o chropowatości powierzchni w przedziale $R_a = 0,6\text{--}0,8 \mu\text{m}$. Procedurę pomiarową opisano w pracach [79], [81].



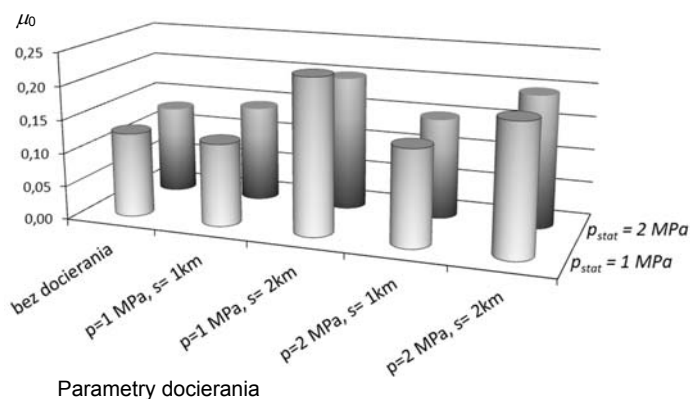
Rys. 4.2. Przykładowy przebieg zmian współczynnika tarcia kinetycznego μ podczas docierania, PE-UHMW – 316 L, $p = 1 \text{ MPa}$ lub $p = 2 \text{ MPa}$, $v_s = 1 \text{ m/s}$



Rys. 4.3. Wpływ nacisku jednostkowego p_{stat} [MPa] oraz parametrów docierania (nacisku p [MPa], drogi docierania s [km]) na współczynnik tarcia statycznego μ_0 pary ślizgowej PE-UHMW – aluminium PA6

Polimerowe próbki były docierane w obciążeniu, dla którego nacisk jednostkowy wynosił odpowiednio $p = 1 \text{ MPa}$ oraz $p = 2 \text{ MPa}$. Dla każdego z tych obciążeń przeprowadzono

dzono proces docierania dla dwóch różnych odcinków drogi tarcia, dla $s = 1000$ m oraz $s = 2000$ m. Wszystkie pomiary zostały przeprowadzone przy stałej prędkości poślizgu $v_s = 1$ m/s oraz przy stałej temperaturze otoczenia $T_0 = 24$ °C. Podczas każdego etapu docierania była rejestrowana z częstotliwością 1 Hz siła tarcia F_t . Przykładowy przebieg zmian współczynnika tarcia kinetycznego przedstawiono na rysunku 4.2.



Rys. 4.4. Wpływ nacisku jednostkowego p_{stat} [MPa] oraz parametrów docierania (nacisku p [MPa], drogi docierania s [km]) na współczynnik tarcia statycznego μ_0 pary ślizgowej PE-UHMW – stal 316L

Tabela 4.1. Wartości współczynnika tarcia statycznego dla polietylenu PE-UHMW [79]

Parametry docierania		Bez docierania (stan wyjściowy)		$p = 1$ MPa, $v = 1$ m/s				$p = 2$ MPa, $v = 1$ m/s			
Droga docierania S [m]		0		1000		2000		1000		2000	
Nacisk jednostkowy p_{stat} [MPa] – badania statyczne		1,0	2,0	1,0	2,0	1,0	2,0	1,0	2,0	1,0	2,0
Współczynnik tarcia statycznego											
Materiał elementu współpracującego	Aluminium PA6	0,161	0,160	0,142	0,146	0,132	0,130	0,133	0,127	0,203	0,162
	Stal 316L	0,126	0,132	0,123	0,144	0,231	0,201	0,143	0,150	0,193	0,197

Badania współczynnika tarcia statycznego μ_0 wykonywane były w warunkach tarcia technicznie suchego. Dla każdego przypadku pomiary były wykonywane dla dwóch obciążeń polimerowej próbki tak, aby nacisk jednostkowy wynosił odpowiednio $p_{\text{stat}} = 1$ MPa oraz $p_{\text{stat}} = 2$ MPa. Wyznaczone współczynniki μ_0 dla materiału w stanie wyjściowym (bez docierania) oraz po kolejnych etapach docierania przedstawione zostały w tabeli 4.1 oraz na rysunkach 4.3 i 4.4.

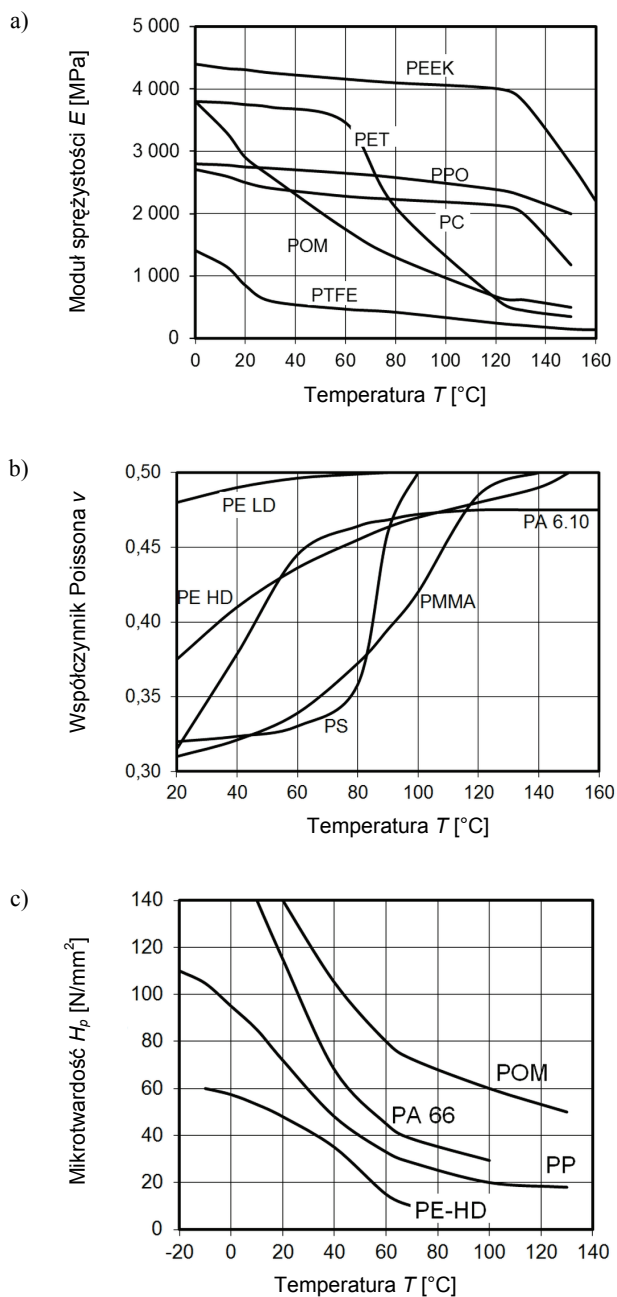
Na podstawie analizy przeprowadzonych pomiarów wykazano wpływ parametrów docierania na zmiany współczynnika tarcia statycznego badanych skojarzeń. Szczególnie widoczny jest wpływ drogi (czasu) docierania. W mniejszym stopniu natomiast widać wpływ nacisku jednostkowego (rys. 4.3, 4.4). Przeprowadzone badania współczynnika tarcia statycznego μ_0 wykazały niestabilność zjawiska tarcia podczas początkowej fazy ruchu. Szczegółową analizę wyników badań przedstawiono w opracowaniu [79].

4.2. TEMPERATURA I ŚRODOWISKO TARCIA

4.2.1. TEMPERATURA MATERIAŁÓW WĘZŁA ŚLIZGOWEGO

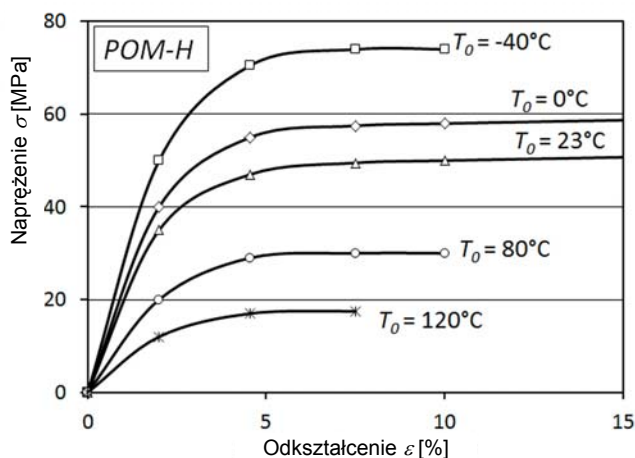
Prawie wszystkie własności polimerowych materiałów termoplastycznych zależą w sposób bezpośredni lub pośredni od temperatury. Przyczyną tego jest przede wszystkim budowa polimerów termoplastycznych oraz związana z nią lepkość sprężystości polimerów.

Materiały polimerowe stosowane w budowie maszyn znajdują się niemal wyłącznie w trzech pierwszych stanach fizycznych, tj. stanie szklistym kruchym, szklistym wymuszonej elastyczności i lepkość sprężystym [180]. W zakresie temperatury od -30 do $+60$ °C, w którym mieści się najczęściej temperatura pracy elementów maszyn wykonanych z tworzyw sztucznych, można zaobserwować istotne zmiany własności mechanicznych tych materiałów [91], [178], zwłaszcza w zakresie wytrzymałości doraźnej oraz zmęczeniowej [99], [147]. Przykłady wpływu temperatury na moduł sprężystości E , naprężenia dopuszczalne na rozciąganie k_r , współczynnik Poissona ν oraz twardość H_p dla wybranych polimerów termoplastycznych przedstawiono na rysunku 4.5, natomiast przykładową zależność charakterystyki naprężeń od odkształceń w zależności od temperatury dla POM pokazano na rysunku 4.6. Charakterystyki innych materiałów polimerowych stosowanych na łożyska ślizgowe zostały zamieszczone i omówione w rozdziałach 1 oraz 10. Wraz ze wzrostem temperatury widoczne jest zmniejszenie sztywności oraz twardości materiałów polimerowych oraz zmniejszenie wytrzymałości na rozciąganie, rośnie natomiast wartość współczynnika Poissona.



Rys. 4.5. Wpływ temperatury na własności mechaniczne wybranych polimerów [91], [178]:
 a) moduł sprężystości E , b) współczynnik Poissona ν , c) mikrotwardość H_p

Jeżeli znane są własności mechaniczne materiału polimerowego w określonej temperaturze (np. +24 °C), to można w pewnym przybliżeniu określić je w innej temperaturze, wykorzystując superpozycję czasowo-temperaturową [92], [147], [168] pod warunkiem, że materiał nadal pozostaje w stanie lepkosprężystym. Metoda ta zakłada, że lepkosprężyste zachowanie materiału w jednej temperaturze może być odniesione do innej temperatury jedynie przez zmianę skali czasu. Można ją stosować do widma relaksacji, do przebiegów naprężeń lub odkształceń, a także do modułów sprężystości, podatności lub lepkości.



Rys. 4.6. Wpływ temperatury na przebieg krzywych σ - ε (naprężenie–odkształcenie) dla homopolimeru poliacetalu POM-H [202]

Oznacza to, że aby wyznaczyć przybliżoną wartość np. modułu sprężystości E_T w temperaturze T , znając wartość tego modułu E_{24} w temperaturze +24 °C, można skorzystać ze wzoru

$$E_T = a_T E_{24} \quad (4.1)$$

Do wyznaczania współczynnika przesunięcia a_T używa się zazwyczaj równania W-L-F (Wiliamsa, Landela, Ferry'ego) [147], [168], które ma następującą postać:

$$\ln(a_T) = \frac{C_1(T - T_g)}{C_2 + (T - T_g)} \quad (4.2)$$

gdzie: C_1 , C_2 – stałe wyznaczone doświadczalnie, T_g – temperatura zeszklenia materiału polimerowego.

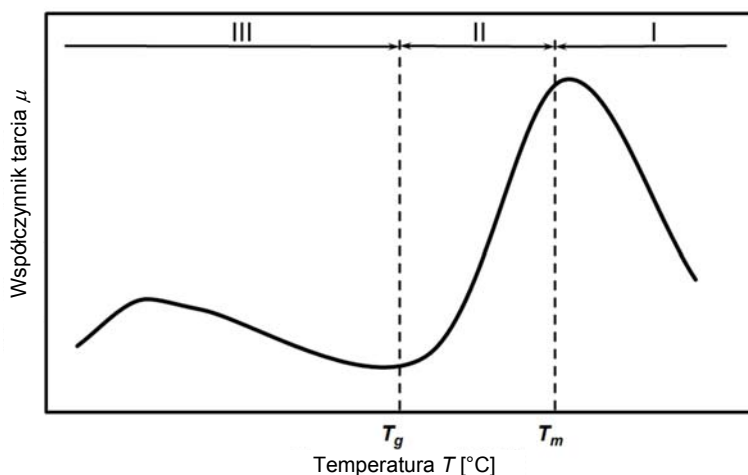
B. Łączyński w swojej książce [92] proponuje, aby dla każdego przyrostu temperatury o $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ od temperatury początkowej mnożyć wartość współczynnika a_T przez 0,7, przyjmując, że wartość współczynnika a_T w temperaturze początkowej ($+24\text{ }^{\circ}\text{C}$) wynosi 1,0.

Znajomość rozkładu temperatury w elementach maszyn wykonanych z tworzyw sztucznych (m.in. łożyskach ślizgowych) umożliwi dokładniejsze modelowanie występującego w nich stanu naprężeń i odkształceń. Ponadto w wielu teoriach tarcia [11], [43], [64], [87], [125], [126], [172] występuje związek między właściwościami tribologicznymi a mechanicznymi materiałów współpracujących ze sobą ślizgowo.

Ciepło, które jest nieodłącznym efektem tarcia, stanowi podstawowy składnik energii rozpraszanej w wyniku tego procesu. Udział ciepła w pracy tarcia (zwykle ponad 80%) nie jest wielkością stałą i zależy od wielu parametrów, od których zależą również inne formy energii rozpraszanej podczas tarcia, np. związane z zużyciem tribologicznym. Dodatkowo podczas tarcia następuje cykliczne odkształcanie współpracujących materiałów, które wynika z odchyłek kształtu ich powierzchni w miejscu styku oraz tolerancji ich wykonania (falistość, chropowatość, bicie obracającego się elementu), a także oscylacyjnego charakteru samej siły tarcia. W wypadku współpracy polimerów z metalami odkształcaniu ulegać będzie przede wszystkim materiał polimerowy. Wynika to ze znacznie mniejszej, w porównaniu z metalami, wartości modułu sprężystości tych materiałów. Jak dowiodły badania przeprowadzone dla polimerów (w tym również elastomerów) [41], [107], [158], a także metali [71] i ceramiki [46] podczas cyklicznego odkształcania następuje ich rozgrzewanie. Jest to związane przede wszystkim z tarciem wewnętrznym, które występuje w tych materiałach. Można zatem sądzić, że podczas tarcia ślizgowego, gdy następuje cykliczne odkształcanie materiału polimerowego, ciepło będzie generowane nie tylko na powierzchni styku współpracujących materiałów, ale również w ich wnętrzu. Zjawisko to przyczynia się do dodatkowego rozgrzewania przede wszystkim materiału polimerowego. Głównym zatem skutkiem ciepła wydzielanego w wyniku tarcia jest rozgrzewanie współpracujących ciernie materiałów do temperatury wyższej niż otoczenia. Wartość temperatury materiału polimerowego będzie zależęć nie tylko od ilości ciepła tarcia, ale również od intensywności odprowadzania ciepła z obszaru tarcia, co jest związane z konstrukcją węzła oraz sposobem odprowadzania ciepła do otoczenia.

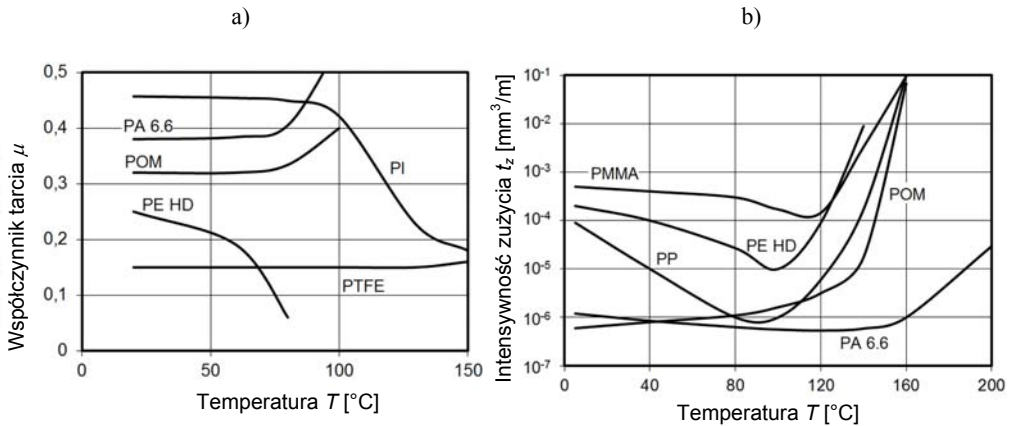
Właściwości tribologiczne, podobnie jak inne właściwości materiałów polimerowych, ulegają zmianie wraz z temperaturą. Można zauważyć, że nie ma zgodności wśród autorów różnych publikacji co do wpływu temperatury na współczynnik tarcia [11], [126], [158], [178]. Ponieważ jest on częściowo związany z własnościami mechanicznymi współpracujących ciernie materiałów będzie się on zmieniał w zależności od zmian ich własności.

Ogólny przebieg wartości współczynnika tarcia w funkcji temperatury przedstawiono na rysunku 4.7. Widoczne są trzy obszary odpowiadające stanom fizycznym, w jakich może znajdować się rozpatrywany materiał polimerowy podczas tarcia. Obszar I odpowiada stanowi wysokoelastycznemu, obszar II – wymuszonej elastyczności, natomiast obszar III odpowiada stanowi szklistemu. Wraz ze zmianą stanu fizycznego polimeru zmienia się mechanizm jego tarcia. W obszarze stanu szklistego (III) duże znaczenie mają straty mechaniczne podczas objętościowego przeformowania warstw wierzchnich polimeru. Udział składowej mechanicznej w pobliżu temperatury zeszklenia T_g jest porównywalny z udziałem sił adhezyjnych. W pobliżu tej temperatury występuje minimum wartości współczynnika tarcia. Wraz z dalszym wzrostem temperatury coraz większą rolę odgrywają oddziaływania adhezyjne polimeru do współpracującej powierzchni (składowa adhezyjna siły tarcia). Wartość współczynnika tarcia rośnie aż do osiągnięcia maksimum w pobliżu temperatury mięknięcia T_m .



Rys. 4.7. Ogólna zależność współczynnika tarcia od temperatury dla polimerowych materiałów termoplastycznych (T_g – temperatura zeszklenia, T_m – temperatura mięknięcia, obszar I – stan wysokoelastyczny, obszar II – stan wymuszonej elastyczności, obszar III – stan szklisty) [11], [126]

Najbardziej wrażliwymi na zmianę temperatury materiałami polimerowymi pod względem właściwości tribologicznych są oczywiście polimery termoplastyczne. Zmiana właściwości tribologicznych wybranych polimerów termoplastycznych w funkcji temperatury została przedstawiona na rysunku 4.8. Jak wynika z przedstawionych zależności, wartość współczynnika tarcia μ dla większości polimerów (z wyjątkiem PTFE) maleje, natomiast intensywność zużycia I_z zwiększa się wraz ze wzrostem temperatury.



Rys. 4.8. Wpływ temperatury na wartość współczynnika tarcia μ (a) oraz intensywność zużycia I_z (b) dla wybranych polimerów współpracujących ze stalą [178]

W pracy [115] przedstawiono badania tribologiczne, których celem było określenie wpływu warunków otoczenia na opory tarcia, w tym również temperatury poniżej 0°C . Badania przeprowadzono na specjalnie zaprojektowanym stanowisku badawczym typu *pin-on-disc*, które było umieszczone w komorze klimatycznej o regulowanej temperaturze i wilgotności względnej. W pierwszym etapie badania obejmowały określenie wpływu temperatury i średniego nacisku jednostkowego na wartość współczynnika tarcia statycznego μ_0 oraz współczynnika tarcia kinetycznego μ_k . Badania te przeprowadzono dla jednych z najczęściej stosowanych w panewkach polimerowych łożysk ślizgowych materiałów, tj.: PEEK, POM, PA, PSU i PTFE w skojarzeniu ze stalą C45.

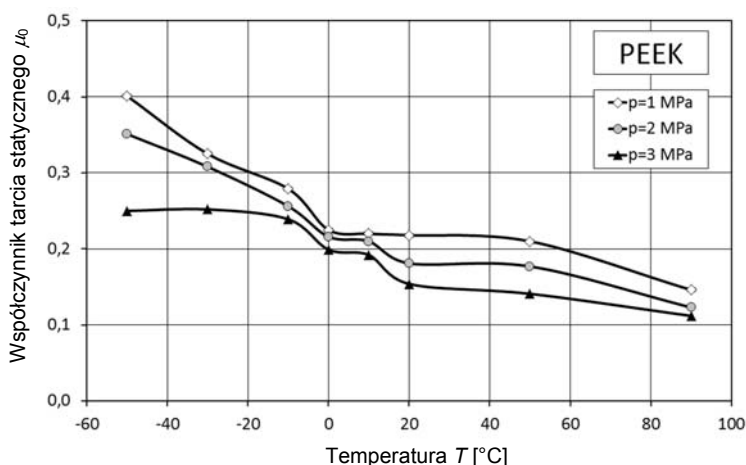
Pomiary wartości współczynników tarcia statycznego μ_0 i kinetycznego μ_k prowadzono dla trzech ustalonych wartości nacisku jednostkowego p : 1 MPa, 2 MPa i 3 MPa. Temperaturę otoczenia zmieniano w zakresie od -50°C do $+90^{\circ}\text{C}$. Podczas badań tribologicznych wyznaczono siłę tarcia występującą w początkowej fazie ruchu pomiędzy polimerową próbką i współpracującym elementem stalowym, a następnie na jej podstawie obliczano współczynnik tarcia statycznego μ_0 . Pomiary prowadzone w dalszym etapie ruchu umożliwiły określenie wartości współczynnika tarcia kinetycznego μ_k . Zmianę współczynnika tarcia statycznego poszczególnych polimerów po stali w zależności od nacisku jednostkowego i temperatury otoczenia przedstawiono w postaci wykresów na rysunkach 4.9–4.13. Natomiast wykresy na rysunkach 4.14–4.18 przedstawiają zmianę współczynnika tarcia kinetycznego μ_k w funkcji temperatury otoczenia.

Analizując charakterystyki dotyczące współczynnika tarcia statycznego μ_0 , wykonane na podstawie przeprowadzonych badań tribologicznych materiałów polimerowych, można sformułować następujące spostrzeżenia i wnioski:

- Analiza przebiegu zmian współczynnika tarcia statycznego μ_0 dla wszystkich badanych materiałów polimerowych ułatwia zauważenie jego zmiany uzależnionej zarówno od temperatury, jak również od nacisku jednostkowego.

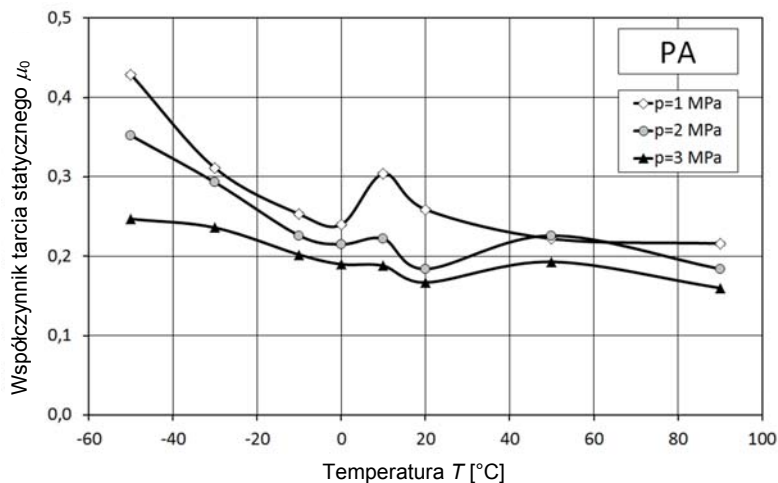
- Zauważono, że wraz ze wzrostem temperatury (w badanym zakresie temperatury od -50 do $+90$ °C) widać znaczne zmniejszenie współczynnika tarcia statycznego μ_0 . Jego największą wartość dla większości materiałów polimerowych można zaobserwować w temperaturze $T = -50$ °C. Większa wartość współczynnika tarcia statycznego obserwowana w temperaturze ujemnej może być efektem zamarzania pary wodnej znajdującej się pomiędzy powierzchniami ślizgowymi pary polimer–metal i pojawienia się dodatkowych połączeń pomiędzy tymi powierzchniami utrudniającymi ruch w początkowym etapie tarcia

- Największą wartością współczynnika tarcia statycznego μ_0 po stali dla każdej wartości nacisku jednostkowego charakteryzuje się PSU – w ujemnym zakresie temperatury oraz PA w dodatnim zakresie temperatury. Najmniejszą wartość współczynnika tarcia statycznego μ_0 po stali ma PTFE w całym zakresie temperatury z wyjątkiem najmniejszego nacisku jednostkowego $p = 1$ MPa, gdzie to w temperaturze dodatniej najmniejszym współczynnikiem tarcia statycznego μ_0 charakteryzuje się POM.

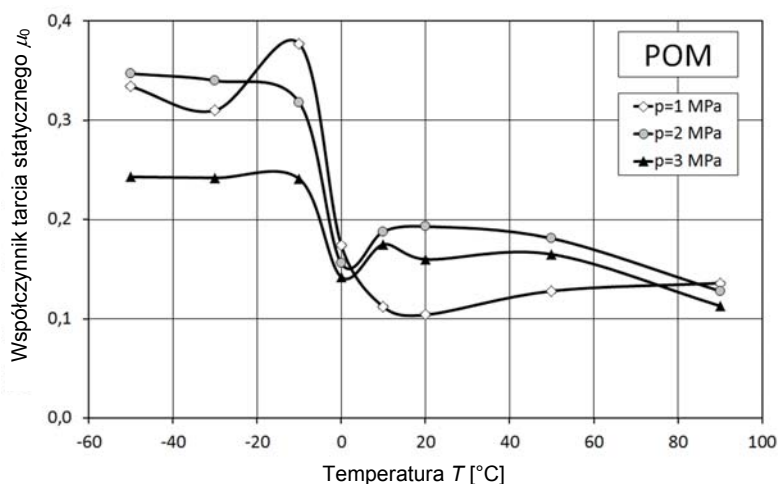


Rys. 4.9. Wykres zależności wartości współczynnika tarcia statycznego μ_0 PEEK po stali od temperatury otoczenia T [°C]

- W temperaturze w pobliżu $T = 0$ °C zauważalne są wyraźne skokowe zmiany wartości współczynnika tarcia statycznego μ_s dla większości materiałów polimerowych. Również pomiary w temperaturze $T = 0$ °C charakteryzują się dużym rozrzutem. Wynika to z występowania w tej temperaturze wody zarówno w stanie stałym (lodu), jak i ciekłym.



Rys. 4.10. Wykres zależności współczynnika tarcia statycznego μ_0 poliamidu PA 6 po stali w zależności od temperatury otoczenia T [°C]

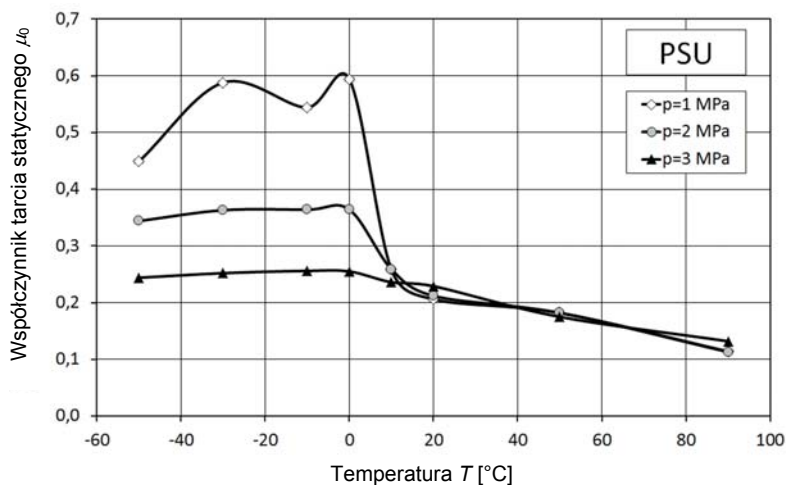


Rys. 4.11. Wykres zależności wartości współczynnika tarcia statycznego μ_0 POM po stali od temperatury otoczenia T [°C]

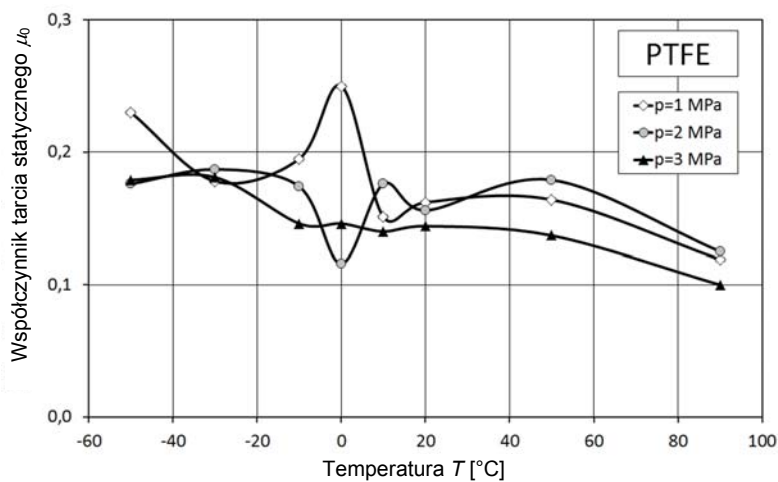
Z kolei analizując charakterystyki dotyczące współczynnika tarcia kinetycznego w początkowym etapie ruchu μ_k , opracowane na podstawie przeprowadzonych badań tribologicznych materiałów polimerowych, można sformułować następujące spostrzeżenia i wnioski:

- Analiza przebiegu zmian współczynnika tarcia kinetycznego μ_k w pierwszej fazie ruchu dla wszystkich badanych materiałów polimerowych wskazuje na za-

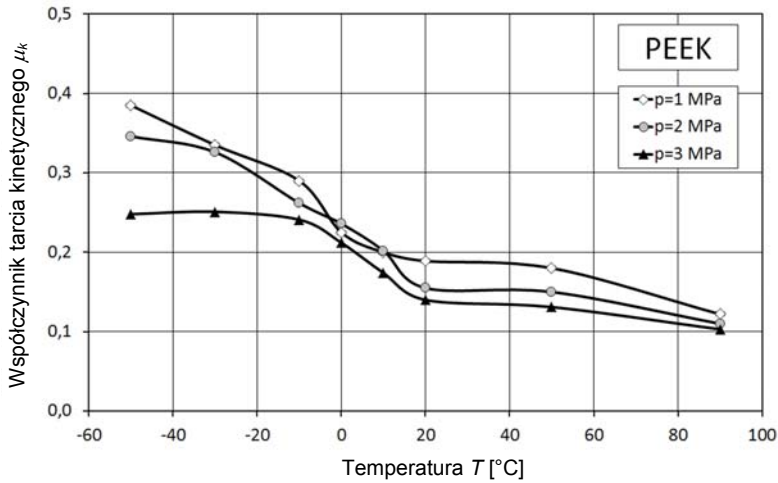
leżność jego wartości zarówno od temperatury, jak również od nacisku jednostkowego.



Rys. 4.12. Wykres zależności współczynnika tarcia statycznego μ_0 PSU po stali od temperatury otoczenia T [°C]

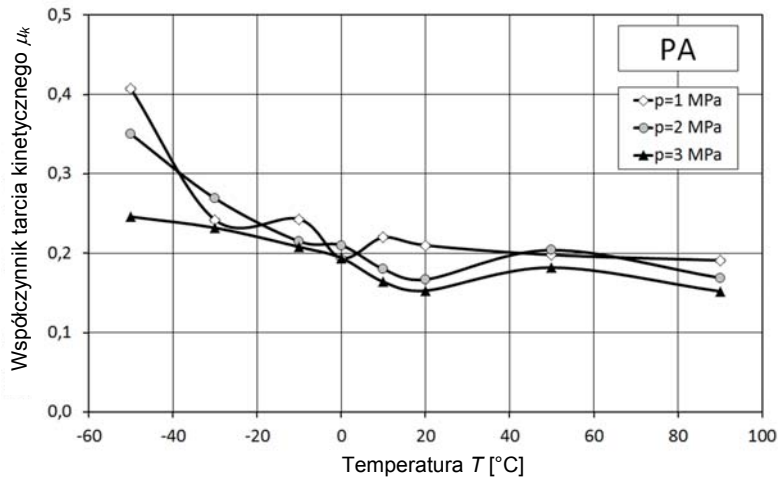


Rys. 4.13. Wykres zależności współczynnika tarcia statycznego μ_0 PTFE po stali od temperatury otoczenia T [°C]



Rys. 4.14. Wykres zależności współczynnika tarcia kinetycznego μ_k PEEK po stali od temperatury otoczenia T [°C] dla różnych nacisków jednostkowych p

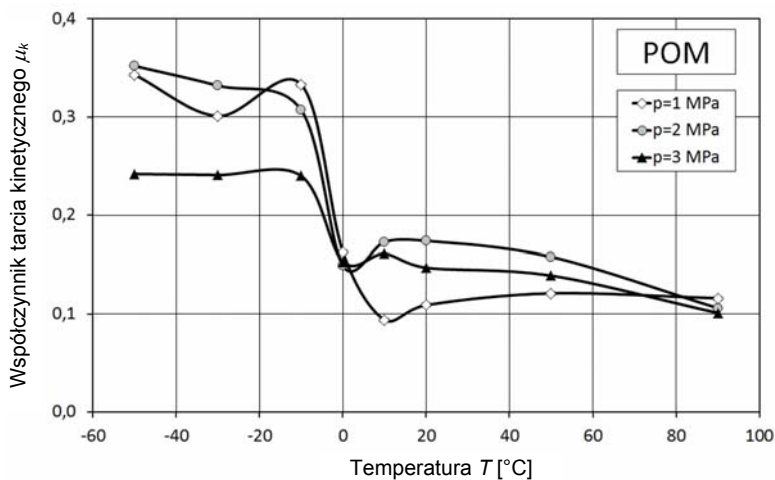
- Podobnie jak w przypadku pomiarów współczynnika tarcia statycznego μ_s , wzrost współczynnika tarcia kinetycznego μ_k zaobserwowano wraz ze wzrostem temperatury oraz ze zmniejszeniem wartości nacisku jednostkowego.



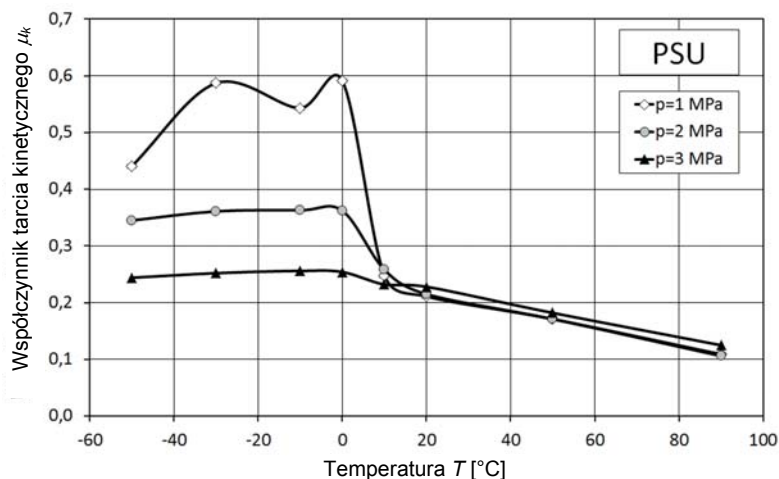
Rys. 4.15. Wykres zależności współczynnika tarcia kinetycznego μ_k poliamidu PA6 po stali od temperatury otoczenia T [°C] dla różnych nacisków jednostkowych p

- Największą wartością współczynnika tarcia kinetycznego μ_k po stali dla każdej wartości obciążenia charakteryzuje się PSU w temperaturze do $T = 50$ °C oraz PA

w temperaturze od $T = 30\text{ }^{\circ}\text{C}$. Najmniejszy współczynnik tarcia kinetycznego μ_k po stali ma PTFE w całym zakresie temperatury od -50 do $90\text{ }^{\circ}\text{C}$).



Rys. 4.16. Wykres zależności współczynnika tarcia kinetycznego μ_k POM po stali od temperatury otoczenia T [$^{\circ}\text{C}$] dla różnych nacisków jednostkowych p

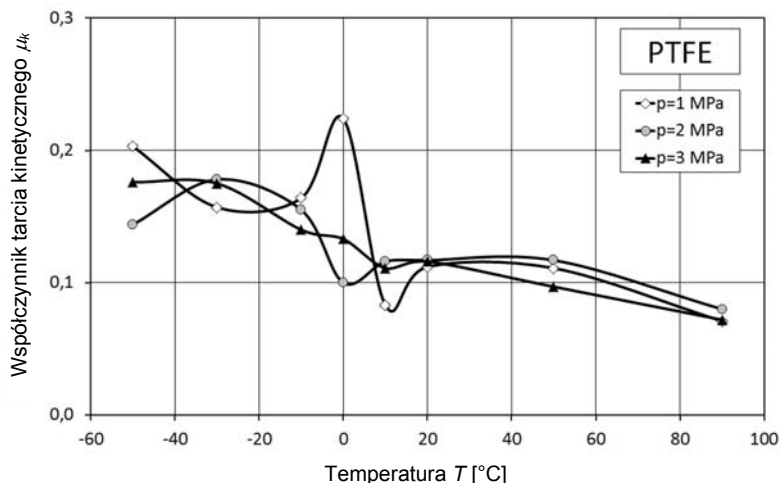


Rys. 4.17. Wykres zależności współczynnika tarcia kinetycznego μ_k PSU po stali od temperatury otoczenia T [$^{\circ}\text{C}$] dla różnych nacisków jednostkowych p

- W temperaturze $T = 0\text{ }^{\circ}\text{C}$ zauważalna jest tendencja zrównania wartości współczynnika tarcia statycznego μ_s dla materiałów polimerowych PEEK, PA oraz POM.

Podobne zjawisko widać również dla PSU w temperaturze $T = 10\text{ }^{\circ}\text{C}$. Jest to identyczna sytuacja z pomiarem współczynnika tarcia statycznego μ_s .

• Najbardziej niestabilne wartości współczynnika tarcia kinetycznego, podobnie jak współczynnika tarcia statycznego, zauważono w przypadku tarcia PTFE po stali. Tu również, dla najmniejszej wartości nacisku jednostkowego $p = 1\text{ MPa}$, można zaobserwować w temperaturze $T = 0\text{ }^{\circ}\text{C}$ znaczny wzrost wartości współczynnika tarcia kinetycznego.



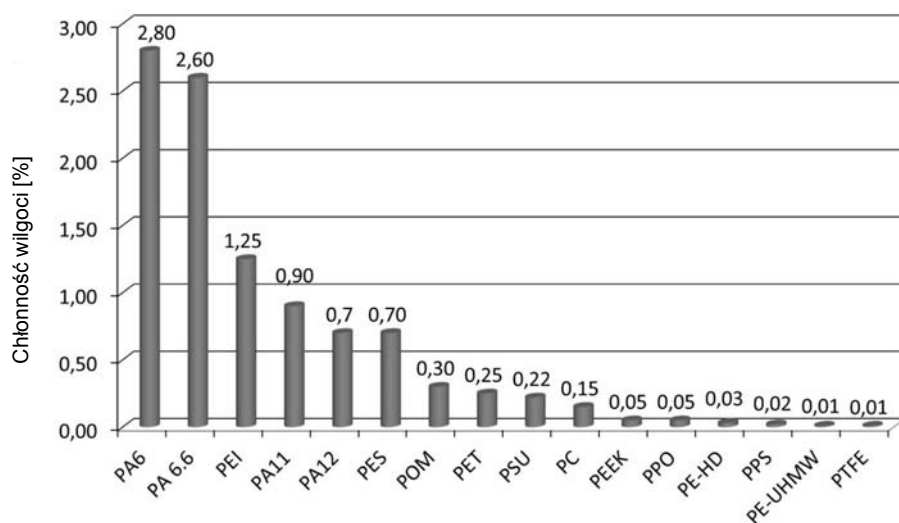
Rys. 4.18. Wykres zależności współczynnika tarcia kinetycznego μ_k PTFE po stali od temperatury otoczenia T [$^{\circ}\text{C}$] dla różnych nacisków jednostkowych p

Należy stwierdzić, że temperatura otoczenia w istotny sposób wpływa zarówno na współczynnik tarcia statycznego, jak i kinetycznego termoplastycznych materiałów polimerowych współpracującymi ślizgowo z materiałami metalowymi. Oznacza to, że w przypadku polimerowych panewek łożysk ślizgowych z tworzyw termoplastycznych jednym z podstawowych parametrów, który należy brać pod uwagę, jest temperatura pracy łożyska. Decyduje ona bowiem nie tylko o oporach tarcia w czasie rozruchu i pracy łożyska, ale również o trwałości panewki. Znajomość charakterystyk tarciovo-zużyciowych materiału polimerowego w funkcji temperatury jest niezbędna do precyzyjnych obliczeń łożysk polimerowych.

4.2.2. RODZAJ ATMOSFERY PROCESU TARCIA PAR POLIMER–METAL

Większość par ślizgowych polimer–metal występujących w elementach maszyn pracuje w atmosferze powietrza. Tlen występujący w powietrzu jest czynnikiem

wpływającym istotnie na właściwości tribologiczne par polimer–metal. Przede wszystkim bierze udział w utlenianiu polimerów, powodując zwiększenie adhezji powierzchni trących. Dzięki temu możliwe jest między innymi wytwarzanie polimerowej warstewki na powierzchni metalowego elementu. Zjawisko to opisano w rozdziale 3.1.1. Warstewka ta ułatwia ślizganie materiału polimerowego po metalu oraz zwykle ogranicza szybkość jego zużycia, wpływając tym samym na właściwości tribologiczne współpracujących materiałów.

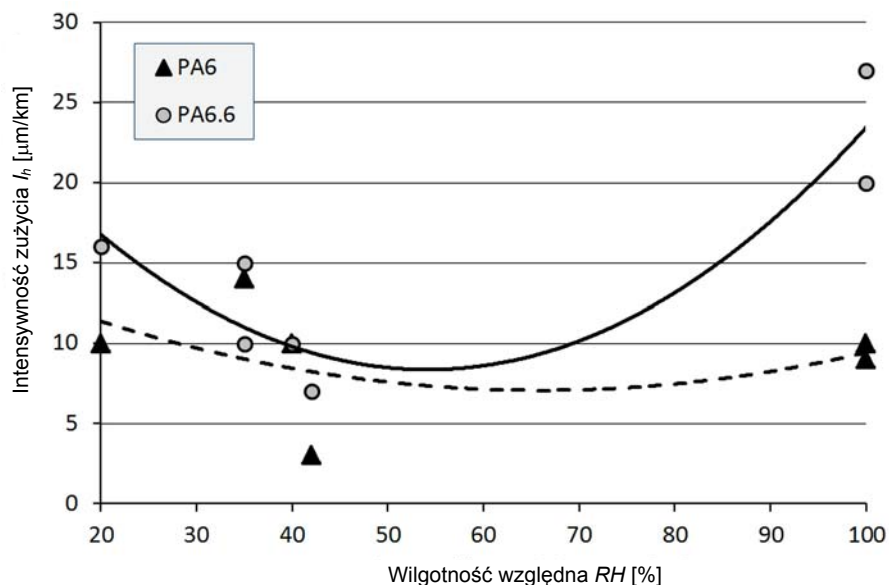


Rys. 4.19. Chłonność wilgoci [%] (z powietrza w temp. 23 °C, 50% wilgotności względnej, po 24 godzinach) dla wybranych polimerów termoplastycznych [69], [179] [196]

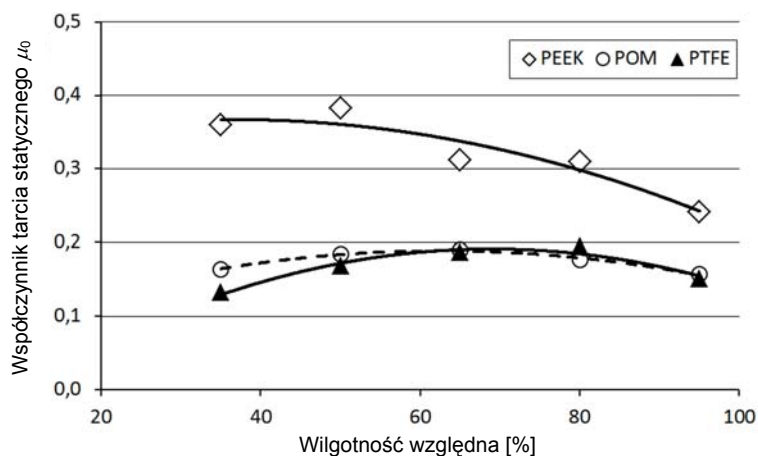
Dodatkowym czynnikiem wpływającym na procesy tarcia zachodzące w otoczeniu powietrza jest woda, która występuje w powietrzu w postaci pary. Gromadzące się na powierzchni ślizgowej cząsteczki pary wodnej pełnią rolę środka smarującego. Również absorpcja wody przez warstwę wierzchnią polimeru, która zmienia adhezję, może wpłynąć na opory tarcia [18], [126], [138]. Z drugiej strony niektóre z polimerów (np. poliamidy) mają zdolność wchłaniania wilgoci z otoczenia, co przyczynia się do zmiany ich cech materiałowych, w tym również właściwości tribologicznych. Chłonność wilgoci przez materiały polimerowe zależy od ich budowy strukturalnej, a także od porowatości, jaka może się pojawić w wyniku powstawania wolnych przestrzeni pomiędzy składnikami w przypadku materiałów kompozytowych. Chłonność wilgoci przez wybrane polimery przedstawiono na rysunku 4.19 oraz podczas omawiania właściwości polimerów w rozdziale 1.

W literaturze dotyczącej zagadnień tarcia polimerów prezentowane są przykłady wpływu wilgotności powietrza na charakterystyki tribologiczne materiałów polimero-

wych współpracujących ślizgowo ze stałą [126]. Dotyczy to przede wszystkim poliamidów, dla których zależności intensywności zużycia w funkcji wilgotności względnej powietrza przedstawiono na rysunku 4.20.



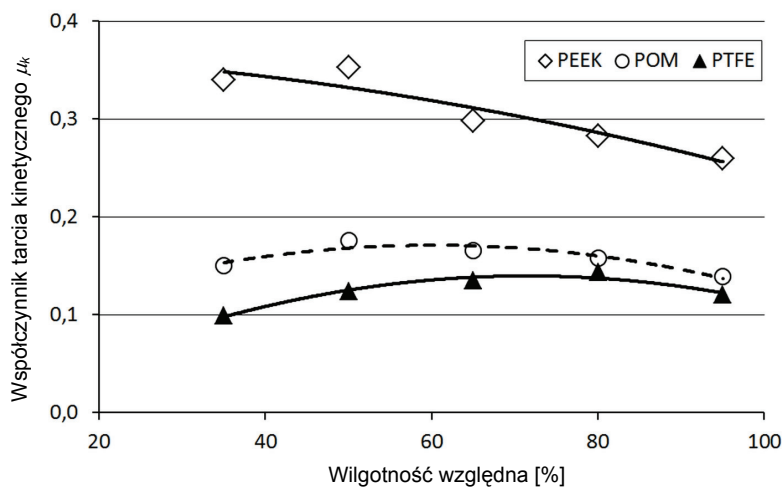
Rys. 4.20. Intensywność zużycia poliamidów PA6 i PA6.6 w funkcji wilgotności bezwzględnej powietrza RH [%] ($p = 1$ MPa, $v = 0,5$ m/s, stały element współpracujący $Rz = 2,4$ µm) [126]



Rys. 4.21. Wpływ wilgotności względnej RH na wartość współczynnika tarcia statycznego μ_0 w temperaturze powietrza $T_0 = 50$ °C dla PEEK, POM oraz PTFE

Woda zawarta w powietrzu wpływa nie tylko na intensywność zużywania polimerów, ale również na wartość oporów tarcia. Z tego powodu przeprowadzono badania tribologiczne [115], których celem była analiza wpływu poziomu wilgotności względnej na charakterystyki tribologiczne trzech wybranych materiałów polimerowych: PEEK, POM oraz PTFE. Materiały te są obecnie jednymi z częściej wykorzystywanych na panewki polimerowych łożysk ślizgowych. Wynikiem badań były charakterystyki (rys. 4.21, 4.22) współczynnika tarcia statycznego μ_s oraz kinetycznego μ_k w zależności od wilgotności względnej RH w zakresie 35–95%. Badania przeprowadzono w komorze klimatycznej na tribotesterze typu *pin-on-disc* w ustalonej temperaturze otoczenia $T_0 = 50$ °C.

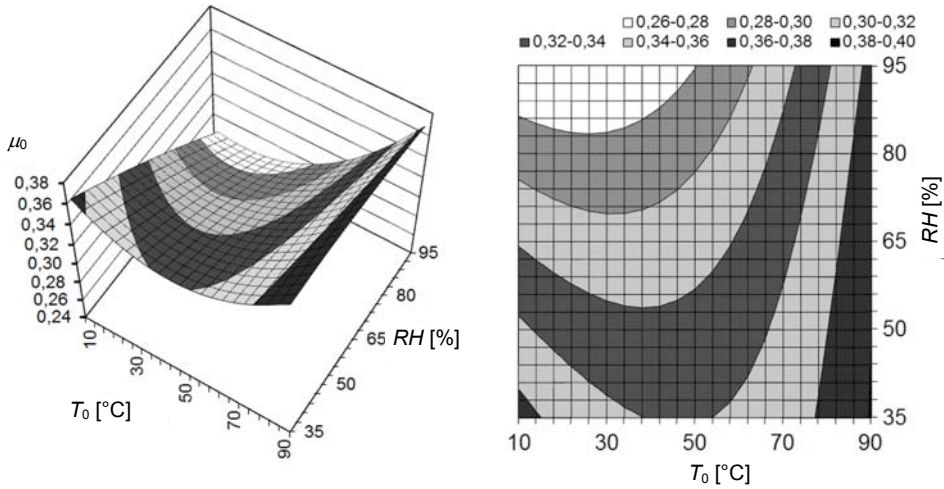
Analiza uzyskanych wyników badań potwierdziła wpływ wilgotności względnej powietrza na współczynnik tarcia statycznego μ_s oraz współczynnik tarcia kinetycznego μ_k . Dla PEEK oba współczynniki w całym zakresie badanej wilgotności względnej maleją. Dla pozostałych dwóch materiałów współczynniki tarcia statycznego oraz kinetycznego mają największą wartość dla wilgotności względnej powietrza $RH = 65\%$. Przy mniejszej wilgotności względnej współczynniki te maleją wraz ze zmniejszaniem wilgotności względnej, natomiast w wilgotności powyżej 65% rosną wraz z jej zwiększaniem.



Rys. 4.22. Wpływ wilgotności względnej RH na wartość współczynnika tarcia kinetycznego μ_k w temperaturze powietrza $T_0 = 50$ °C dla PEEK, POM oraz PTFE

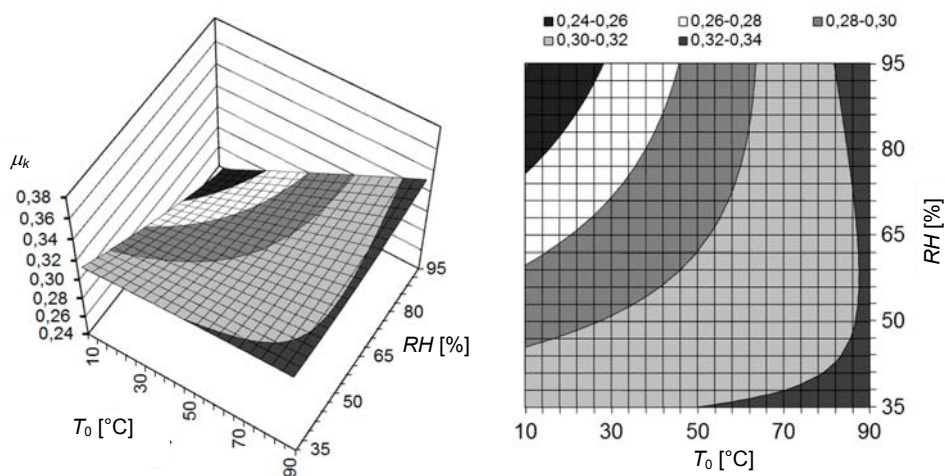
Ponieważ ilość pary wodnej w powietrzu dla danej wilgotności względnej zależy od temperatury powietrza, w dalszej części przeprowadzono badania w celu określenia zmian współczynnika tarcia statycznego μ_s oraz współczynnika tarcia kinetycznego μ_k w funkcji temperatury T [°C] oraz wilgotności względnej RH [%].

Pomiary wykonano w zakresie wilgotności względnej 35–95%. Po osiągnięciu zadanych parametrów (temperatury T oraz wilgotności względnej RH) próbka przebywała w stabilnych warunkach co najmniej pół godziny. Podczas badań przyjęto stałą wartość nacisku jednostkowego $p = 1$ MPa. Na podstawie uzyskanych wyników wyznaczono funkcje regresji w postaci wielomianów drugiego stopnia. Funkcje te posłużyły następnie do wykreślenia wykresów przestrzennych i warstwicznych przedstawiających zmiany współczynnika tarcia statycznego μ_s oraz współczynnika tarcia kinetycznego μ_k w zależności od zmian wartości T oraz RH . Zostały one przedstawione na rysunkach 4.23–4.28.

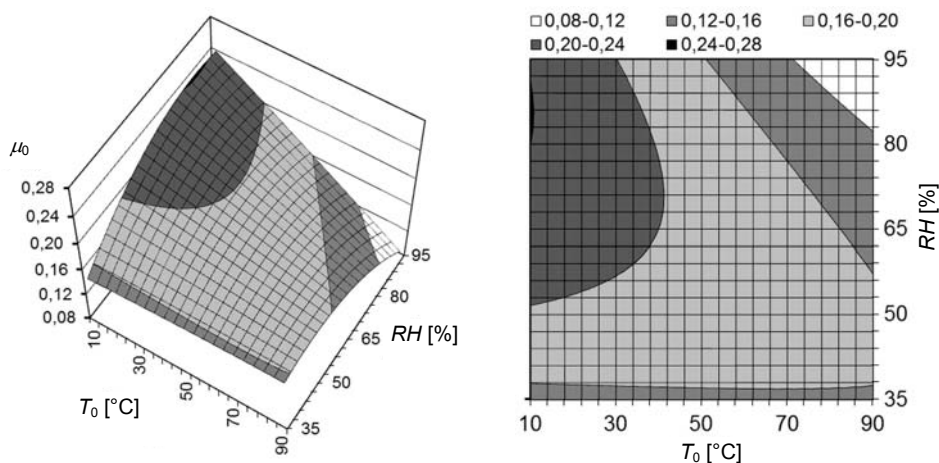


Rys. 4.23. Wartość współczynnika tarcia statycznego μ_0 w zależności od zmian temperatury T [°C] oraz wilgotności względnej RH [%] podczas tarcia suchego PEEK po stali

Wyniki badań potwierdziły wpływ zarówno wilgotności względnej, jak i temperatury powietrza na opory tarcia. Należy jednak zwrócić uwagę, że największy wpływ wilgotności zaobserwowano w niższej temperaturze powietrza niezależnie od badanego materiału. Ponadto widoczne jest nieco odmienne zachowanie PEEK, w którego przypadku zwiększenie wilgotności powietrza przyczyniło się do obniżenia współczynnika tarcia zwłaszcza w dolnym zakresie rozpatrywanej temperatury. Dla pozostałych materiałów, tj. PTFE i POM, zwiększanie wilgotności powodowało początkowy wzrost, a następnie nieznaczne zmniejszenie współczynnika tarcia. Można to tłumaczyć zwilżalnością powierzchni polimerów przez wodę, która jest związana ze swobodną energią powierzchniową materiału polimerowego.

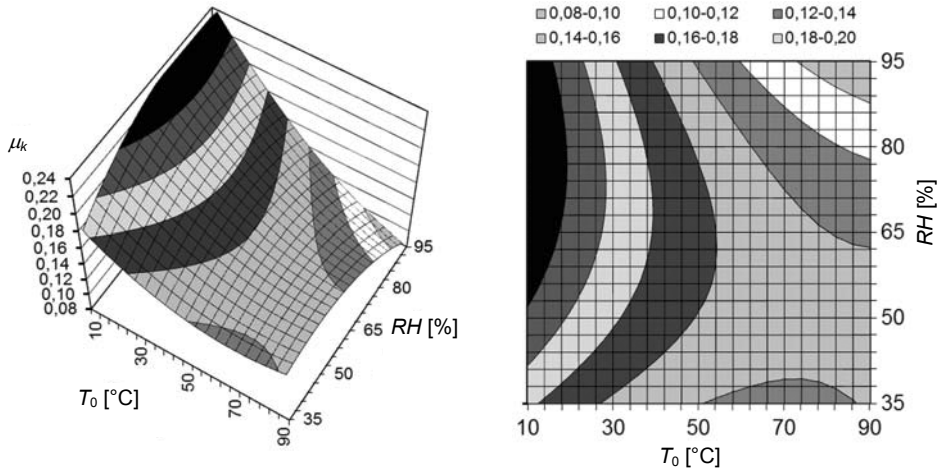


Rys. 4.24. Wartość współczynnika tarcia kinetycznego μ_k w zależności od zmian temperatury T [°C] oraz wilgotności względnej RH [%] podczas tarcia suchego PEEK po stali

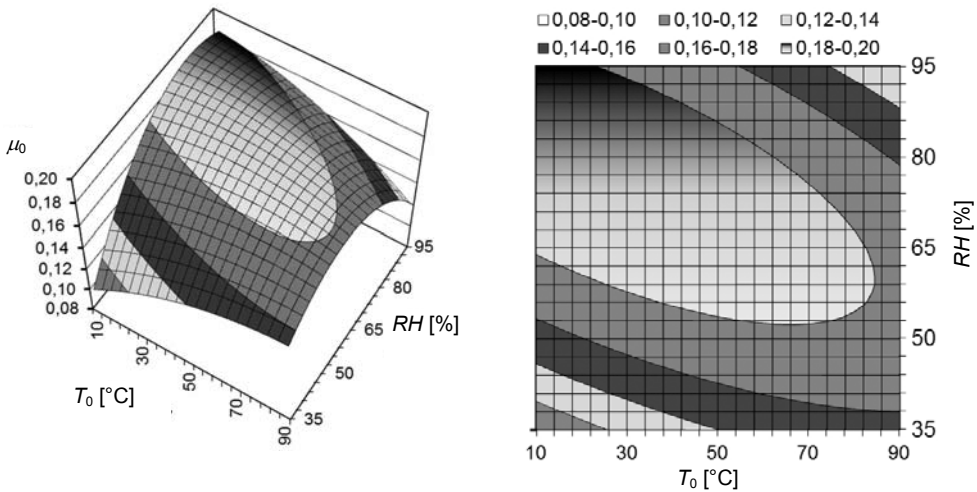


Rys. 4.25. Wartość współczynnika tarcia statycznego μ_0 w zależności od zmian temperatury T [°C] oraz wilgotności względnej RH [%] podczas tarcia suchego POM po stali

Jak wykazały badania energii swobodnej przedstawione w tabeli 4.2, spośród badanych materiałów największą swobodną energię powierzchniową wykazuje PEEK. Oznacza to, że jego powierzchnia jest gorzej zwilżana przez wodę niż w przypadku POM i PTFE. Osadzające się zatem na powierzchni ślizgowej PEEK cząsteczki wody w odmienny sposób wpływają na oddziaływania adhezyjne związane z siłą tarcia niż w przypadku PTFE i POM.



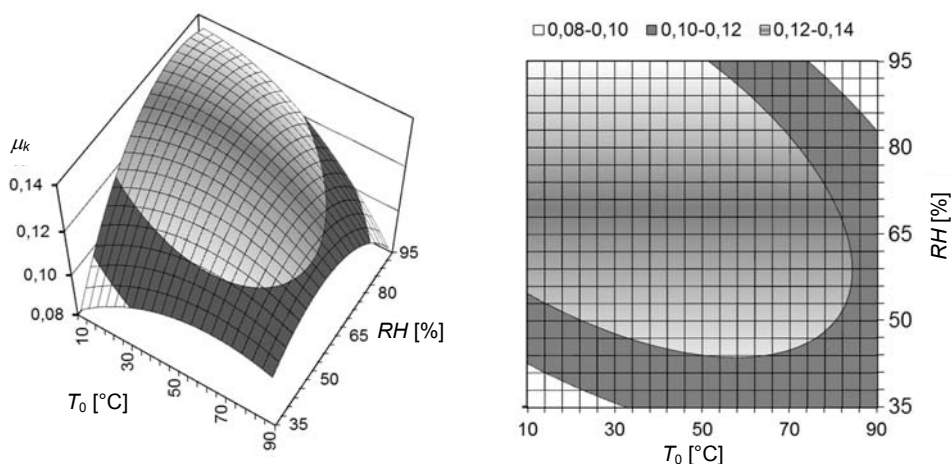
Rys. 4.26. Wartość współczynnika tarcia kinetycznego μ_k w zależności od zmian temperatury T [°C] oraz wilgotności względnej RH [%] podczas tarcia suchego POM po stali



Rys. 4.27. Wartość współczynnika tarcia statycznego μ_0 w zależności od zmian temperatury T [°C] oraz wilgotności względnej RH [%] podczas tarcia suchego PTFE po stali

Obok najczęściej występującej sytuacji pracy polimerowych łożysk ślizgowych w atmosferze powietrza możliwe są również sytuacje, w których tego typu łożysko pracuje w urządzeniach (instalacje przemysłu chemicznego, farmaceutycznego itp.), w których bądź nie ma dostępu powietrza, bądź występuje próżnia. W tej sytuacji będą występowały nieco odmienne procesy i zjawiska związane z tarciem i zużywaniem

niem materiałów współpracujących ze sobą w ślizgowych węzłach maszyn. Tarcie w atmosferze gazów obojętnych, np. argonie, uniemożliwia zaistnienie procesów chemicznych z udziałem tlenu. Brak reakcji z tlenem nie zawsze jest korzystny. Przykładem może być współpraca kompozytu PTFE ze stalą w atmosferze argonu, w temperaturze 150 °C [126]. Podczas tarcia w takich warunkach kompozyt PTFE wykazał wielokrotnie większe zużycie niż w atmosferze powietrza, przy podobnej wartości współczynnika tarcia. Przyczyną był brak tlenu jako katalizatora reakcji pomiędzy uwalnianym się z PTFE fluorem a żelazem. Reakcja taka umożliwia wytworzenie na powierzchni stali polimerowej warstewki, która między innymi redukuje szybkość zużywania PTFE. Również podczas tarcia w próżni par polimer–metal z powodu braku tlenu nie zachodzą procesy utleniania. Jednak występują inne efekty związane z brakiem ciśnienia i szybszym w takich warunkach odparowywaniem składników polimeru.



Rys. 4.28. Wartość współczynnika tarcia kinetycznego μ_k w zależności od zmian temperatury T [°C] oraz wilgotności względnej RH [%] podczas tarcia suchego PTFE po stali

Tabela 4.2. Wyniki badań swobodnej energii powierzchniowej warstwy wierzchniej polimerów [105]

Badany materiał	Swobodna energia powierzchniowa	Składowa dyspersyjna	Składowa polarna	Praca adhezji dla skojarzenia ze stalą C45 (40 HRC)
	γ_s [mJ/m ²]	$\gamma_{s,d}$ [mJ/m ²]	$\gamma_{s,p}$ [mJ/m ²]	W_{ab} [mJ/m ²]
Polietylen PE-UHMW	39,4	39,0	0,5	85,3
Polieteroeteroketon PEEK	45,8	40,6	5,2	96,2
Polioksymetylen POM	43,0	36,1	6,9	93,5
Politetrafluoroetylen PTFE	22,3	18,6	3,7	67,3

Dodatkowo występuje gorsze odprowadzanie ciepła ze strefy tarcia. Dobrymi materiałami w aspekcie cieplnym do pracy w warunkach próżni są politetrafluoroetylen PTFE oraz poliimidy PI, a zwłaszcza kompozyty utworzone na ich podstawie [62], [126], [133].

4.2.3. TARCIE I ZUŻYWANIE PAR ŚLIZGOWYCH POLIMER–METAL W OBECNOŚCI CIECZY

Występowanie cieczy w obszarze tarcia przyczynia się do zmiany właściwości tribologicznych pary ślizgowej polimer–metal. Przede wszystkim należy zwrócić uwagę na odporność materiału polimerowego na długotrwałe działanie cieczy, w obecności której będzie zachodziło tarcie. W tabeli 4.3 przedstawiono odporność najczęściej stosowanych jako łożyska materiałów polimerowych na działanie wybranych substancji chemicznych.

Tabela 4.3. Odporność na czynniki chemiczne wybranych polimerów [180], [185], [186], [190], [196] (A – bardzo dobra odporność, B – ograniczona odporność, C – brak odporności, b.d. – brak danych)

Czynniki chemiczne	Materiał polimerowy									
	PA6, PA6.6	PA11, PA12	POM	PE-HD, PE-UHMW	PET	PPO (PPE)	PSU	PI	PEEK	PTFE
Alkohol (np. metanol, etanol, izopropanol)	A	A	A	A	A	b.d.	A	A	A	A
Benzyna, olej napędowy, benzen	A	A	A	B	A	b.d.	A	A	A	A
Estry (np. octan metylu, octan etylu)	A	A	C	A	A,B	b.d.	B,C	A	b.d.	A
Eter (np. eter etylowy, eter olejowy)	A	A	A	b.d.	A	b.d.	A	A	b.d.	b.d.
Ketony (aceton)	A	A	A	A	C	b.d.	C	A	A	A
Mocne kwasy (np. chlorowodorowy, azotowy, siarkowy)	C	C	C ^{*)}	B	A,C	A	A,C	A,C	A,C	A
Mocne zasady	A	A	A,B ^{*)}	A	b.d.	A	b.d.	b.d.	b.d.	A
Oleje jadalne	A	A	A	A	b.d.	b.d.	b.d.	A	b.d.	A
Słabe kwasy (np. masłowy, oleinowy, mlekowy)	C	C	A	A	A,B,C	A	A,B,C	A,B	A	A
Słabe zasady	A	A	A	A	b.d.	A	b.d.	b.d.	b.d.	A
Tłuszcz	A	A	A	A	b.d.	b.d.	b.d.	A	b.d.	A
Toluen	A	A	A	b.d.	B	b.d.	C	A	A	b.d.
Woda	A	A	A	A	A	A	A	A	A	A
Wrząca woda	B	B	A	A	C	A	B	C	A	A

^{*)} – roztwór 10% NaOH

Opisane cechy nie są jednak gwarantowane przez producentów polimerów i należy traktować je jako ogólne wytyczne. Dokładne warunki pracy należy rozpatrywać indywidualnie. Warto również pamiętać o możliwości pojawienia się zużycia tribo-

chemicznego. Zużywanie to dotyczy nie tylko materiału polimerowego, ale również współpracującego materiału metalowego [110]. Oznacza to, że mimo odporności chemicznej na środowisko materiałów pary ślizgowej mogą pojawić się reakcje chemiczne w wyniku procesu tarcia (tribochemiczne), które będą destrukcyjnie oddziaływać na współpracujące materiały powodując ich przyspieszone zużywanie.

W odpowiednich warunkach pracy węzła ślizgowego (łożyska) może pojawić się smarowanie elastohydrodynamiczne (EHD). Wówczas zużywanie materiału polimerowego będzie zachodziło praktycznie jedynie podczas rozruchu lub w sytuacjach, kiedy zmiana warunków tarcia spowoduje przejście tarcia płynnego w obszar tarcia mieszanego. Opory ruchu w warunkach tarcia płynnego wynikają z własności cieczy smarującej (np. lepkość), postaci geometrycznej łożyska ślizgowego oraz wartości parametrów wymuszeń (p , v). W przypadku analizowania zagadnień tarcia i zużycia par polimer–metal w obszarze tarcia płynnego należy stosować ogólnie przyjęte teorie dotyczące tarcia płynnego stosowane dla par metal–metal. Zostały one omówione szeroko w literaturze zajmującej się problematyką tribologiczną [13], [43], [64], [87], [136] i nie będą przedmiotem rozważań prowadzonych w niniejszym opracowaniu.

W sytuacji kiedy tarcie pary polimer–metal odbywa się w zakresie tarcia mieszanego lub granicznego analizowanie właściwości tribologicznych powinno odbywać się z wykorzystaniem wyników badań doświadczalnych. Wynika to między innymi stąd, że procesy i zjawiska zachodzące na granicach układu polimer–ciecz–metal mogą znacząco się różnić w zależności od rodzaju materiału polimerowego, zwłaszcza jeżeli jest on kompozytem zawierającym różne napełniacze.

Analiza tarcia materiałów polimerowych po metalach w obecności cieczy jest stosunkowo obszernie prezentowana w literaturze [10], [97], [126], [150], [158]. Sytuacja taka najczęściej występuje w uszczelnieniach technicznych, w których podczas ruchu pomiędzy powierzchnie polimeru i metalu dostaje się niewielka ilość cieczy, dla której uszczelnienie ma stanowić zapórę. Ponieważ materiały polimerowe charakteryzują się dobrą odpornością chemiczną, dlatego łożyska, w których stosuje się polimerowe panewki, nie muszą być specjalnie chronione (uszczelniane) przed działaniem różnych substancji ciekłych [35]. Substancje te mogą w takich łożyskach pełnić rolę środka smarnego, jednak wówczas najczęściej współpraca pomiędzy materiałem polimerowym i metalowym odbywa się w warunkach tarcia mieszanego lub granicznego. Wynika to przede wszystkim z niewielkiej ilości cieczy znajdującej się w obszarze tarcia lub niewielkich prędkości stycznych czopa względem panewki.

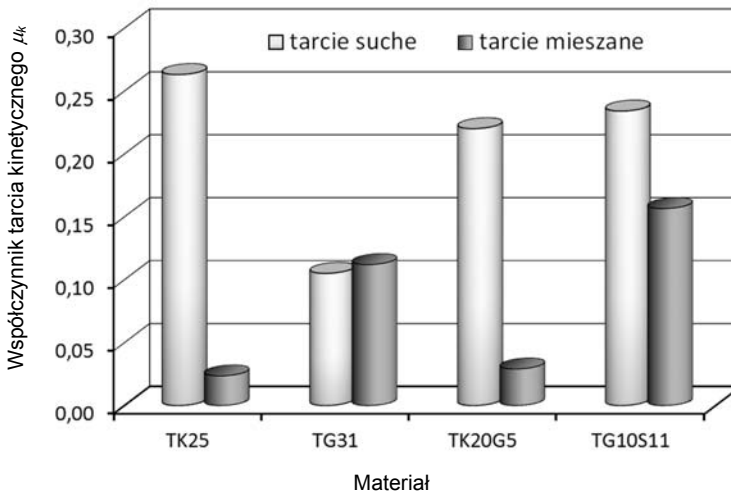
Tarcie kinetyczne

Większość prowadzonych badań tribologicznych par ślizgowych polimer–metal dotyczy tarcia kinetycznego przy skąym smarowaniu w ustalonych warunkach równowagi cieplnej. Jako ciecze smarujące najczęściej stosowane są oleje oraz woda. Przykładem mogą być badania przedstawione i opisane w publikacjach [18] [165], [158] [97] [126] [138] [160]. Stwierdzono w nich, że smarowanie olejem generalnie poprawia właściwo-

ści tribologiczne par polimer–metal. Przede wszystkim maleją opory tarcia i jednocześnie zwiększa się odporność na zużycie większości badanych materiałów polimerowych. Dla niektórych polimerów intensywność zużywania zmniejsza się kilkakrotnie (np. PA, POM, PE-UHMW) [126]. Z kolei obecność wody jako środka smarowego wpływa w różny sposób na właściwości tribologiczne materiałów polimerowych podczas ich współpracy z metalami. Współczynnik tarcia nieznacznie zmniejsza się, jednak intensywność zużywania może się zwiększyć na przykład w przypadku PTFE. Obecność wody przyczynia się do utrudnionego wytwarzania polimerowego filmu na powierzchni metalu, co przyczynia się do zwiększonego zużycia tego polimeru. Nie jest to jednak regułą, gdyż np. smarowanie wodą przyczyniło się do znacznego (50-krotnego) zmniejszenia zużycia PE-UHMW współpracującego z Al_2O_3 .

W opracowaniu [165] przedstawiono porównanie kompozytów PTFE współpracujących ślizgowo ze stalą C45 w warunkach tarcia suchego lub mieszanego. Celem badań było określenie właściwości tribologicznych badanych skojarzeń ślizgowych w sytuacji, gdy powierzchnie współpracujących materiałów będą zwilżane niewielką ilością oleju (olej wzorcowy ASTM-1 prod. „Fuchs of Oil”). Badania przeprowadzono na stanowisku typu *pin-on-disc* w ustalonych warunkach pracy, czyli przy nacisku jednostkowym $p = 2 \text{ MPa}$ i prędkości ślizgania $v = 0,4 \text{ m/s}$ dla następujących kompozytów PTFE (udział napelniaczy podano wagowo

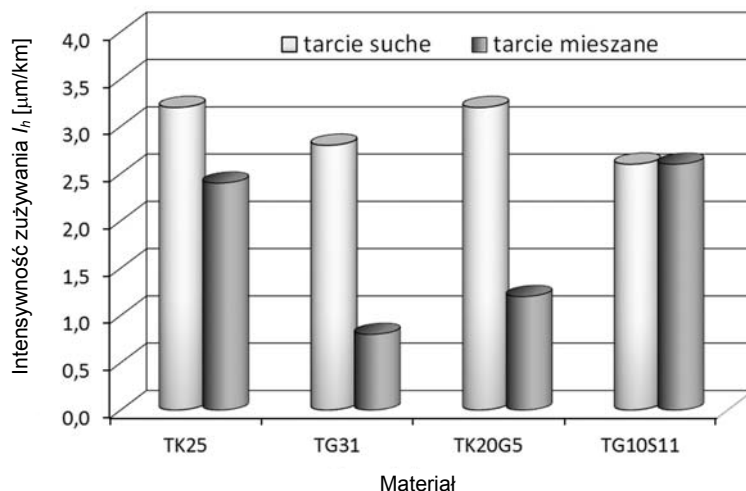
- TK25 – PTFE+25% koksu,
- TG31 – PTFE+31% grafitu cejlońskiego,



Rys. 4.29. Współczynnik tarcia wybranych kompozytów PTFE przy tarcu suchym oraz tarcu mieszanym po stali C45 ($p = 2 \text{ MPa}$, $v = 0,4 \text{ m/s}$, oznaczenia materiałów opisano w tekście)

- TK20G5 – PTFE+20% koksu+5% grafitu cejlońskiego,
- TG10S11 – PTFE+20% grafitu cejlońskiego+11% włókna szklanego

Uzyskane wyniki w postaci współczynników tarcia kinetycznego μ_k oraz intensywności zużycia liniowego I_h przedstawiono na rysunkach 4.29 oraz 4.30.

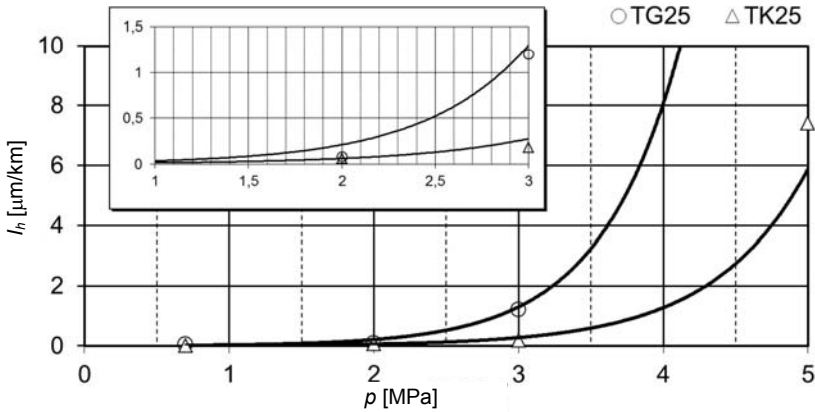


Rys. 4.30. Intensywność zużycia liniowego I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$] wybranych kompozytów PTFE przy tarcu suchym oraz tarcu mieszanym po stali C45 ($p = 2$ MPa, $v = 0,4$ m/s, oznaczenia materiałów opisano w tekście)

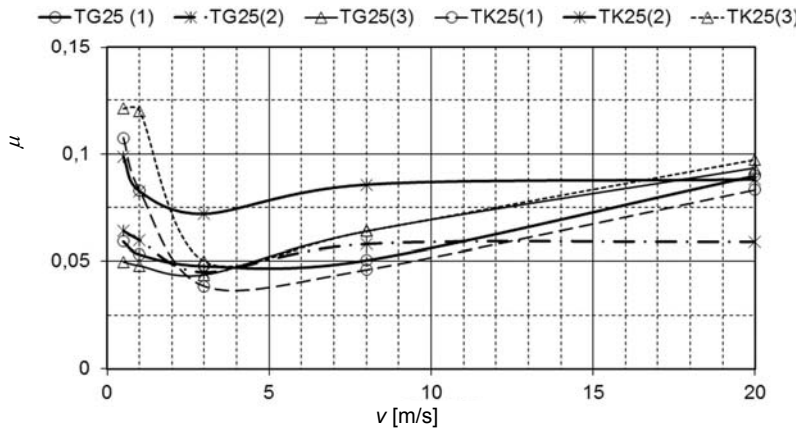
Wynika z nich, że opory tarcia w badanych parach polimer–metal, jak należało oczekiwać, wyraźnie zmniejszyły się w obecności środka smarującego przy współpracy ze stalą. Wyjątek stanowi kompozyt Tarflen TG31, dla którego opory podczas tarcia mieszane różniły się nieznacznie w stosunku do oporów zaobserwowanych podczas tarcia suchego. Zjawisko to można tłumaczyć prawdopodobnie tym, że podczas współpracy tego kompozytu ze stalą decydujący wpływ na wielkość oporów ruchu mają zjawiska adhezji. Wprowadzenie oleju przy gładkiej powierzchni zarówno stali, jak i kompozytu nie zmieniło w tym przypadku charakteru zachodzących zjawisk. W warunkach tarcia mieszane najlepsze właściwości tribologiczne zaobserwowano dla kompozytu TK20G5, dla którego intensywność zużycia wyniosła $I_h = 1,2$ $\mu\text{m}/\text{km}$, natomiast współczynnik tarcia $\mu = 0,029$. Te dobre właściwości tribologiczne można tłumaczyć porowatą budową cząstek koksu, które utrzymują warstewkę oleju na powierzchni kompozytu podczas procesu tarcia. Wyniki badań potwierdziły również zwiększenie odporności na zużycie w obecności czynnika smarującego dla wszystkich badanych kompozytów (np. dla kompozytu TG31 ponadtrzykrotnie).

Wpływ nacisku jednostkowego na intensywność zużywania wybranych kompozytów polimerowych na osnowie PTFE [158], [160] współpracujących ze stalą podczas smarowa-

nia olejami przedstawiono na rysunku 4.31, natomiast wpływ względnej prędkości ślizgania na współczynnik tarcia dla tych samych kompozytów przedstawiono na rysunku 4.32.



Rys. 4.31. Wpływ nacisku jednostkowego p [MPa] na intensywność zużycia I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$] przy tarcii mieszanej kompozytów PTFE (TG25 – PTFE+25% wag. grafitu, TK25 PTFE+25% wag. koksu) [158], [160]: (1) – tarcie w oleju Lotos ($T_0 = 60^\circ\text{C}$), (2) – tarcie w oleju Lotos ($T_0 = 110^\circ\text{C}$), (3) – tarcie w oleju Mobil ($T_0 = 60^\circ\text{C}$)



Rys. 4.32. Wpływ prędkości ślizgania v na wartość współczynnika tarcia μ przy tarcii mieszanej kompozytów PTFE (TG25 – PTFE+25% wag. grafitu, TK25 PTFE+25% wag. koksu): (1) – tarcie w oleju Lotos ($T_0 = 60^\circ\text{C}$), (2) – tarcie w oleju Lotos ($T_0 = 110^\circ\text{C}$), (3) – tarcie w oleju Mobil ($T_0 = 60^\circ\text{C}$) [158], [160]

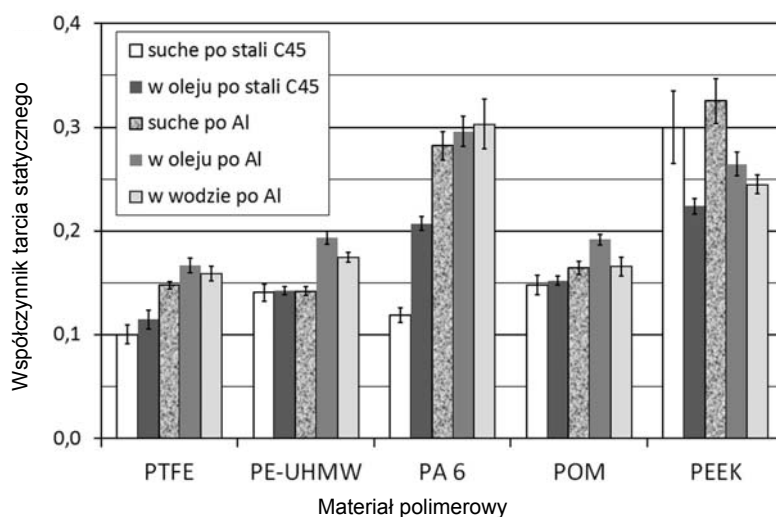
Badania przeprowadzono w obszarze tarcia mieszanego oraz płynnego, o czym świadczą uzyskane charakterystyki współczynnika tarcia w funkcji prędkości ślizgania (rys. 4.32). Wyraźnie widoczne jest na nich minimum współczynnika tar-

cia, które odpowiada tarceniu granicznemu podczas przechodzenia tarcia mieszanego w tarcie płynne.

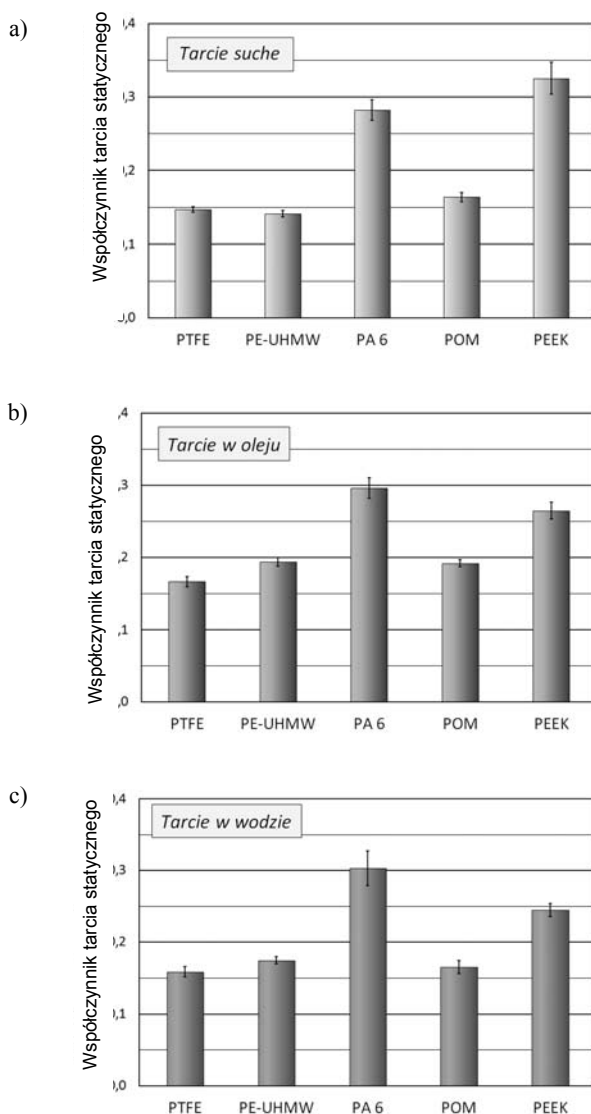
Przedstawione wyniki wykazały, że istnieje ścisły związek pomiędzy właściwościami tribologicznymi par kompozyt PTFE–stal, a obecnością i rodzajem środka smarnego (oleju) w obszarze tarcia oraz parametrami ruchowymi, takimi jak prędkość ślizgania czy nacisk jednostkowy. Wraz ze wzrostem nacisku jednostkowego intensywność zużywania zwiększa się, co należy tłumaczyć zwiększaniem obszarów bezpośredniego styku, tj. bez obecności oleju, powierzchni materiału polimerowego i metalu. W tych obszarach występuje zwiększenie oddziaływań mechanicznych i adhezyjnych pomiędzy współpracującymi materiałami. Dodatkowo obecność oleju uniemożliwia przenoszenie PTFE na powierzchnię metalu i utworzenie na niej warstewki ochronnej. Z kolei przy małej prędkości ślizgania jej zwiększanie powodowało zmniejszenie współczynnika tarcia. Powyżej pewnej wartości granicznej zwiększanie prędkości powodowało nieznaczne zwiększenie współczynnika tarcia. Przyczyną takiego zachowania może być przejście tarcia mieszanego w tarcie płynne.

Tarcie statyczne

Oddzielnym zagadnieniem jest wpływ obecności cieczy na opory tarcia podczas rozruchu par ślizgowych polimer–metal. Niestety niewiele publikacji dotyczy tego zagadnienia dla tego typu skojarzeń ślizgowych. Badania dotyczące oporów tarcia podczas rozruchu (współczynnik tarcia statycznego) przedstawione zostały między innymi



Rys. 4.33. Współczynnik tarcia statycznego wybranych materiałów polimerowych w różnym środowisku tarcia ($p = 0,9-1,0$ MPa, $T_0 = 24$ °C, $t_p = 60$ s) [149]



Rys. 4.34. Współczynnik tarcia statycznego wybranych materiałów polimerowych po aluminium w różnym środowisku tarcia (a – tarcie suche, b – tarcie mieszane w obecności oleju, c – tarcie mieszane w wodzie) ($p = 0,9-1,0$ MPa, $T_0 = 24$ °C, $t_p = 60$ s) [149]

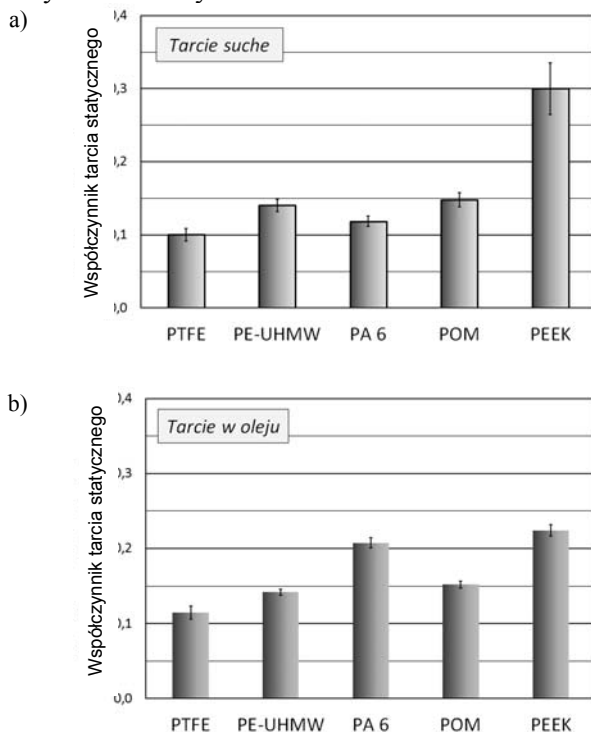
w pracach [149], [150]. W przypadku tarcia statycznego istotnymi parametrami wpływającymi na wartość współczynnika tarcia są obok temperatury nacisk jednostkowy oraz czas postępu pary ślizgowej pod obciążeniem. Badanymi materiałami polimerowymi były między innymi tworzywa termoplastyczne, które są często wykorzy-

stywane w ślizgowych elementach maszyn typu łożyska i uszczelnienia. Do badań przyjęto: poliamid (PA), poliacetal (POM), politetrafluoroetylen (PTFE), polietylen (PE-UHMW) i polieteroeteroketon (PEEK). Podczas badań materiały te współpracowały z przeciwpróbkami wykonanymi ze stali C45 według EN 10083 (twardość 40 HRC) lub stopu aluminium EN AW-2017A (PA6), których parametr chropowatość powierzchni $R_a = 0,2 \mu\text{m}$.

Badania przeprowadzono po wstępnym docieraniu par ślizgowych w następujących warunkach tarcia:

- średni nacisk jednostkowy: $p = 1,0\text{--}1,1 \text{ MPa}$,
- czas postoju pod obciążeniem: $t_p = 60 \text{ s}$,
- temperatura otoczenia: $T_0 = 24 \text{ }^\circ\text{C}$,
- warunki tarcia: technicznie suche, mieszane w obecności wody destylowanej, mieszane w obecności oleju hydraulicznego Hydrol LHM-HLP 68.

W celu porównania i łatwiejszej analizy uzyskanych wyników zostały one przedstawione w postaci wykresów na rysunkach 4.33–4.35.



Rys. 4.35. Współczynnik tarcia statycznego wybranych materiałów polimerowych po stali C45 w różnym środowisku tarcia (a – tarcie suche, b – tarcie mieszane w obecności oleju, c – tarcie mieszane w wodzie) ($p = 0,9\text{--}1,0 \text{ MPa}$, $T_0 = 24 \text{ }^\circ\text{C}$, $t_p = 60 \text{ s}$) [149]

W warunkach tarcia suchego najmniejsze wartości współczynnika tarcia statycznego ($\mu_0 < 0,16$) wśród badanych materiałów wykazywały tworzywa termoplastyczne, takie jak PTFE, PE-UHMW oraz POM. Wynika to z ich zdolności do tworzenia cienkiej warstewki polimerowej na powierzchni elementu metalowego, ułatwiającej ślizganie w warunkach tarcia suchego. Podczas tarcia suchego tworzywa termoplastyczne wykazują zdolność tworzenia w bardzo krótkim czasie, już po kilku cyklach ruchu, cienkiej warstewki polimerowej (filmu) na powierzchni elementu metalowego. Warstewka ta powstaje między innymi z produktów zużycia i znacząco ułatwia ślizganie w warunkach tarcia suchego. Zjawisko to opisano w rozdziale 3.1. Jej powstawanie jest jednak znacznie utrudnione w obecności cieczy smarujących, jak woda lub olej.

W przypadku tarcia mieszanego o wielkości oporów tarcia decyduje przede wszystkim zwilżalność cieczą powierzchni obu współpracujących ślizgowo materiałów, co wyjaśnia występowanie dla materiałów termoplastycznych większego współczynnika tarcia mieszanego w obecności wody w porównaniu z tarciem technicznie suchym. Najbardziej uniwersalnymi materiałami polimerowymi ze względu na jak najmniejsze opory tarcia statycznego w różnych warunkach tarcia (suche, mieszane) okazały się: PTFE, PE-UHMW oraz POM ($\mu_0 = 0,10-0,19$). Warto zauważyć, że w przypadku tych materiałów średnia wartość współczynnika tarcia zmieniała się tylko nieznacznie wraz ze zmianą warunków tarcia.

Wymienione materiały, z wyjątkiem POM, charakteryzuje stosunkowo niewielka twardość, stąd ich powierzchnia łatwiej dopasowuje się do powierzchni współpracującego elementu metalowego. Pełniejszego wyjaśnienia uzyskanych wyników badań tarcia statycznego należałoby jednak doszukiwać się między innymi w oddziaływaniach adhezyjnych pomiędzy badanymi materiałami oraz zwilżalności ich powierzchni przez ciecze, takie jak olej hydrauliczny czy woda stosowane w hydraulice. Oddziaływania adhezyjne oraz zdolność do utrzymywania się cieczy pomiędzy materiałami pary trącej decydowały w przypadku tarcia mieszanego o wartości współczynnika tarcia.

Można zaobserwować wyraźny wpływ smarowania na właściwości tribologiczne materiałów polimerowych współpracujących ślizgowo z metalami. W większości przypadków współczynnik tarcia w obecności cieczy zmienia się nieznacznie, zwłaszcza przy niewielkich prędkościach ślizgania i dużych naciskach jednostkowych. Z kolei obecność cieczy smarującej może przyczynić się do zmniejszenia intensywności zużywania, chociaż w przypadku niektórych polimerów, np. PTFE, intensywność zużywania może być większa ze względu na utrudnione przenoszenie polimeru na element metalowy i tworzenie polimerowej warstewki. Podczas projektowania łożysk ślizgowych pracujących w obecności cieczy należy również pamiętać o ich oddziaływaniu na strukturę polimeru, które może prowadzić do zmiany wymiarów panewki (np. obecność wody po zastosowaniu poliamidów) lub zmian

w warstwie wierzchniej materiału polimerowego przyczyniających się do zwiększenia szybkości jego zużywania.

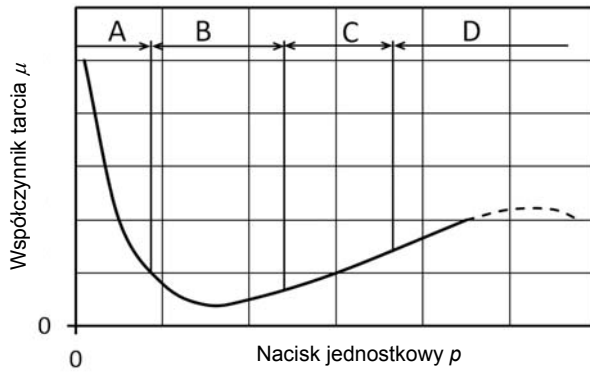
4.3. NACISK JEDNOSTKOWY

Nacisk jednostkowy obok prędkości ślizgania jest jednym z ważniejszych czynników wpływających na tarcie i zużywanie materiałów polimerowych. Wpływ nacisku wynika z odkształcalności polimerów i zmiany rzeczywistej powierzchni styku w obszarze tarcia wraz ze zwiększaniem nacisku jednostkowego. Konsekwencją tego jest zmiana charakteru oraz wielkości oddziaływań (adhezyjnych, mechanicznych) pomiędzy współpracującymi ślizgowo materiałami, które wpływają zarówno na opory tarcia, jak i procesy zużywania. Dodatkowo zwiększanie nacisku jednostkowego przy określonej prędkości względnej ślizgania powoduje zwiększenie energii tarcia, co prowadzi między innymi do podniesienia temperatury elementów ślizgowych i przekłada się na zmianę właściwości tribologicznych współpracujących materiałów w ramach tego skojarzenia.

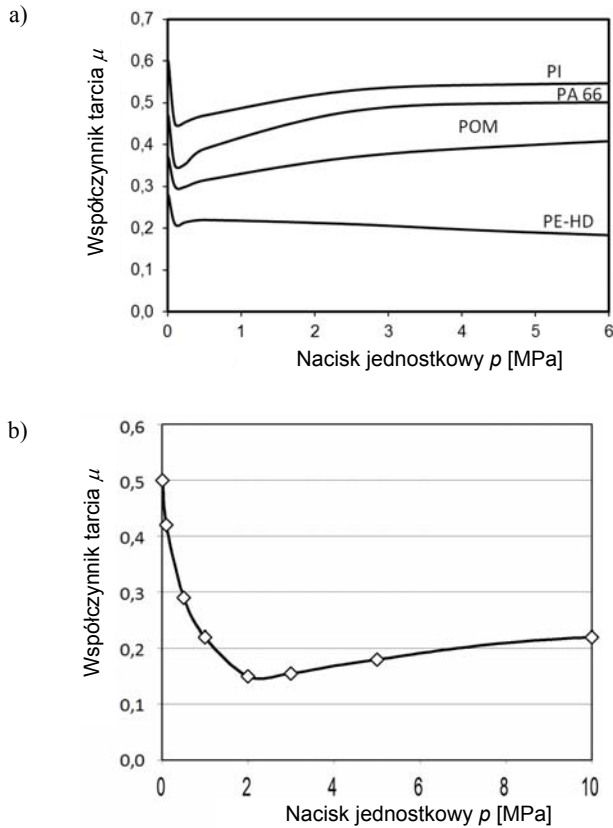
4.3.1. WPŁYW NACISKU JEDNOSTKOWEGO PODZAS TARCIA KINETYCZNEGO

Wpływ nacisku powierzchniowego na właściwości ślizgowe podczas względnego ruchu elementów pary trącej można ustalić tylko w krótkim przedziale czasu, gdyż takie czynniki, jak nagrzewanie się i zmiana profilu powierzchni ślizgowych mogą zmienić wyniki pomiaru. Zwykle podaje się zależność współczynnika tarcia od nacisku dla ustalonego stanu tarcia. W ogólnym przypadku charakter przebiegu wartości współczynnika tarcia w zależności od obciążenia dla tworzyw sztucznych współpracujących z elementem metalowym ma wygląd jak na rysunku 4.36.

Podczas tarcia tworzyw sztucznych styk jest częściowo sprężysty i częściowo plastyczny z przewagą pierwszego przy małych obciążeniach, a drugiego przy większych obciążeniach (naciskach). W przedziale A współczynnik tarcia zmniejsza się w miarę wzrostu obciążenia, wskutek wzrostu rzeczywistej powierzchni styku przy sprężystym kontakcie. Po osiągnięciu minimum (przedział B) współczynnik tarcia zwiększa się (przedział C), co spowodowane jest wzrostem udziału styku plastycznego z jednoczesnym wzrostem sił mikroskrawania. Przy dalszym wzroście obciążenia (przedział D) następuje nieznaczne zwiększenie współczynnika tarcia, a następnie jego zmniejszenie w wyniku podwyższenia się temperatury w strefie styku, mięknięcia materiału polimerowego i zredukowania tym samym sił mikroskrawania.



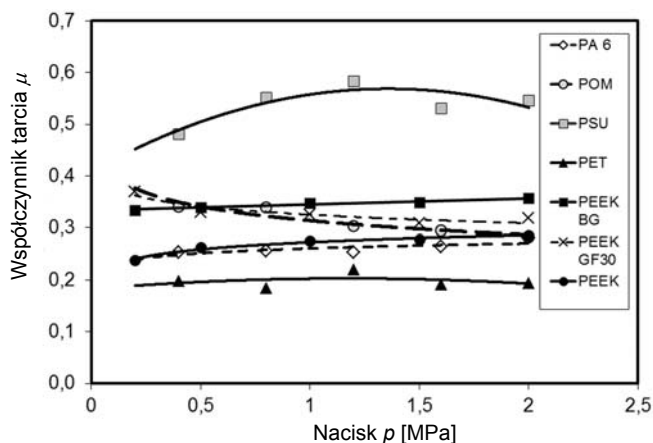
Rys. 4.36. Ogólna zależność współczynnika tarcia par polimer–metal od nacisku jednostkowego [11], [178]



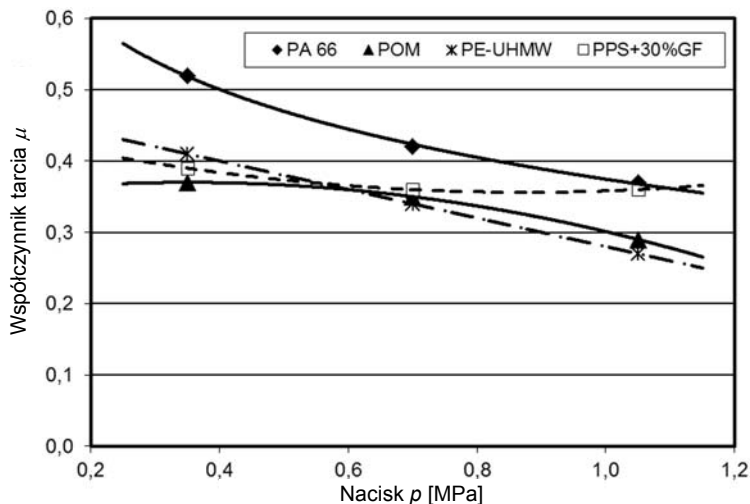
Rys. 4.37. Współczynnik tarcia po stali ($v = 1$ m/s) w zależności od nacisku jednostkowego p :
 a) wybrany polimer niemodyfikowany [178], b) kompozyt PTFE+60% wag. brązu [148]

Prezentowane w literaturze badania potwierdzają ogólną zależność współczynnika tarcia od nacisku jednostkowego (rys. 4.36). Przykładem mogą być badania przedstawione w pracach [126], [143], [178] (rys. 4.37). Widoczne jest początkowe zmniejszenie współczynnika tarcia dla małych nacisków jednostkowych, a następnie po osiągnięciu wartości minimalnej wzrost współczynnika tarcia.

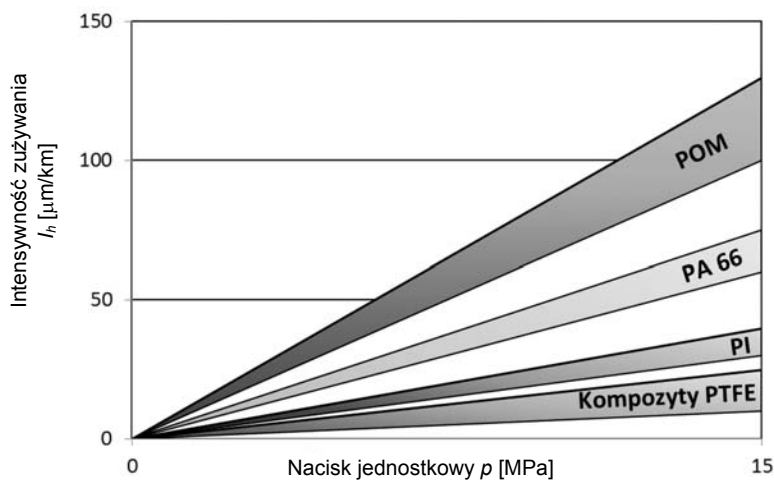
Aby zaobserwować taki przebieg charakterystyki współczynnika tarcia, należy przeprowadzić badania w szerokim zakresie nacisku jednostkowego. Zwykle jednak prezentowane są wyniki badań w ograniczonym obszarze nacisków, przy których nie zachodzi nadmierne zużywanie materiału polimerowego. Wynika to z wartości średniego nacisku jednostkowego, który dla większości ślizgowych elementów maszyn wytworzonych z materiałów polimerowych termoplastycznych wynosi w przybliżeniu $p_{sr} \approx 1,0$ MPa. Przykładem są wyniki badań własnych autora, które przedstawiono na rysunku 4.38. Badania były przeprowadzone na stanowisku typu *pin-on-disc* w warunkach tarcia technicznie suchego. Temperatura otoczenia wynosiła $T_0 = 22 \pm 2$ °C, a prędkość ślizgania $v = 1$ m/s. Współpracujący z polimerową próbką element był wykonany ze stali C45 o twardości 40 HRC i chropowatości powierzchni $R_a = 0,5$ μm . Podobne wyniki prezentowane są również w innych opracowaniach np. [143], w których badania prowadzono w pobliżu nacisku $p = 1$ MPa (rys. 4.39).



Rys. 4.38. Współczynnik tarcia w funkcji nacisku jednostkowego przy współpracy PA6, POM, PSU, PET, PEEK oraz kompozytów PEEK BG (PEEK+CF+grafit), PEEK GF30 (PEEK+30% wag. GF) ze stalą ($v = 1$ m/s, $T_0 = 22$ °C)

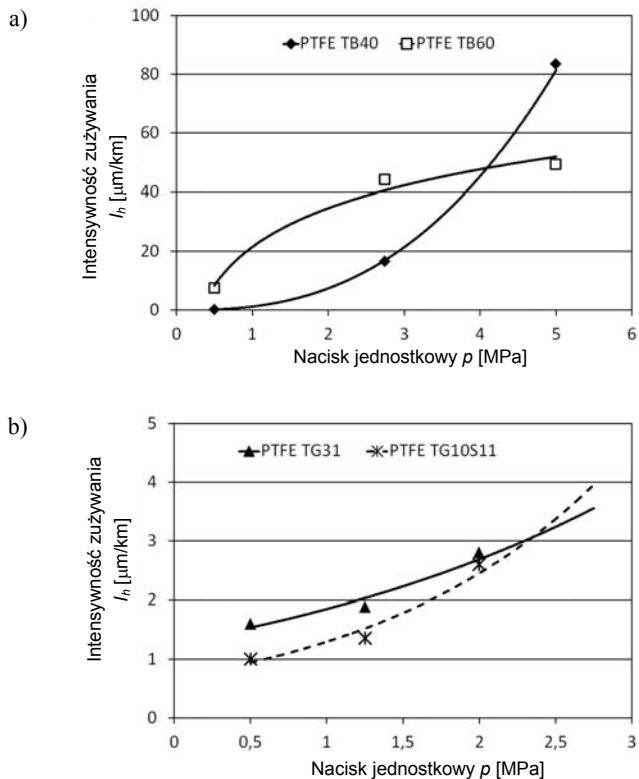


Rys. 4.39. Współczynnik tarcia w funkcji nacisku jednostkowego p przy współpracy PA66, POM, PE-UHMW, kompozytu PPS+30% wag. GF ze stałą ($v = 1$ m/s, $T_0 = 21$ °C) [143]

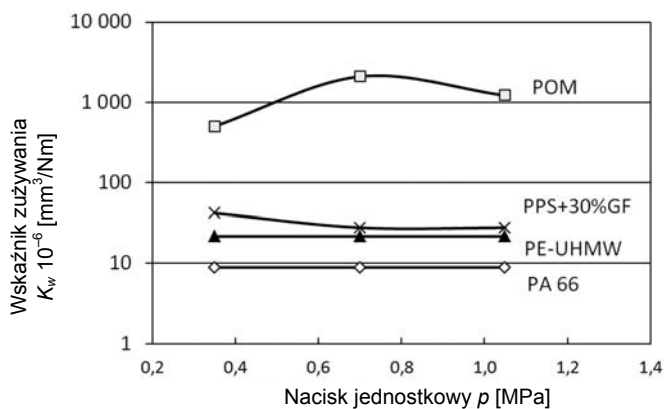


Rys. 4.40. Intensywność zużycia liniowego wybranych polimerów w funkcji nacisku jednostkowego [178]

Nacisk jednostkowy wpływa również na procesy zużycia materiałów polimerowych. Spotykane w literaturze ogólne charakterystyki [178] dotyczące polimerów termoplastycznych przedstawiają zwykle zależności liniowe, w których intensywność zużycia polimeru jest w przybliżeniu proporcjonalna do nacisku jednostkowego (rys. 4.40).



Rys. 4.41. Intensywność zużycia liniowych kompozytów PTFE w funkcji nacisku jednostkowego przy prędkości ślizgania: a) $v = 5$ m/s, b) $v = 0,4$ m/s (opis składu kompozytów w tekście)



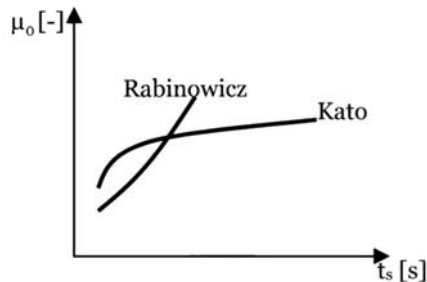
Rys. 4.42. Wskaźnik zużycia wybranych polimerów w funkcji nacisku jednostkowego przy współpracy ze stalą ($v = 1$ m/s, $T_0 = 21$ °C) [143]

Przeprowadzone badania własne potwierdzają wpływ nacisku jednostkowego na zużywanie materiałów polimerowych. Przykładem mogą być kompozyty na osnowie PTFE, których wyniki przy współpracy ślizgowej ze stałą przedstawiono w postaci wykresów na rysunku 4.41. Badania przeprowadzono dla następujących kompozytów PTFE (udział składników podany wagowo) PTFE+40% brązu (TB40), PTFE+60% brązu (TB60), PTFE+31% grafitu (TG31) oraz PTFE+10% grafitu+11% włókna szklanego (TG10S11). W przypadku kompozytów zawierających proszek brązu widoczny jest jego wpływ na zmniejszenie intensywności zużywania kompozytu. Kompozyt PTFE TB60, który zawiera więcej brązu, wykazuje mniejszą intensywność zużywania przy dużych naciskach jednostkowych. Przyczyną tego jest wytworzenie na powierzchni ślizgowej metalicznej warstewki brązu, która chroni kompozyt przed zwiększonym zużyciem [158].

Badania dotyczące zużywania materiałów polimerowych przedstawiane w literaturze wykorzystują do tego celu również inne wskaźniki, np. K_W (ang. *specific wear rate*) [$\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$]. Przykładowe zależności wartości tego wskaźnika w funkcji nacisku jednostkowego dla wybranych polimerów przedstawiono na rysunku 4.42. Ze względu na prowadzenie badań w niewielkim zakresie zmian nacisku jednostkowego, jego wpływ nie jest tak wyraźnie widoczny jak w przypadku prezentowanych wcześniej kompozytów PTFE.

4.3.2. WPŁYW NACISKU I CZASU STACJONARNEGO STYKU POD OBCIĄŻENIEM NA TARCIE STATYCZNE PAR POLIMER–METAL

Tarcie statyczne pomiędzy czopem wału a polimerową panewką łożyska ślizgowego występuje podczas postoju lub w przypadku ruchu wahadłowego w skrajnych położeniach kątowych wału, tj. gdy następuje zmiana kierunku jego obrotów. Opory tarcia statycznego widoczne są przede wszystkim podczas rozruchu łożyska. Ich wielkość zależy między innymi od obciążenia łożyska i współczynnika tarcia statycznego pomiędzy materiałem panewki i czopa wału. Na wartość tego współczynnika dla danej pary współpracujących ślizgowo materiałów wpływa między innymi nacisk jednostkowy oraz czas postoju łożyska pod obciążeniem.

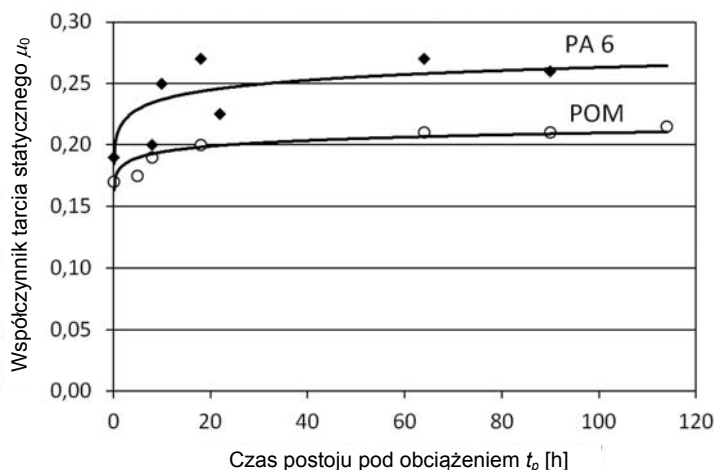


Rys. 4.43. Ogólna zależność współczynnika tarcia statycznego materiałów metalowych od czasu stacjonarnego styku t_s [50]

W przypadku skojarzeń elementów stalowych sformułowano kilka zależności analitycznych między wartością współczynnika tarcia statycznego μ_0 a czasem stacjonarnego styku t_s , tj. czasu postoju pod obciążeniem. Zależności takie pokazano schematycznie na rysunku 4.43.

Natomiast w przypadku skojarzeń materiałów polimerowych z metalami niewiele pozycji literaturowych zajmuje się tą problematyką. Zwykle podaje się wartości współczynnika tarcia statycznego [13], [14], [87], [126] z ewentualnym uwzględnieniem wpływu nacisku jednostkowego. Pomija się jednak wpływ czasu postoju pod obciążeniem. Temu między innymi zagadnieniu poświęcone były badania wartości współczynnika tarcia statycznego [30] poliamidu PA6 i poliacetalu POM stosowanych jako alternatywne materiały na ślizgowe elementy maszyn.

Polimery te podczas badań były skojarzone ze stalą C45 o twardości 190 ± 10 HB i parametrze chropowatości powierzchni $R_a = 0,4 \pm 0,05$ μm w warunkach tarcia technicznego suchego. Przed przeprowadzeniem pomiaru współczynnika tarcia statycznego próbka polimerowa pozostawała na stanowisku pod obciążeniem przez określony czas stacjonarnego styku t_p (czas postoju pod obciążeniem), który zmieniano w zakresie od 1 minuty do nawet ponad 100 godzin. Obciążenie dobrano tak, aby wartość średniego nacisku jednostkowego wynosiła $p = 1$ MPa. Uzyskane wyniki badań przedstawiono na rysunku 4.44.

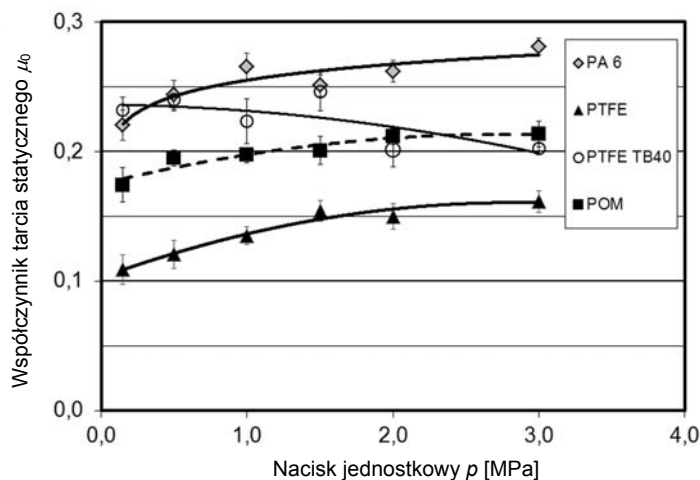


Rys. 4.44. Współczynnik tarcia statycznego μ_0 PA6 oraz POM po stali C45 w zależności od czasu postoju pod obciążeniem t_p ($p = 1$ MPa)

Wraz ze wzrostem czasu postoju pod obciążeniem t_p ($p = 1$ MPa), wartości współczynnika tarcia statycznego μ_0 wykazywały stosunkowo duży rozrzut (zwłaszcza pary PA6–stal). Mimo to jednak ogólny charakter tych zmian obu badanych skojarzeń jest zgodny z zależnością podaną przez Kato [72]. Dla wartości t_p większych od 20 godzin następuje stabilizacja wartości współczynnika tarcia statycznego badanych skojarzeń i, jak

można było oczekiwać, nieco większa wartość $\mu_0 \approx 0,25$ występuje w przypadku skojarzenia PA6-stal w porównaniu do $\mu_0 \approx 0,20$ dla skojarzenia POM-stal.

Celem dalszych badań było określenie wpływu nacisku jednostkowego na wartość współczynnika tarcia statycznego wybranych polimerów (PA6, POM, PTFE, kompozyt PTFE TB40–PTFE+40% wagowo brązu) po stali w warunkach tarcia technicznie suchego, po ustalonym czasie styku stacjonarnego $t_p = 1$ min. Wyniki badań przedstawiono na rysunku 4.45.



Rys. 4.45. Zależność współczynnika tarcia statycznego μ_0 od nacisku jednostkowego p dla wybranych polimerów (PA6, PTFE, PTFE TB40, POM) podczas ślizgowej współpracy ze stalą

Badania wykazały, że wraz ze wzrostem nacisku jednostkowego następuje zwiększanie wartości współczynnika tarcia statycznego dla większości badanych par ślizgowych. Wynika to z tego, że dla małych wartości nacisku rzeczywista powierzchnia styku jest mała. Tym samym udział składowej adhezyjnej siły tarcia jest niewielki, a wówczas na siłę tarcia większy wpływ ma jej składowa deformacyjna, związana z własnościami mechanicznymi badanych polimerów. Wraz ze zwiększaniem nacisku p następuje wzrost rzeczywistej powierzchni styku pary ciernej i zbliżenie cząsteczek na powierzchniach ślizgowych obu materiałów na odległość oddziaływań adhezyjnych. To z kolei sprzyja zwiększeniu współczynnika tarcia.

Odmienne przebieg zależności współczynnika tarcia statycznego pary PTFE-stal wyjaśnić można tym, że PTFE charakteryzuje się najmniejszym modułem sprężystości i ma najmniejszą wytrzymałość na ścinanie spośród badanych polimerów. Jednocześnie specyficzna (lamelarna) budowa struktury fizycznej tego polimeru ułatwia poślizg pomiędzy lamelami PTFE. Ponadto skojarzenia PTFE-stal oraz PTFE-PTFE wykazują małą wartość jednostkowej pracy adhezji W_{ad}

PTFE–PTFE wykazują małą wartość jednostkowej pracy adhezji W_{ad} wśród badanych materiałów i jednocześnie PTFE ma małą wytrzymałość mechaniczną. Stąd w przypadku tego polimeru zwiększenie siły nacisku przy małej adhezji i łatwym poślizgu w kierunku tarcia między lamelami powoduje w sumie nieznaczne zmniejszenie wartości μ_s ze wzrostem średniego nacisku powierzchniowego p . Podsumowując, można zauważyć, że różnice w zmianach wartości współczynnika tarcia statycznego μ_s badanych skojarzeń w zależności od średniego nacisku powierzchniowego p wynikają z ich różnych wartości jednostkowej pracy adhezji W_{ad} oraz własności sprężystych i wytrzymałościowych polimerów.

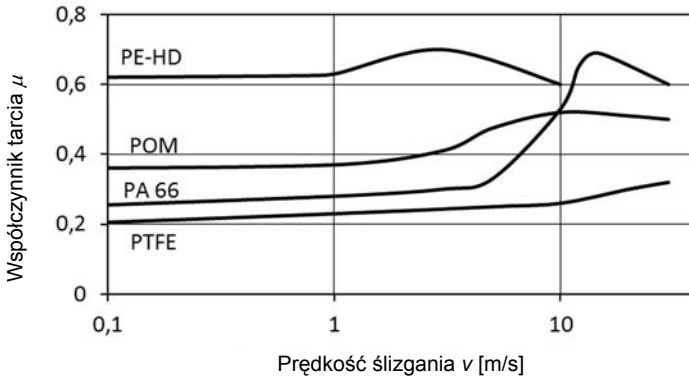
4.4. PRĘDKOŚĆ ŚLIZGANIA

Prędkość ślizgania, podobnie jak nacisk jednostkowy, wpływa w istotny sposób na tarcie i zużywanie ślizgowych elementów maszyn wytworzonych z materiałów polimerowych. Wpływ ten w badaniach tribologicznych jest trudny do rozróżnienia od wpływu temperatury wobec małej przewodności cieplnej polimerów i związanym z tym nieuniknionym nagrzewaniem się powierzchni ślizgowej podczas tarcia. Szczególnie wyraźnie przejawia się to przy większych prędkościach ślizgania. Nawet jeśli uniknie się nagrzewania powierzchni ślizgowej, to wpływ prędkości ślizgania na wartość współczynnika tarcia i na intensywność zużycia jest wyraźny, jakkolwiek w ramach znanych teorii tarcia nie można przytoczyć ogólnych praw charakteryzujących ten wpływ. Przykładem może być wiele różnorodnych ogólnych charakterystyk prezentowanych w pracach różnych autorów [11], [99], [126]. W niektórych publikacjach proponowane są zależności teoretyczne dotyczące zależności współczynnika tarcia μ od prędkości ślizgania v . Przykładem może być zależność [11]

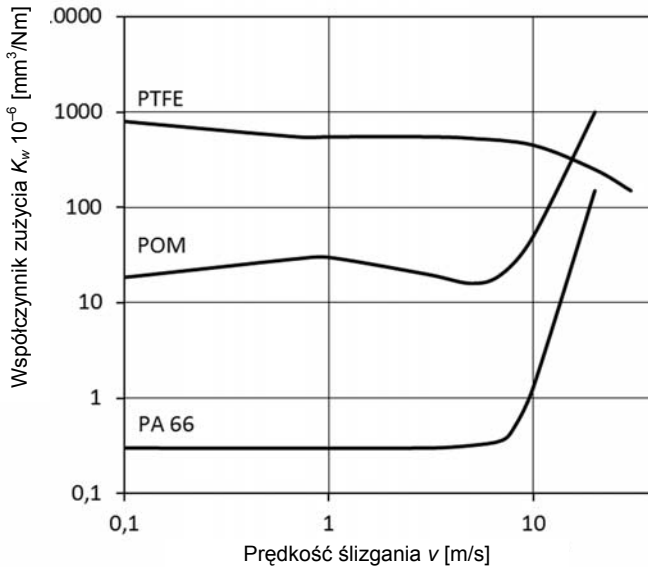
$$\mu = (a + bv)e^{-cv} + d \quad (4.3)$$

gdzie: a , b , c , d – współczynniki uzyskane eksperymentalnie, zależące od własności współpracujących materiałów oraz pozostałych warunków tarcia.

Zależność prędkości ślizgania na proces tarcia łączy się z dynamiką oddziaływań zachodzących na powierzchni ślizgowej i z czasem styku trących się materiałów, w którym cząsteczki obu powierzchni mogą z sobą oddziaływać. Świadczy o tym przebieg wartości współczynnika tarcia niektórych polimerów, gdzie ze wzrostem prędkości ślizgania opory tarcia maleją (rys. 4.46). Zależności zużycia niektórych polimerów w funkcji prędkości ślizgania przedstawiono na rysunku 4.47, gdzie można znaleźć podobieństwo do przebiegu zużycia w funkcji temperatury. Wynika to z nagrzewania się powierzchni ślizgowej przy dużych prędkościach ślizgania.



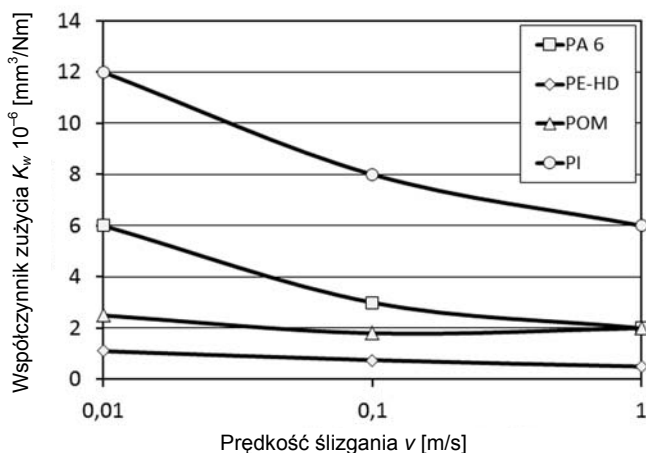
Rys. 4.46. Wartość współczynnika tarcia niektórych polimerów w zależności od prędkości ślizgania [91], [178]



Rys. 4.47. Współczynnik zużycia K_w , niektórych polimerów w zależności od prędkości ślizgania [91]

Z przedstawionych wykresów wynika, że wpływ prędkości ślizgania na właściwości tribologiczne par polimer–metal nie jest jednoznacznie zdefiniowany. Wielu autorów prezentuje odmienne charakterystyki dla takich samych skojarzeń materiałowych (np. rysunki 4.47 i 4.48). Wynika to między innymi stąd, że przedstawiane zależności uzyskano w odmiennych przedziałach prędkości ślizgania, przy innym nacisku jednostkowym, a także w różnej temperaturze materiału polimerowego będącej w ścisłym

związku z warunkami tarcia, czyli wpływ prędkości ślizgania nie można analizować w oderwaniu od pozostałych parametrów tarcia. W przypadku polimerowych materiałów termoplastycznych należy brać pod uwagę równocześnie takie wielkości, jak nacisk jednostkowy występujący w obszarze styku współpracujących materiałów oraz temperaturę, do której rozgrzeje się w wyniku tarcia materiał polimerowy.



Rys. 4.48. Zależność współczynnika zużycia K_w wybranych polimerów przy współpracy ze stalą od prędkości poślizgu (tarcie suche, nacisk jednostkowy $p = 1,4$ MPa) [126]

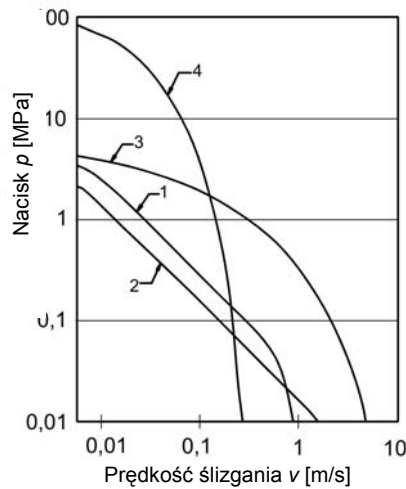
4.5. ILOCZYN $p v$

W przedstawionych wcześniej rozdziałach 4.3, 4.4 omówiono wpływ nacisku jednostkowego p oraz prędkości ślizgania v na tarcie i zużywanie par trących. Jest więc oczywiste, że iloczyn $p v$ tych wielkości będzie również parametrem charakteryzującym warunki tarcia kinetycznego w danym węzle ślizgowym. Iloczyn $p v$ określa gęstość powierzchniową strumienia energii mechanicznej dostarczonej do obszaru tarcia:

$$p v = \frac{F_N}{A} \frac{S}{t} = \frac{\dot{E}_m}{A}, [\text{MW/m}^2] \quad (4.4)$$

gdzie: F_N – siła nacisku obciążająca węzeł tarcia [N], A – powierzchnia nominalna styku pary ślizgowej [mm²], S – droga tarcia [m], T – czas tarcia [s], \dot{E}_m – strumień energii mechanicznej.

Energia ta jest rozpraszana przez procesy tarcia, zużywania i decyduje o intensywności przebiegu tych procesów. Dlatego iloczyn pv jest często wykorzystywany do określania warunków granicznych pracy łożyska ślizgowego. W literaturze prezentowane są wykresy zależności współczynnika tarcia oraz wskaźnika zużycia od wartości pv dla różnych materiałów ślizgowych. Przykładem może być wykres przedstawiony na rysunku 4.49, na którym przedstawiono krzywe graniczne pv_{gr} dla różnych materiałów polimerowych. Zależności te są często proponowane przez producentów łożysk polimerowych jako podstawa doboru materiału panewki łożyska [196], [200]. Niestety zwykle podawane są wartości graniczne w tabelach, w których iloczyn pv_{gr} został określony dla konkretnej wartości prędkości ślizgania (np. [201]).

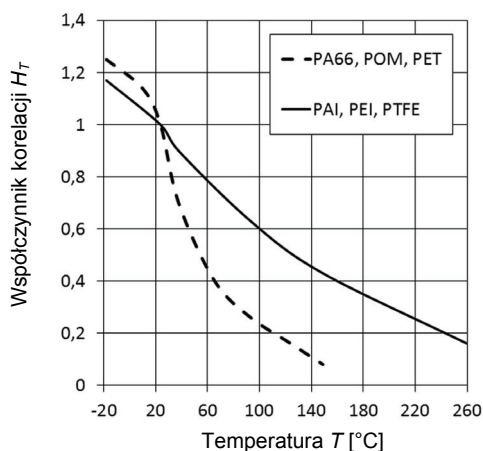


Rys. 4.49. Krzywe graniczne polimerów ślizgowych i ich kompozytów [86]:
 1 – termoplasty, 2 – PTFE, 3 – kompozyty PTFE, 4 – duroplast+tkanina PTFE
 (charakterystyki uzyskano dla tulei współpracujących z czopem stalowym
 o chropowatości $R_a = 0,2-0,4 \mu\text{m}$, $Z_{dop} = 25 \mu\text{m}/100 \text{h}$)

Niektórzy z producentów materiałów polimerowych (np. [186]) podają wartość parametru PVL (pv limit), która jest wartością graniczną iloczynu pv z przyjętym współczynnikiem bezpieczeństwa (zwykle 4:1). Wynika to stąd, że dla różnych prędkości wartość graniczna $(pv)_{gr}$ jest różna, natomiast w tabelach podaje się tylko jedną wartość niezależnie od nacisku p i prędkości v , w jakiej odbywa się proces tarcia. Wartości parametru PVL dla wybranych materiałów polimerowych w temperaturze $T_0 = 24 \text{ }^\circ\text{C}$ przedstawiono w tabeli 4.4. Ponieważ podczas tarcia materiały współpracujące rozgrzewają się, zaproponowano zastosowanie dodatkowej korekcji H_T parametru PVL ze względu na wyższą temperaturę pracy łożyska. Jego zależność

od temperatury przedstawiono na rysunku 4.50. Wartość graniczną $(pv)_{gr}$ można wyrazić wówczas wzorem:

$$(pv)_{gr} = PVLH_T \quad (4.5)$$



Rys. 4.50. Wartości współczynnika korekcji H_T parametru PVL uwzględniających wpływ temperatury materiału [186]

Tabela 4.4. Wartości parametru PVL określającego graniczny iloczyn pv w temperaturze $T_0 = 24\text{ °C}$ dla wybranych materiałów polimerowych (współczynnik bezpieczeństwa 4:1) [186]

Material	PVL [MPa·m/s]
PE-UHMW	0,070
POM	0,095
PA66	0,095
PET	0,098
PA6	0,193
PET+PTFE	0,210
PTFE	0,280
PEEK	0,298
HPV PPS	0,306
PEEK+10% PTFE+10% CF+10% grafit	0,701
PTFE+mika (HPV PTFE)	0,701
PAI	0,788
PEEK+30% CF	0,876
PBI	1,313

Kragielski [82] zaproponował następującą zależność określającą wartość graniczną iloczynu $(pv)_{gr}$ dla rozpatrywanego skojarzenia materiałów pary trącej polimer–metal w danym łożysku ślizgowym:

$$(pv)_{gr} = \frac{k_{ht} T_{dop}}{\mu DB}, \quad (4.6)$$

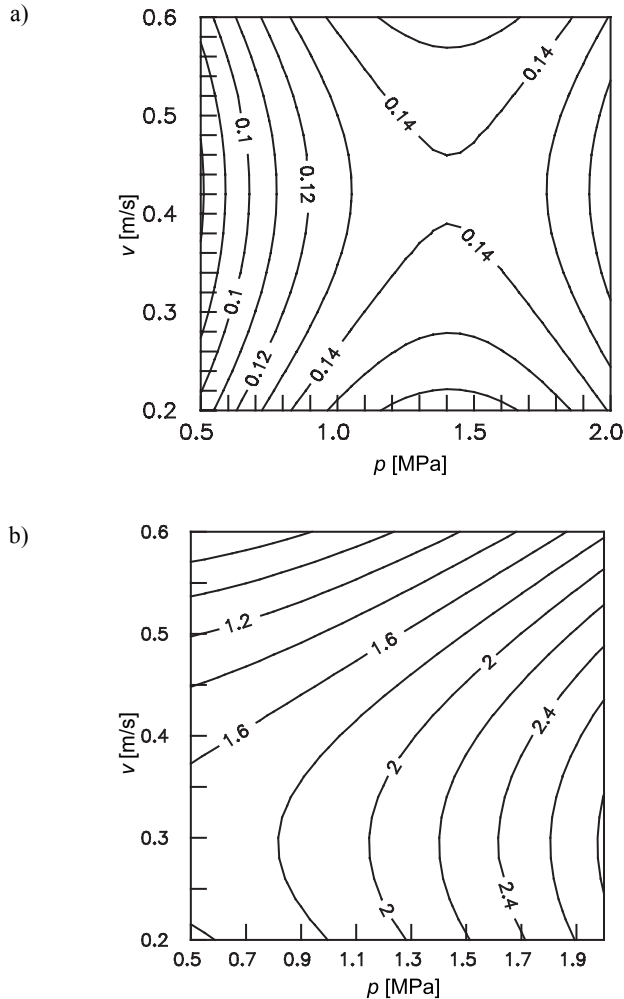
gdzie: k_{ht} – parametr przepływu ciepła w danym łożysku, T_{dop} – dopuszczalna maksymalna temperatura pracy materiału polimerowego [°C], μ – współczynnik tarcia pomiędzy materiałami w łożysku, D – średnica czopa łożyska, B – szerokość panewki łożyska

Parametr przepływu ciepła k_{ht} został opisany złożonymi wzorami analitycznymi w pracy [82] w zależności od rodzaju materiałów pary trącej oraz wariantu zabudowy łożyska ślizgowego.

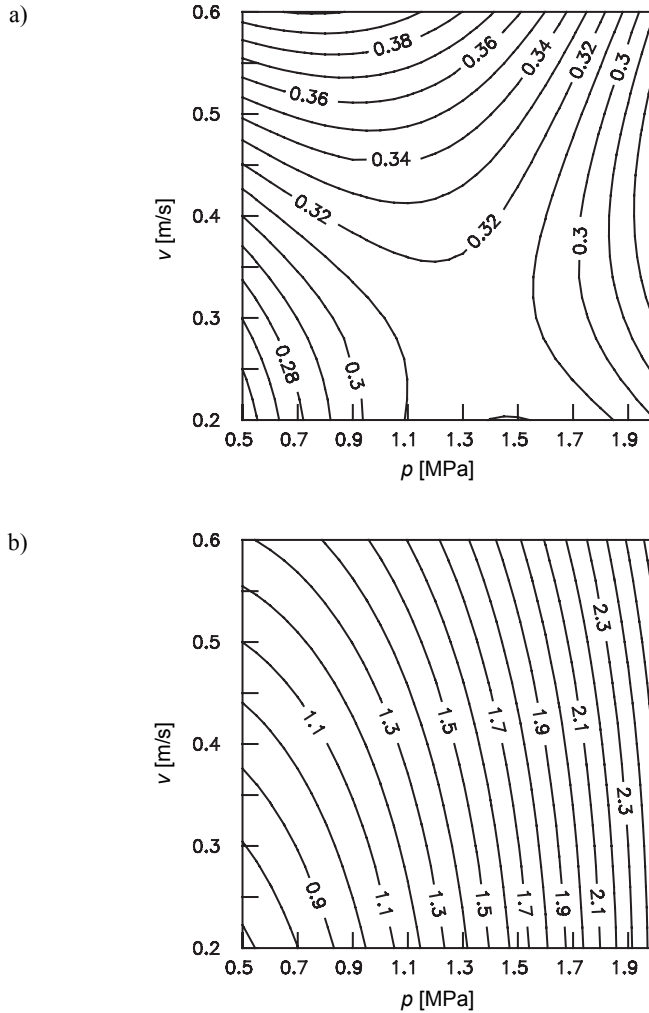
Przedstawiona metoda określania granicznej wartości iloczynu pv została wyprowadzona po założeniu, że temperatura pracy łożyska ślizgowego nie może przekroczyć dopuszczalnej temperatury pracy materiału polimerowego. Wraz ze wzrostem temperatury zmieniają się jednak nie tylko własności mechaniczne materiału polimerowego, ale również właściwości tribologiczne (współczynnik tarcia, intensywność zużywania) rozpatrywanej pary ślizgowej. Ponieważ w pobliżu temperatury dopuszczalnej pracy materiału polimerowego intensywność jego zużywania może być bardzo duża, wydaje się zasadne ograniczenie iloczynu pv nie ze względu na temperaturę, ale na intensywność zużywania rozpatrywanego materiału polimerowego. Poziom granicznej intensywności zużywania powinien być ustalony przez projektującego łożysko z uwzględnieniem przewidywanej trwałości łożyska oraz dopuszczalnego przemieszczenia czopa w panewce łożyska. Z tego względu wydaje się zasadne korzystanie z pełnych charakterystyk tribologicznych przedstawiających zależność współczynnika tarcia, a także intensywności zużywania w funkcji nacisku jednostkowego p oraz prędkości ślizgania v dla ustalonych wartości pozostałych parametrów procesu tarcia, np. temperatury otoczenia T_0 , chropowatości współpracującego elementu metalowego R_a czy środowiska tarcia. Przykłady tego typu zależności otrzymane eksperymentalnie [151], [160] na stanowisku badawczym typu *pin-on-disc* dla wybranych materiałów polimerowych współpracujących ze stalą w warunkach tarcia suchego przedstawiono między innymi na rysunkach 2.15, 2.16, a także 4.51–4.57.

Na podstawie przedstawionych wykresów można zauważyć, że prezentowane charakterystyki są nieco odmienne dla różnych materiałów ślizgowych. Jednakże dla większości z nich można określić przedziały nacisku jednostkowego oraz prędkości ślizgania, w których rozpatrywane skojarzenia ślizgowe materiałów wykazują optymalne właściwości tribologiczne. Właściwości optymalne przyjmuje się w zależności od założeń dotyczących eksploatacji łożyska polimerowego. W przypadku zastosowań, w których decydująca jest trwałość łożyska (np. długotrwała praca ciągła) jako

optymalne warunki pracy (p , v) należy przyjąć takie, w których intensywność zużycia jest możliwie mała. Z kolei w sytuacji, w której decydującą rolę odgrywają opory tarcia, optymalne warunki pracy łożyska (p , v) należy określić na podstawie obszaru, w którym występuje najmniejsza wartość współczynnika tarcia. Sytuacja taka występuje w łożyskach ślizgowych, w których ruch występuje sporadycznie, po długim okresie postoju, natomiast istotne są straty tarcia.

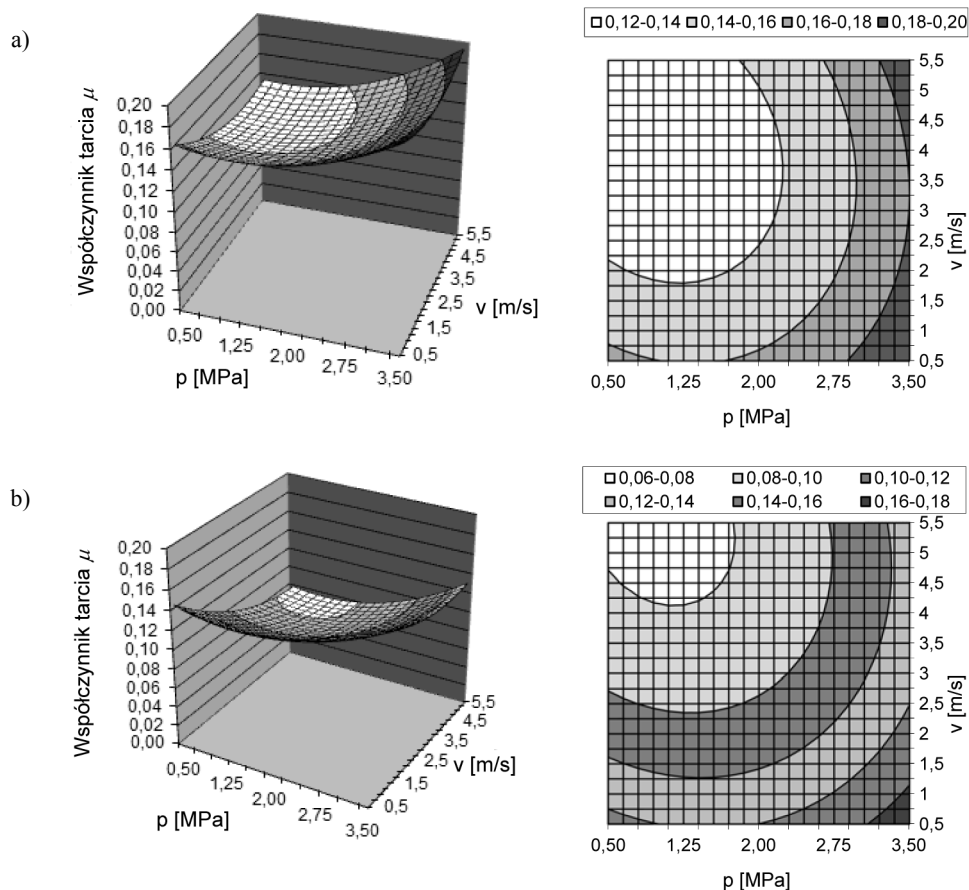


Rys. 4.51. Zależność współczynnika tarcia μ (a) oraz intensywności zużycia I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$] (b) kompozytu PTFE+30%grafitu po stali od nacisku jednostkowego p [MPa] i prędkości ślizgania v [m/s] przy tarciu technicznie suchym ($T_0 = 22$ °C, element współpracujący: stal C45 o twardości od 44 do 46 HRC i parametrze chropowatości $R_a \approx 0,3$ μm) [151]



Rys. 4.52. Zależność współczynnika tarcia μ (a) oraz intensywności zużywania I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$] (b), kompozytu PTFE+10%grafitu+10% włókna szklanego po stali od nacisku jednostkowego p [MPa] i prędkości ślizgania v [m/s] przy tarciu technicznie suchym ($T_0 = 22^\circ\text{C}$, element współpracujący: stal C45 o twardości 44–46 HRC i parametrze chropowatości $R_a \approx 0,3 \mu\text{m}$) [151]

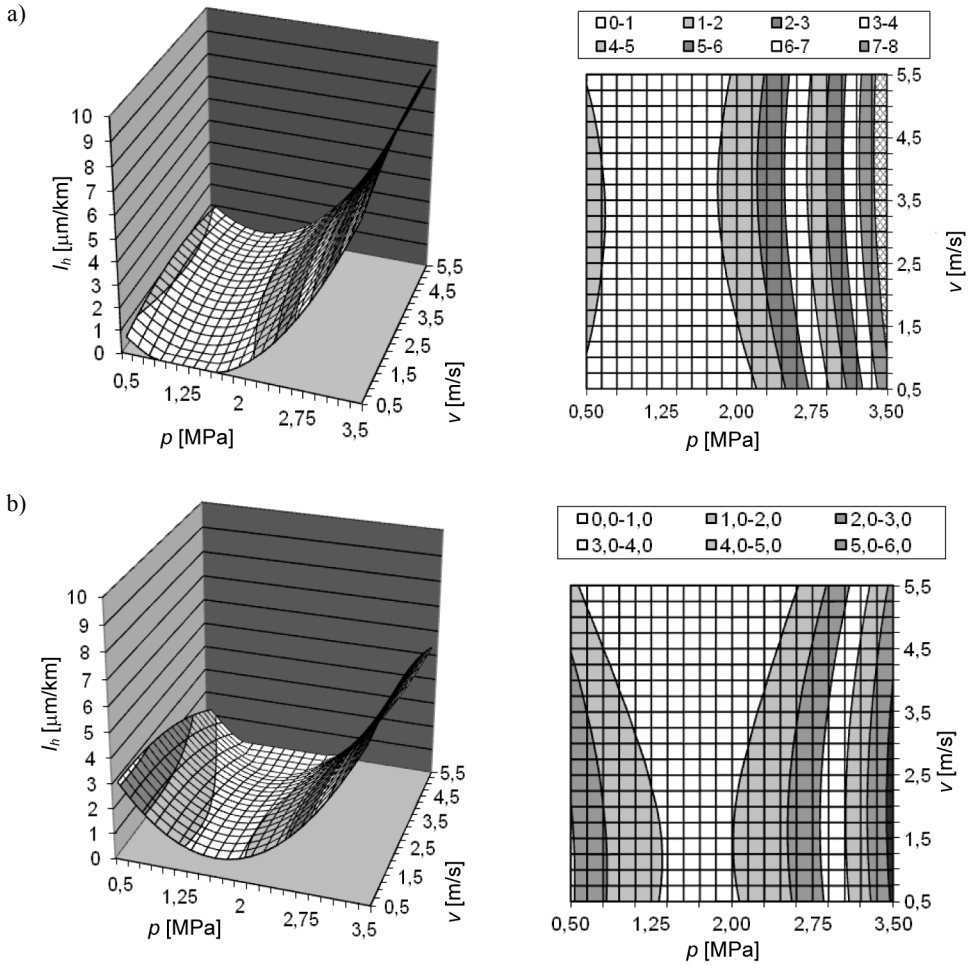
Dodatkowo należy zauważyć, że prezentowane charakterystyki pochodzą najczęściej z badań prowadzonych w warunkach laboratoryjnych, na określonego typu parach ślizgowych (np. sworzeń–tarcza, klocek–tarcza itp.). Wartości współczynnika tarcia oraz intensywności zużywania uzyskane w takich warunkach mogą się nieco różnić od tych, które występują w rzeczywistych łożyskach ślizgowych. Wynika to



Rys. 4.53. Wpływ nacisku jednostkowego p i prędkości ślizgania v na wartość współczynnika tarcia μ dla kompozytu PTFE+25% grafitu w różnych temperaturach otoczenia: (a) $T_0 = 60$ °C, (b) $T_0 = 110$ °C przy tarczu technicznie suchym (element współpracujący: stal 40HM o twardości od 42 HRC i parametrze chropowatości $R_a \approx 0,3$ μm) [160]

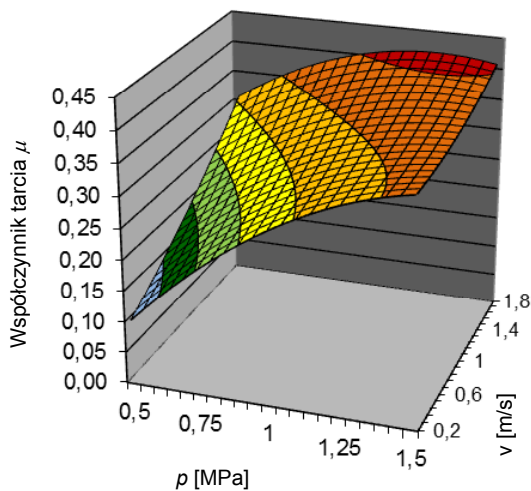
między innymi stąd, że w rzeczywistym łożysku ślizgowym, w porównaniu z parą tarczą na stanowisku badawczym, występuje inny rozkład nacisku jednostkowego na powierzchni styku polimerowej panewki z czopem, a także inna jest wymiana ciepła z otoczeniem. Przyczyną tego ostatniego mogą być różnice w temperaturze, do której rozgrzeją się w wyniku tarcia elementy pary ślizgowej na stanowisku badawczym i elementy łożyska ślizgowego. Oznacza to, że współczynnik tarcia, a także intensywność zużywania mogą być nieco odmienne. Charakterystyki tribologiczne uzyskane w warunkach laboratoryjnych mogą być jednak wykorzystywane w przypadku, gdy dodatkowym parametrem jest temperatura lub służą określeniu warunków optymal-

nych dla danego skojarzenia materiałowego w projektowanym łożysku ślizgowym. Przykładowo na podstawie charakterystyk tribologicznych przyjętego skojarzenia materiałów panewki łożyska i czopa wału, przy znanym obciążeniu łożyska oraz prędkości obrotowej wału, można wstępnie określić wymiary łożyska tak, aby nacisk jednostkowy p oraz prędkość ślizgania v zawierały się w zakresie optymalnym.

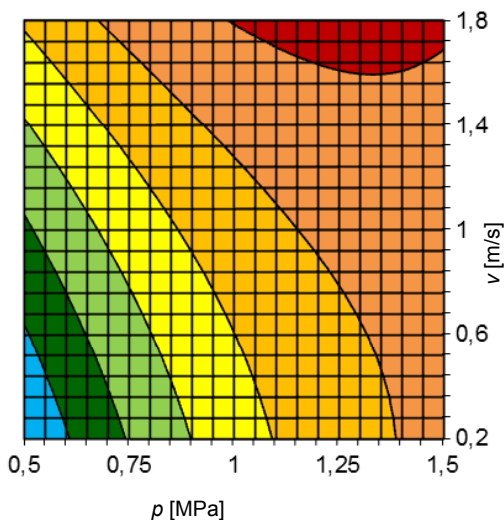


Rys. 4.54. Wpływ nacisku jednostkowego p i prędkości ślizgania v na intensywność zużycia liniowego I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$] dla kompozytu PTFE+25% grafitu w różnych temperaturach otoczenia: a) $T_0 = 60^\circ\text{C}$, b) $T_0 = 110^\circ\text{C}$ przy tarciu technicznie suchym (element współpracujący: stal 40HM o twardości od 42 HRC i parametrze chropowatości $R_a \approx 0,3 \mu\text{m}$) [160]

- a)
- | | | | |
|-------------|-------------|-------------|-------------|
| ■ 0,40-0,45 | ■ 0,35-0,40 | ■ 0,30-0,35 | ■ 0,25-0,30 |
| ■ 0,20-0,25 | ■ 0,15-0,20 | ■ 0,10-0,15 | ■ 0,05-0,10 |

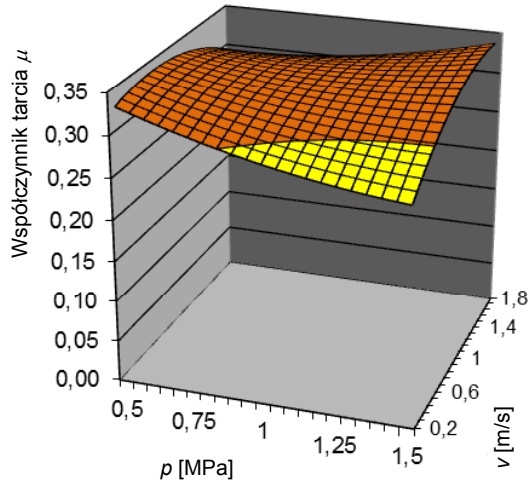
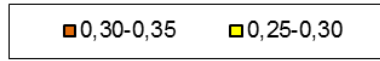


- b)
- | | | | |
|-------------|-------------|-------------|-------------|
| ■ 0,40-0,45 | ■ 0,35-0,40 | ■ 0,30-0,35 | ■ 0,25-0,30 |
| ■ 0,20-0,25 | ■ 0,15-0,20 | ■ 0,10-0,15 | |

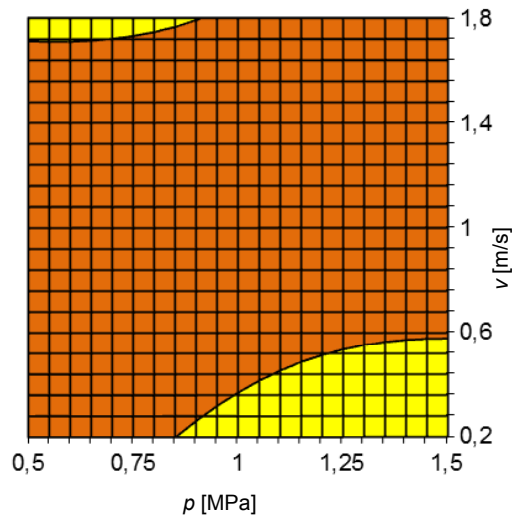


Rys. 4.55. Wpływ nacisku jednostkowego p i prędkości ślizgania v na wartość współczynnika tarcia μ dla PEEK w warunkach tarcia suchego ($T_0 = 22\text{ }^\circ\text{C}$, element współpracujący: stal C45 o twardości 44–46 HRC i parametrze chropowatości $R_a \approx 0,5\text{ }\mu\text{m}$)

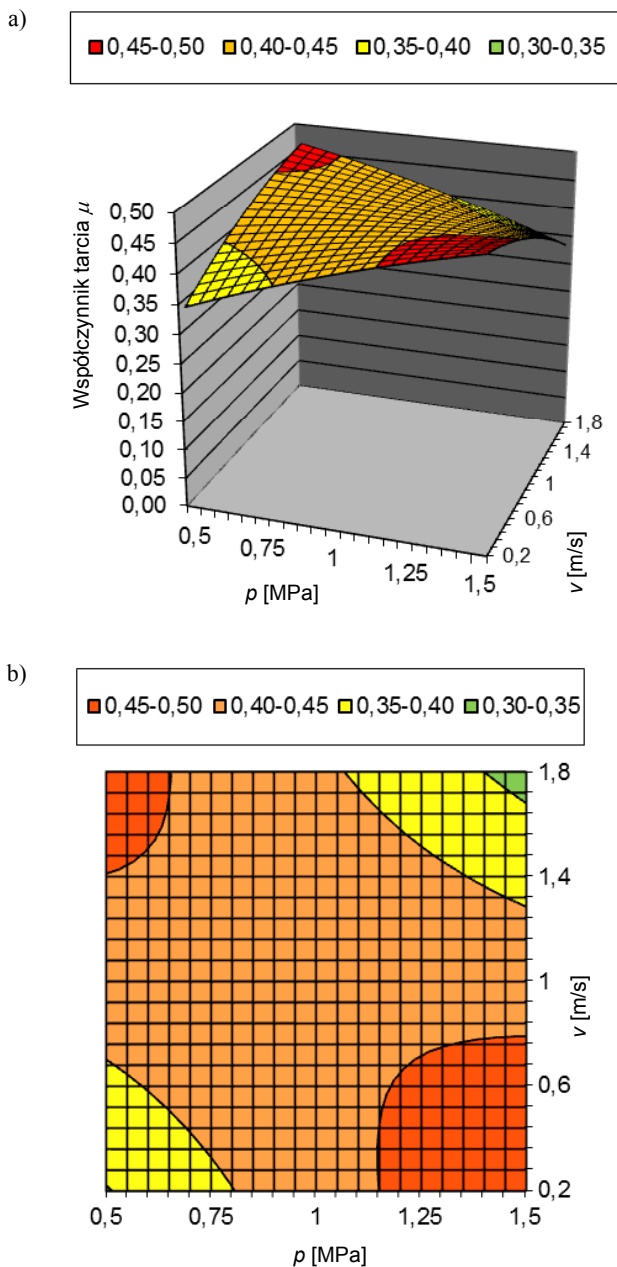
a)



b)



Rys. 4.56. Wpływ nacisku jednostkowego p i prędkości ślizgania v na wartość współczynnika tarcia μ dla PPS w warunkach tarcia suchego ($T_0 = 22\text{ }^\circ\text{C}$, element współpracujący: stal C45 o twardości 44–46 HRC i parametrze chropowatości $R_a \approx 0,5\text{ }\mu\text{m}$)



Rys. 4.57. Wpływ nacisku jednostkowego p i prędkości ślizgania v na wartość współczynnika tarcia μ dla PEI w warunkach tarcia suchego ($T_0 = 22$ °C, element współpracujący: stal C45 o twardości 44–46 HRC i parametrze chropowatości $R_a \approx 0,5$ μm)

4.6. STAN WARSTWY WIERZCHNIEJ ELEMENTU METALOWEGO

Polimerowe łożyska ślizgowe stosowane w budowie maszyn są najczęściej skojarzeniem panewki wytworzonej z polimerowego materiału termoplastycznego i metalowego wału. Własności mechaniczne obu współpracujących ciernie materiałów znacznie się od siebie różnią. Dotyczy to przede wszystkim twardości oraz wytrzymałości na ścinanie, które w przypadku termoplastycznych materiałów polimerowych mają znacznie mniejsze wartości niż dla materiałów metalowych. Oznacza to, że podczas procesu tarcia mikronierówności twardszej powierzchni metalowej wnikają w miękką powierzchnię materiału polimerowego, przyczyniając się do pojawienia obok adhezji również oddziaływań mechanicznych oraz intensyfikacji procesu zużywania. Zagadnienie to zostało opisane w rozdziale 3. Oczywiście niszczenie warstwy wierzchniej materiału polimerowego odbywa się znacznie szybciej niż w przypadku materiału metalowego. Również struktura geometryczna powierzchni materiału polimerowego ulega szybkiej modyfikacji podczas tarcia w wyniku procesu zużywania. Zmiany te dotyczą zarówno chropowatości powierzchni, jak i kierunkowości śladów, które po pewnym czasie eksploatacji są zgodne z kierunkiem ślizgania mikronierówności powierzchni metalowej. Wynika stąd, że w przypadku analizowania właściwości tribologicznych skojarzeń ślizgowych materiałów polimerowych z metalami znacznie większy wpływ na procesy tarcia i zużywania ma stan warstwy wierzchniej materiałów metalowych niż polimerowych, zwłaszcza w odniesieniu do struktury geometrycznej współpracujących ślizgowo powierzchni.

4.6.1. STRUKTURA GEOMETRYCZNA POWIERZCHNI WSPÓLPRACUJĄCEGO ELEMENTU STALOWEGO

Do głównych czynników związanych ze stanem powierzchni metalowego współpracownika ślizgowego materiałów polimerowych, które mają wpływ na rodzaj zachodzącego tarcia i mechanizmy zużycia, należy zaliczyć chropowatość i twardość powierzchni ślizgowej. Oczywiście również inne czynniki związane ze stanem powierzchni metalowego elementu wpływają na proces tarcia materiałów polimerowych, jak na przykład skład chemiczny warstwy wierzchniej, czy kierunek struktury powierzchni (śladów obróbczych) po obróbce wykańczającej. Jednak, ze względu na technologię wykonywania takich elementów, mają one dość ograniczony zakres dowolności i najczęściej konstruktor nie ma na te czynniki wpływu. Przykładem tego może być czop wału, który po szlifowaniu ma zwykle obwodowe ślady obróbki.

Warstwę wierzchnią można określić [87] jako „warstwę różniącą się budową i właściwościami od materiału w całej objętości ciała stałego”. Jest ona tą częścią

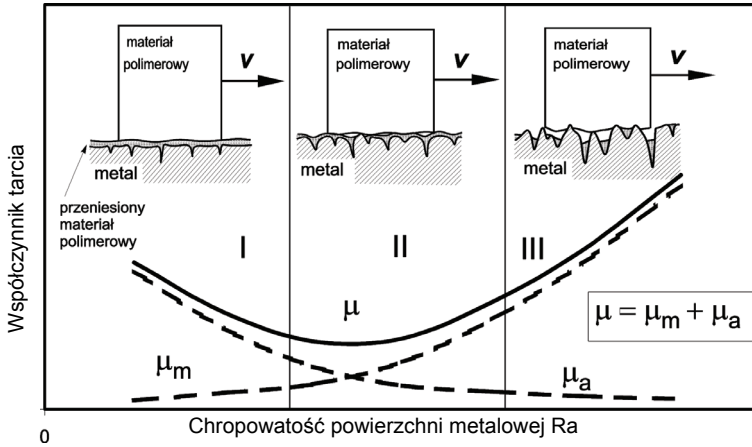
współpracujących materiałów, w której zachodzą największe zmiany podczas procesu tarcia. Stan warstwy wierzchniej charakteryzują parametry [64] opisujące stan powierzchni (chropowatość, falistość itp.) oraz stan stref podpowierzchniowych (naprężenia własne, mikro- i makrotwardość, struktura materiału, własności chemiczne, stan energetyczny powierzchni itp.). W większości przypadków struktura geometryczna powierzchni ma tak samo istotne znaczenie jak własności samego materiału, jego warstwy wierzchniej oraz właściwości ośrodka, w którym zachodzi tarcie. Struktura geometryczna powierzchni biorących udział w procesie tarcia, jest więc jednym z wielu czynników determinujących jego przebieg. Jedną z wielkości określających strukturę geometryczną, które najczęściej są analizowane w wielu pracach dotyczących tribologii jest chropowatość. Już XVII w. M. Amontons sformułował prawo tarcia suchego, w którym stwierdzał, że tarcie jest rezultatem wspinania się jednego ciała po nierównościach drugiego przy ich przesuwaniu względem siebie pod działaniem nacisku normalnego. Od chropowatości powierzchni zależy zarówno wartość składowej mechanicznej, jak i adhezyjnej siły tarcia, a także wartość rzeczywistej powierzchni styku, co w istotny sposób wpływa na przebieg procesów tribologicznych. We współczesnych pracach badawczych autorzy zajmują się przede wszystkim wpływem chropowatości na rzeczywistą powierzchnię styku, rozkład nacisku oraz ilość energii rozpraszanej podczas procesu tarcia, a także na procesy tribologiczne zachodzące podczas współpracy ślizgowej ciał stałych.

4.6.2. CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI MATERIAŁÓW METALOWYCH, A TARCIE KINETYCZNE

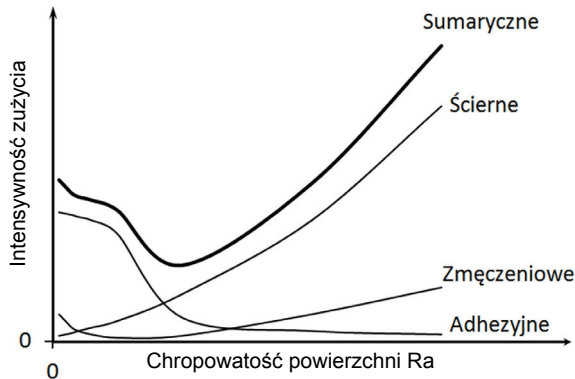
Chropowatość metalowej powierzchni ślizgowej ma zasadnicze znaczenie, jeśli chodzi o rodzaj występującego tarcia we współpracy z polimerem. Ogólny przebieg zależności współczynnika tarcia od chropowatości przedstawiono na rysunku 4.59.

W przypadku bardzo gładkich powierzchni, dominującą rolę w procesie tarcia odgrywa adhezja powierzchni tworzywa do powierzchni metalowego elementu. Rezultatem tego jest stosunkowo duża wartość współczynnika tarcia, przeciętnie 1,5 do 2 razy większa, niż przy tarcu po powierzchniach bardziej chropowatych. Występowanie silnej adhezji także niekorzystnie wpływa na intensywność zużycia. Zjawisko adhezji podczas tarcia materiałów polimerowych po gładkich metalowych powierzchniach przejawia się jeszcze bardziej ze wzrostem nacisku, powodującego wzrost rzeczywistej powierzchni styku i zbliżenie cząstek współpracujących powierzchni na odległość zasięgu oddziaływań II rzędu. W miarę wzrostu chropowatości wartość współczynnika tarcia zmniejsza się osiągając minimum (zmniejsza się adhezja), a następnie znowu wzrasta (rys. 4.58). Przyczyną tego wzrostu jest przejście przy dużych chropowatościach powierzchni do innego rodzaju tarcia, w którym dominującą rolę odgrywają zjawiska dekohezyjne związane z rysowaniem, bruz-

dowaniem i mikroskrawaniem powierzchni ślizgowej polimeru. Skutkiem tego jest między innymi wzrost oporów tarcia.



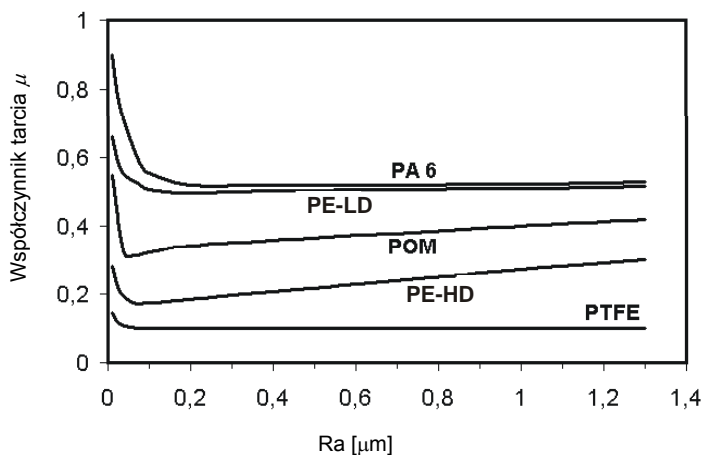
Rys. 4.58. Ogólny wpływ chropowatości Ra współpracującego elementu stalowego na wartość współczynnika tarcia μ (μ_a – składowa oddziaływań adhezyjnych, μ_m – składowa oddziaływań mechanicznych) [158]



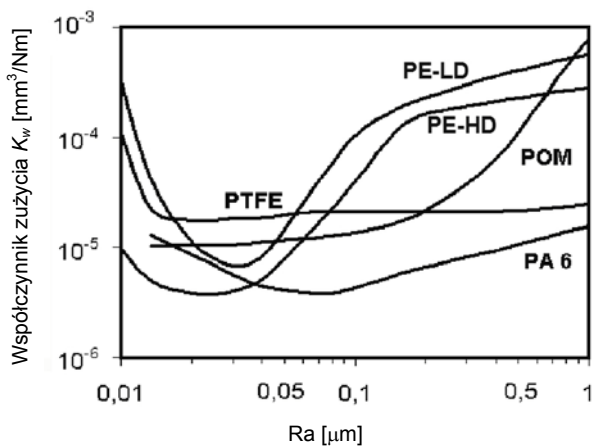
Rys. 4.59. Ogólny wpływ chropowatości Ra stalowego elementu współpracującego na intensywność zużywania materiału polimerowego [126]

Z przedstawionego opisu oddziaływań zachodzących podczas tarcia pomiędzy powierzchniami materiałów metalowych i polimerowych wynika, że chropowatość powierzchni elementu metalowego wpływa w podobny sposób na intensywność zużywania materiału polimerowego. W tym przypadku zużywanie materiału polimerowego można interpretować jako efekt sumowania się skutków trzech rodzajów zużywania: ściernego, adhezyjnego i zmęczeniowego (rys. 4.59) [126]. Przy małej chropowatości wpływ na zu-

życie ma występowanie silnych szczień adhezyjnych pomiędzy współpracującymi powierzchniami. Z kolei przy dużych chropowatościach, podobnie jak w przypadku oporów tarcia, wzrasta udział zjawisk dekohezyjnych (bruzdowanie, mikroskrawanie, rysowanie) w materiale polimerowym, typowych dla zużycia ściernego. Przyczynia się to zwykle do gwałtownego wzrostu zużycia materiału polimerowego.



Rys. 4.60. Zmiana wartości współczynnika tarcia μ w zależności od chropowatości Ra elementu stalowego dla różnych polimerów [178]

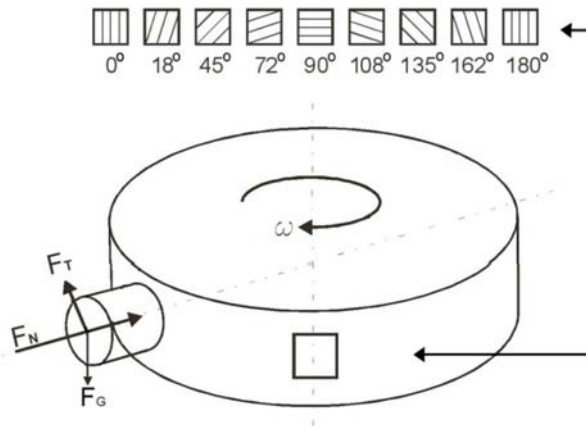


Rys. 4.61. Zmiana wartości współczynnika zużycia K_w [$\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$] w zależności od chropowatości Ra elementu stalowego dla różnych polimerów [178]

Przebieg omawianych charakterystyk dla różnych skojarzeń ślizgowych materiałów polimerowych z metalowymi ze względu na odmienne własności różnych polimerów może się nieco różnić od przedstawionych na rysunkach 4.58 oraz 4.59. Przykładowe zależności właściwości tribologicznych wybranych materiałów polimerowych od chropowatości powierzchni elementu metalowego otrzymane w badaniach przedstawiono na rysunkach 4.60, 4.61, 4.64, 4.65. Wynika z nich, że praktycznie dla każdej pary ślizgowej można określić optymalną wartość chropowatości metalowego elementu, przy której opory tarcia będą małe, a jednocześnie odporność na zużycie współpracującej pary ślizgowej jak największa. Należy zauważyć, że różne tworzywa sztuczne wymagają innych optymalnych wartości chropowatości powierzchni elementu współpracującego (tab. 4.5).

Tabela 4.5. Zalecane wartości chropowatości Ra czopa stalowego przy współpracy ślizgowej z wybranymi materiałami polimerowymi [34], [126], [178]

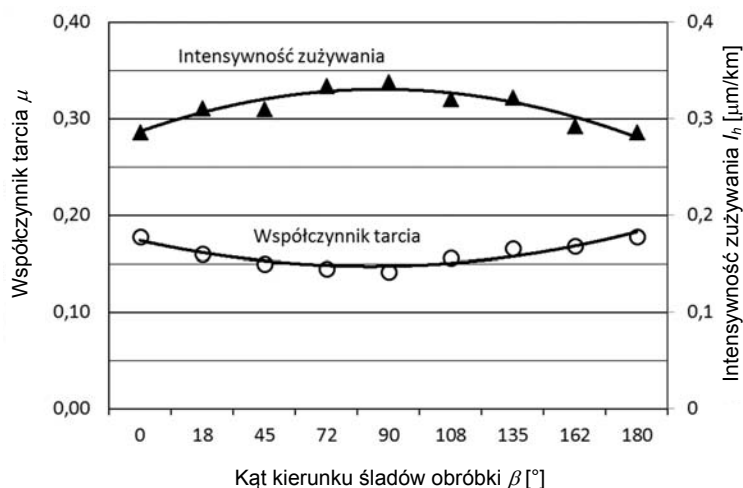
Lp.	Rodzaj polimeru	Ra [μm]
1	PA 6, PA 6.6, PI	1,5–3,0
2	PA11, PA12	0,5–1,0
3	Kompozyty PA+grafit, PA+MoS ₂	1,0–2,0
4	PE-UHMW, PE-HD, PTE, PTB	<0,5
5	POM	0,7–0,9
6	PTFE	<0,2
7	kompozyty PTFE	0,2–0,5



Rys. 4.62. Schemat pary ślizgowej polimer–metal podczas badań kierunkowości śladów obróbki powierzchni stalowego elementu współpracującego (F_T – siła tarcia, F_N – siła normalna, F_G – siła grawitacji, ω – prędkość kątowa)

Oprócz chropowatości również kierunek śladów obróbki na powierzchni elementu metalowego w stosunku do kierunku ślizgania może wpływać na właściwości tribologiczne par polimer–metal. Wyniki badań przedstawione między innymi w pracy [44] potwierdzają taką zależność. Podczas badań tribologicznych, które przeprowadzono na stanowisku badawczym typu *pin-on-disc*, polimerowa próbka współpracowała z obracającą się tarczą ze stali C45 (rys. 4.62).

Powierzchnie walcowe tarcz współpracujących z polimerowymi próbkami były szlifowane tak, aby wartość parametru chropowatości technologicznej warstwy wierzchniej mierzonej w kierunku prostopadłym do tworzącej dla każdej tarczy wynosiła $R_a \approx 0,39 \pm 0,01 \mu\text{m}$. Jednocześnie proces szlifowania prowadzono tak, aby uzyskać różne kąty ukierunkowania śladów obróbki (rys. 4.62). Badania tribologiczne prowadzone były dla kompozytu PTFE+40% wag. proszku brązu przy ustalonych wartościach parametrów (nacisk jednostkowy $p = 2,25 \text{ MPa}$, prędkość ślizgania $v = 3 \text{ m/s}$) procesu tarcia. Wyniki przedstawiono na wykresie (rys. 4.63).



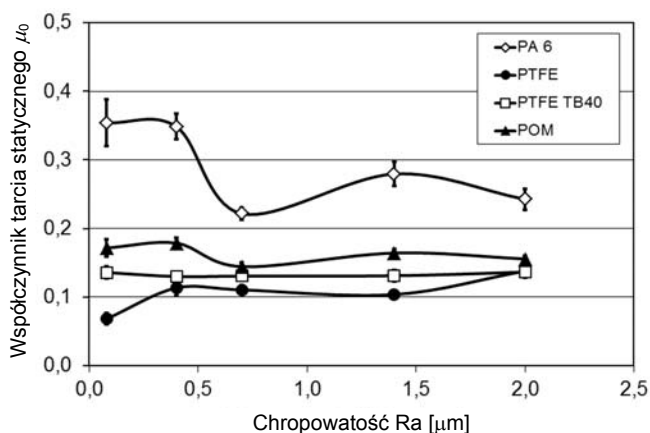
Rys. 4.63. Wpływ kierunkowości śladów obróbki powierzchni stali na właściwości tribologiczne współpracującego kompozytu PTFE+40% wagowo proszku brązu [44]

Potwierdzają one wpływ kierunkowości śladów obróbki zarówno na wartość współczynnika tarcia, jak i na intensywność zużycia liniowego badanego skojarzenia. Najmniejszy współczynnik tarcia technicznie suchego μ uzyskano dla śladów obróbki powierzchni stali o kącie 90° , który odpowiadał kierunkowi prostopadłemu do tworzącej (ślady obróbki równoległe do kierunku tarcia) i wynosił $\mu = 0,142$. Jednocześnie jednak, dla takiego ukierunkowania śladów obróbki, intensywność zużycia liniowego powierzchni była największa $I_h = 0,338 \mu\text{m}/\text{km}$. Z kolei największą wartość współczynnika tarcia $\mu = 0,178$ uzyskano w przypadku kierunku śladów obróbki pro-

stopadłych do kierunku ślizgania, tj. dla kąta 0° , który odpowiadał kierunkowi równoległemu do tworzącej. Dla takiego przypadku ukierunkowania śladów uzyskano możliwie najmniejszą z wyznaczonego przedziału intensywność zużycia liniowego $I_h = 0,286 \mu\text{m}/\text{km}$. Przedstawione zależności współczynnika tarcia oraz intensywności zużycia wyjaśniono wpływem kierunkowości na sposób odprowadzania produktów zużycia tribologicznego kompozytu PTFE z obszaru tarcia z uwzględnieniem sił grawitacji, a także różnicami w zdolności tworzenia na powierzchni elementu współpracującego warstewki (filmu) polimerowej dla różnych kątów śladów obróbki.

4.6.3. CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI MATERIAŁÓW METALOWYCH, A TARCIE STATYCZNE

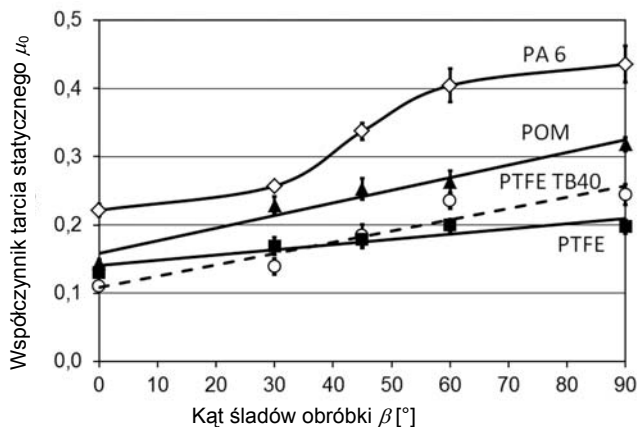
Chropowatość powierzchni elementu metalowego oraz kierunkowość śladów obróbki wpływają również na współczynnik tarcia statycznego współpracujących z nim materiałów polimerowych [167]. Na rysunkach 4.64, 4.65 przedstawiono wyniki badań dotyczące zależności statycznego współczynnika tarcia dla wybranych materiałów polimerowych od wartości jednego z najczęściej stosowanych parametrów chropowatości R_a oraz kąta kierunku śladów obróbki β na powierzchni elementu metalowego. Wykazują one wpływ na opory tarcia statycznego rozpatrywanych parametrów struktury geometrycznej powierzchni elementu metalowego.



Rys. 4.64. Współczynnik tarcia statycznego μ_0 w zależności od parametru chropowatości R_a powierzchni elementu stalowego ($p = 1 \text{ MPa}$, $T_0 = 22 \text{ }^\circ\text{C}$, $\beta = 0$)

Zaobserwowano, że współczynnik tarcia statycznego rośnie wraz ze wzrostem kąta β śladów obróbki względem kierunku tarcia. Wynika to przede wszystkim ze zwiększa-

jącego się wraz ze wzrostem kąta β udziału mechanicznych oddziaływań mikronierówności powierzchni elementu stalowego, które zwiększają siłę tarcia i utrudniają ślizganie się po nim elementu polimerowego. Najmniejszą wartość współczynnika tarcia statycznego uzyskano, gdy ślady obróbki były równoległe do kierunku ślizgania. Z kolei opory tarcia statycznego dla materiałów polimerowych o większej twardości (PA, POM) są mniejsze, gdy chropowatość powierzchni elementu stalowego R_a wynosi powyżej $0,5 \mu\text{m}$.

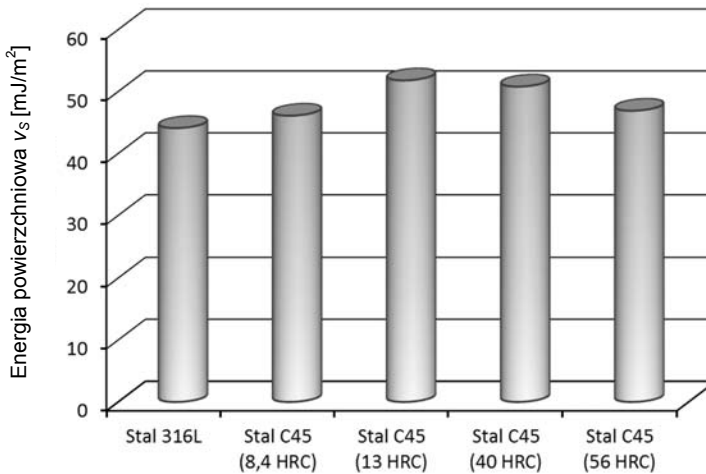


Rys. 4.65. Współczynnik tarcia statycznego μ_0 w zależności od kąta β śladów obróbki powierzchni elementu stalowego względem kierunku tarcia ($R_a \approx 0,7 \mu\text{m}$, $p = 1 \text{ MPa}$, $T_0 = 22 \text{ }^\circ\text{C}$)

Dla materiałów na osnowie PTFE najkorzystniejsza ze względu na opory tarcia podczas rozruchu jest chropowatość R_a poniżej $0,2 \mu\text{m}$. Przyczyna zaobserwowanej różnicy pomiędzy badanymi materiałami polimerowymi wynika przede wszystkim stąd, że pod wpływem obciążenia normalnego powierzchnia ślizgowa materiałów miękkich (np. PTFE) lepiej „dopasowuje się” do powierzchni współpracującego elementu stalowego niż powierzchnia materiałów o większej twardości (PA, POM), przez co wpływ oddziaływań mechanicznych mikronierówności powierzchni stali w przypadku materiałów twardszych jest mniejszy niż w przypadku materiałów miękkich. Najmniejszą wrażliwość na zmianę chropowatości oraz kierunku śladów obróbki zaobserwowano dla materiału kompozytowego na osnowie PTFE. Wynika to stąd, że na etapie przygotowania do badań próbek z tego materiału wytworzyła się na jego powierzchni ślizgowej cienka warstewka zawierająca znaczne ilości rozsmazanych ziaren proszku brązu. Warstewka ta umocniła warstwę wierzchnią kompozytu i w rezultacie obniżała mechaniczne oddziaływania mikronierówności powierzchni współpracującego elementu stalowego.

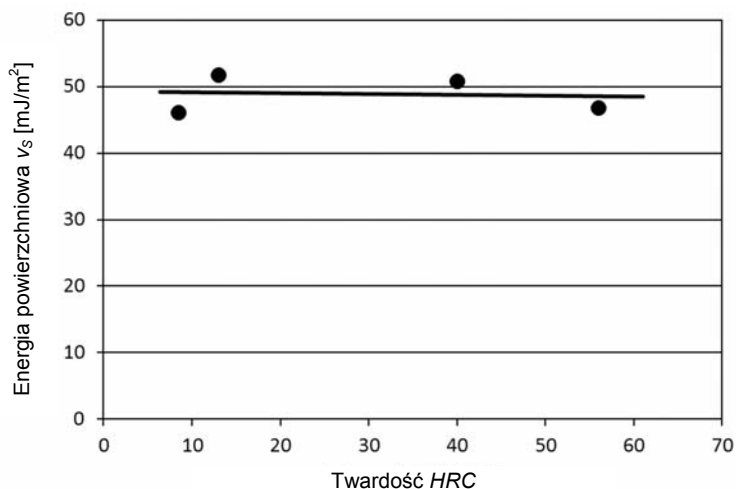
4.6.4. TWARDOŚĆ WSPÓLPRACUJĄCEGO ELEMENTU METALOWEGO

Twardość metalowego elementu jest zwykle wielokrotnie większa od twardości termoplastycznych materiałów polimerowych stosowanych w ślizgowych elementach maszyn. Tarcie i zużywanie zatem w parach ślizgowych metal–polimer będzie wynikało przede wszystkim z mechanicznych oddziaływań mikronierówności twardego materiału metalowego, które będą zagłębiały się w miękką osnowę materiału polimerowego. Jednak wpływ zmian twardości elementu metalowego na właściwości tribologiczne nie jest do końca jednoznaczny. Wynika to między innymi stąd, że nawet metale o najmniejszej twardości stosowane w łożyskach ślizgowych i tak mają znacznie większą twardość od materiałów polimerowych. Zmiana twardości metalu zatem nie wpłynie znacząco na oddziaływania mechaniczne w skojarzeniu polimer–metal. Jednak, podobnie jak chropowatość, twardość ma widoczny wpływ na rodzaj zachodzących na powierzchni ślizgowej oddziaływań, chociaż w mniejszym stopniu w porównaniu z chropowatością.



Rys. 4.66. Przykładowe wartości swobodnej energii powierzchniowej v_s [mJ/m²] dla wybranych gatunków stali [105]

Wielu autorów przypisuje związek pomiędzy twardością materiału a jego energią powierzchniową, która wpływa na oddziaływania adhezyjne i co się z tym wiąże również na właściwości tribologiczne współpracujących materiałów [126], [178]. W ujęciu tribologicznym występowanie na powierzchni metalowej energii swobodnej powoduje wzbudzenie atomów warstwy powierzchniowej, a tym samym zwiększenie ich aktywności chemicznej. Wywiera to określony wpływ na wzajemne oddziaływanie powierzchni będących w styku (polimer–metal), inicjując dyfuzję, sorpcję i adhezję. Wzrost temperatury wywołany tarcie, którego nie da się uniknąć, dodatkowo zwiększa

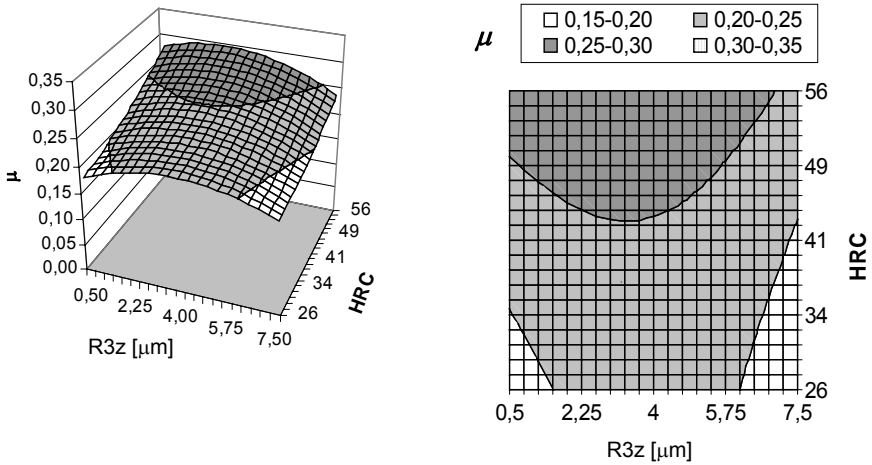


Rys. 4.67. Zależność swobodnej energii powierzchniowej od twardości powierzchni stali C45 [105]

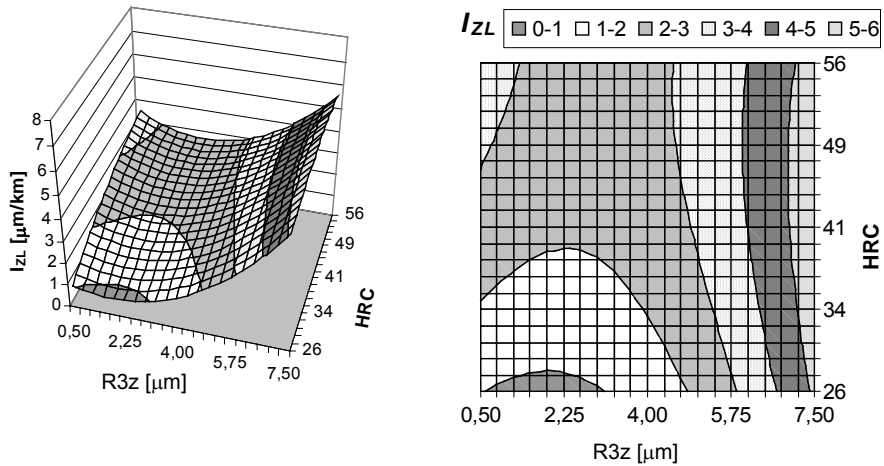
udział zjawisk adhezyjnych. Związane jest to z kolei ze wzrostem energii powierzchni, w odróżnieniu jednak od energii powierzchniowej (napięcia powierzchniowego), która maleje ze wzrostem temperatury. Wzrost energii powierzchni powoduje wzrost amplitudy drgań atomów na powierzchni metalu w kierunku prostopadłym do powierzchni, co sprzyja powstawaniu więzi z atomami obcymi na powierzchni tworzywa (adhezja, sorpcja). Nie wszystkie badania potwierdzają takie efekty zmian twardości elementu metalowego. W przypadku stali, ze wzrostem jej twardości, będącej miarą stanu umocnienia warstwy wierzchniej, następuje jednak tylko nieznaczny wzrost energii powierzchniowej. Przykładem mogą być wyniki pomiarów energii powierzchniowej [105] przedstawione na rysunkach 4.66, 4.67. Widoczny na nich jest tylko nieznaczny wpływ zmiany twardości na energię swobodną wybranego gatunku stali, a zatem również na zmiany oddziaływań adhezyjnych pomiędzy materiałem polimerowym a stalą.

Podobne rezultaty przedstawiono w pracy [146], w której autorzy również stwierdzili tylko nieznaczny wpływ zmiany twardości badanej stali na jej energię powierzchniową. Wynika stąd, że przyczyną obserwowanego w badaniach materiałów polimerowych wpływu twardości elementu metalowego na ich właściwości tribologiczne nie jest zmiana adhezji. W opracowaniach [158], [163], [167] autora niniejszej książki została przedstawiona analiza wpływu struktury geometrycznej powierzchni oraz twardości materiału metalowego na współczynnik tarcia i intensywność zużycia wybranych kompozytów PTFE. Przykładowe wyniki badań przedstawiono w postaci wykresów na rysunkach 4.68, 4.69.

a)



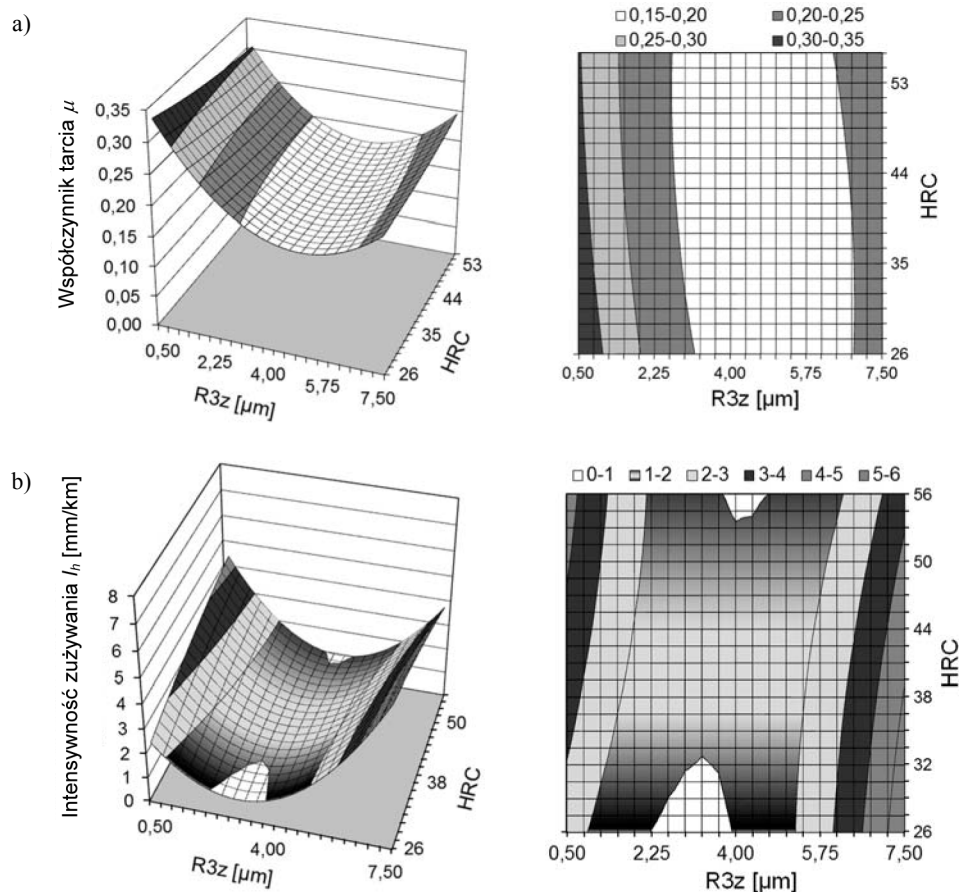
b)



Rys. 4.68. Wpływ chropowatości ($R3z$) i twardości stali (HRC) na wartość współczynnika tarcia μ (a) oraz na intensywność zużycia liniowego I_{zL} (b) dla kompozytu PTFE+25% koksu w warunkach tarcia technicznie suchego ($p = 2$ MPa, $v = 3$ m/s, $T_0 = 60$ °C) [158]

Zaobserwowany podczas badań wpływ twardości stali na właściwości tribologiczne niektórych współpracujących z nią kompozytów nie wynika jednak z oddziaływań międzycząsteczkowych pomiędzy stalą a kompozytami PTFE. Przyczyną mogą być zatem różnice profilu chropowatości współpracujących elementów stalowych o różnej twardości pomimo zarejestrowania podobnych wartości parametru $R3z$. Oznacza to, że pomimo stosowania takiej samej metody obróbki ścierniej (szlifowanie papierem ściernym) stalowych elementów dla różnych ich twardości uzyskano nieco odmienną strukturę geometryczną powierzchni i to właśnie może być pośrednio przyczyną ob-

serwowanego wpływu twardości na właściwości tribologiczne niektórych kompozytów PTFE [163].



Rys. 4.69. Wpływ chropowatości (R3z) i twardości stali (HRC) na wartość współczynnika tarcia μ (a) oraz na intensywność zużycia liniowego I_h (b) dla kompozytu PTFE+25% grafitu w warunkach tarcia technicznie suchego ($p = 2$ MPa, $v = 3$ m/s, $T_0 = 110$ °C)

Wobec podanych zależności wpływu stanu powierzchni metalowego elementu, najkorzystniejsze właściwości tribologiczne skojarzenia polimer–metal (w danych warunkach tarcia) powinny występować przy pewnych optymalnych wartościach obu wymienionych czynników, tj. twardości i chropowatości powierzchni elementu metalowego, co zostało potwierdzone w wielu pracach badawczych (np. [158], [163], [166]). W wypadku twardości powierzchni stalowego elementu nie można jednak ściśle określić jej optymalnej wartości. W łagodnych warunkach tarcia (małe naciski) lepsze właściwości tribologiczne uzyskuje się dla małych wartości twardo-

ści (30–40 HRC). Jednak w zakresie dużych wartości nacisku, przy małej twardości współpracującego elementu stalowego, następuje zwiększone zużycie powierzchni stalowej ze względu na mniejszą wytrzymałość zmęczeniową stalowych mikronierówności, ścinanych na skutek wielokrotnych oddziaływań z powierzchnią polimeru. W takich przypadkach zaleca się, aby twardość powierzchni współpracującego elementu stalowego była większa niż 50 HRC. Większe twardości elementu stalowego powinny być stosowane również w przypadku współpracy z kompozytami polimerowymi zawierającymi twarde wypełniacze (np. włókno szklane), które mogą oddziaływać ściernie na powierzchnię metalu, powodując jego przyspieszone zużywanie. Jest to uzasadnione także tym, że w skojarzeniach ślizgowych polimer–metal przyjmuje się zwykle, że elementem wymiennym na skutek zużycia jest element polimerowy, co wynika głównie z racji ekonomicznych.

4.7. TARCIE I ZUŻYWANIE W PARACH ODWRÓCONYCH

Właściwości tribologiczne par tących zależą między innymi od tego, który z materiałów przemieszcza się względem drugiego (przeciwpartnera), tzn. czy materiał polimerowy przemieszcza się po powierzchni metalu, czy też materiał metalowy przemieszcza się po polimerowym. W obu przypadkach występują różnice w przebiegu procesu tarcia i zużywania [87], [120], [126].

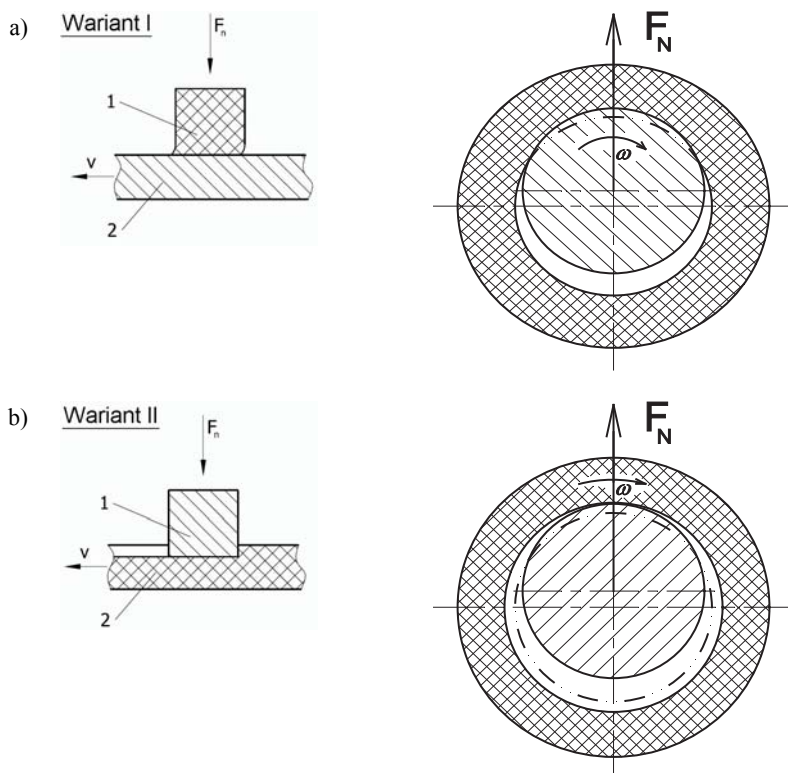
Węzły tarcia, w których współpracujące materiały różnią się twardością można podzielić na dwa warianty [87], [120]:

- a) para prosta tarcia – układ, w którym twardszy materiał ślizga się po materiale miękkim,
- b) odwrócona para tarcia – układ, w którym miękki materiał ślizga się po twardym.

W przypadku polimerowych łożysk ślizgowych nie jest to do końca podział jednoznaczny. Dlatego lepiej jest rozróżnić warianty tarcia w zależności od tego czy w czasie ruchu występuje przemieszczanie się strefy deformacji materiału polimerowego w obszarze warstwy wierzchniej. Układy współpracujących materiałów można wówczas zdefiniować w następujący sposób:

- a) prosta para tarcia–obszar styku współpracujących ślizgowo materiałów nie przemieszcza się podczas ruchu na powierzchni miękkiego (polimerowego) elementu (rys. 4.70a),
- b) odwrócona para tarcia–obszar styku na powierzchni miękkiego (polimerowego) elementu zmienia swoje położenie podczas ruchu (rys. 4.70b).

Pierwszy wariant skojarzenia (pary ślizgowej) jest typowym przypadkiem łożyska ślizgowego, w którym czop metalowego wału obraca się w nieruchomej panewce wytworzonej z materiału polimerowego. Przykładem drugiego wariantu może być łożysko ślizgowe z polimerową panewką zastosowane w elemencie maszynowym (np. zespół kół zębatach) obracającym się na nieruchomej osi metalowej. W zależności od



Rys. 4.70. Warianty skojarzeń ślizgowych materiałów o różnej odkształcalności [87], [153]

- a) wariant I (prosta para tarcza) – próbka polimerowa (1), współpracujący element stalowy (2),
 b) wariant II (odwrócona para tarcza) – próbka stalowa (1), współpracujący element polimerowy (2)

wariantu pary ślizgowej można zaobserwować różnice w procesie tarcia i zużywania materiału polimerowego. Wynika to przede wszystkim ze sposobu tworzenia warstewki polimerowej na powierzchni elementu metalowego, a także ze znacznej różnicy odkształcalności materiału polimerowego i materiału metalowego. Podczas ślizgowej współpracy tego typu skojarzeń, obok oddziaływań adhezyjnych i mechanicznych stykających się powierzchni występują również opory tarcia związane z deformacją materiału polimerowego. Wybór zatem wariantu pary ślizgowej w badaniach tribologicznych może mieć wpływ na wartość oporu tarcia czy zużywania tribologicznego.

W pracy [153] przedstawiono wyniki badań, których celem było określenie wpływu wariantu skojarzenia ślizgowego materiałów o różnej odkształcalności, np. polimerowych kompozytów PTFE współpracujących ślizgowo ze stalą w warunkach tarcia technicznie suchego. W pierwszym wariantcie polimerowa próbka współpracowała z płaską powierzchnią obracającego się elementu (tarczy) stalowego (rys. 4.70 – wariant I). W drugim wariantcie próbka w postaci sworznia o takich samych jak poprzednio wymiarach była wykonana ze stali i ślizgała się po powierzchni tarczy wykonanej z materiału

polimerowego (rys. 4.70 – wariant II). Metalowa próbka oraz tarcza były wykonane ze stali C45 o twardości około 40 HRC, a chropowatość ich powierzchni ślizgowej wynosiła $R_a = 0,26 \mu\text{m}$. Średni promień ścieżki tarcia dla obu wariantów był jednakowy i wynosił $r_{st} = 30 \text{ mm}$. Badania przeprowadzono w podobnych warunkach ruchowych procesu tarcia, tj. średni nacisk jednostkowy wynosił $p_{sr} = 1,0 \text{ MPa}$, prędkość ślizgania $v = 1 \text{ m/s}$, a temperatura otoczenia $T_0 = 25 \text{ }^\circ\text{C}$. Do badań porównawczych wybrano politetrafluoroetylen (PTFE) jako bazowy materiał polimerowy oraz trzy kompozyty utworzone na jego podstawie:

a) TK22G3 – PTFE+22% wag. koksu+3% wag. grafitu,

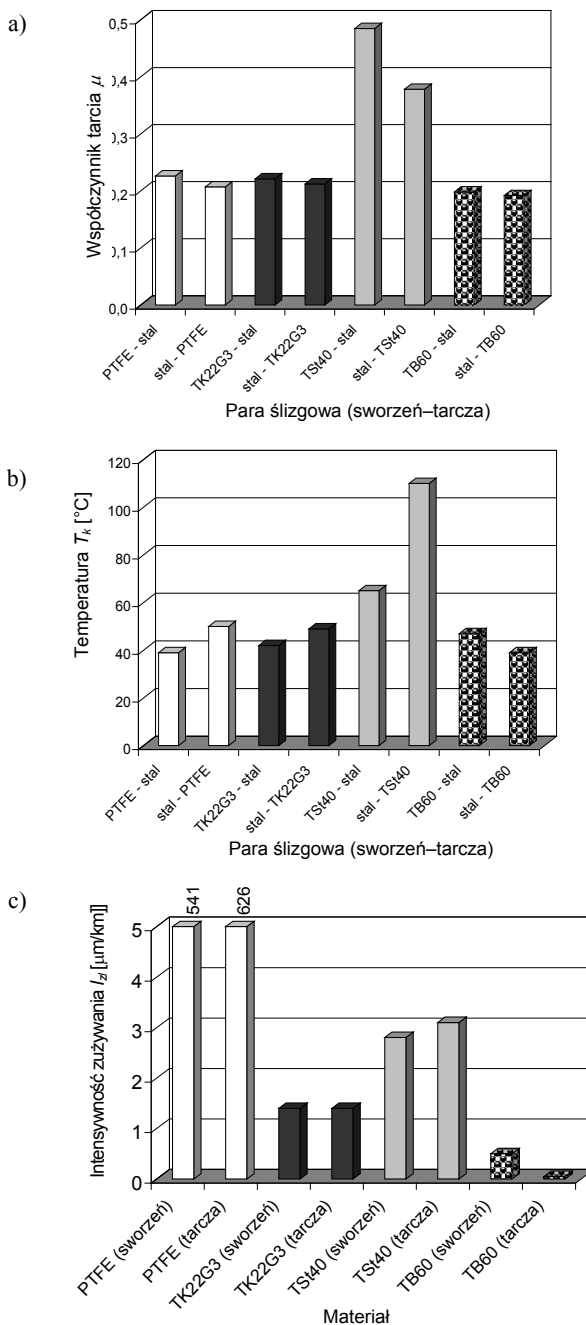
b) TSt40 – PTFE+40% wag. proszku stali

c) TB60 – PTFE+60% wag. proszku brązu cynowego o wielkości ziarna do $60 \mu\text{m}$.

W każdym cyklu badań danego skojarzenia ślizgowego określono wartość zużycia liniowego $Z_L [\mu\text{m}]$ elementu polimerowego (sworznia lub tarczy). Zużycie elementu metalowego było niemierzalne. Wartość zużycia Z_L odniesiona do drogi tarcia $L [\text{km}]$, jaką przebyły względem siebie współpracujące ślizgowo elementy, umożliwiła określenie intensywności zużycia liniowego badanych materiałów polimerowych $I_h = Z_L/L$. W przypadku tarczy polimerowej czas ten został odpowiednio skorygowany ze względu na to, że dany fragment zużywającej się powierzchni tarczy w obszarze ścieżki tarcia nie miał ciągłego styku z powierzchnią metalowego sworznia, tzn. nie brał udziału w procesie tarcia przez cały czas, w jakim odbywało się doświadczenie dla danej pary ślizgowej. Oprócz współczynnika tarcia i wielkości zużycia mierzono również temperaturę T_k na powierzchni współpracujących ze sobą materiałów. Wyniki badań przedstawione na rysunku 4.71 wykazały istotny wpływ wariantu pary ślizgowej (metal–polimer, polimer–metal) na wartość współczynnika tarcia. Dla wszystkich badanych skojarzeń, w których polimerowa próbka (sworznie) współpracowała ze stalowym elementem (tarcza), współczynnik tarcia był większy niż w przypadku, gdy stalowa próbka ślizgała się po tarczy wykonanej z materiału polimerowego.

Wynika stąd, że udział składowej deformacyjnej siły tarcia jest nieznaczny dla badanych skojarzeń ślizgowych w przyjętych warunkach tarcia. Zaobserwowane różnice współczynnika tarcia oraz intensywności zużycia dla takich samych skojarzeń materiałowych różniących się wariantem pary trącej wynikają prawdopodobnie z różnej temperatury T_k , jaką osiągały podczas badań materiały polimerowe. Dla PTFE oraz jego kompozytów współczynnik tarcia po materiałach metalowych maleje wraz ze wzrostem temperatury [126], [158]. Większa powierzchnia elementów metalowych ułatwia odprowadzanie ciepła do otoczenia, co przyczynia się do występowania niższej temperatury podczas tarcia polimerowego sworznia po metalowej tarczy w porównaniu z wariantem, gdy tarcza wykonana z materiału polimerowego współpracuje z metalowym sworzniem.

Z podanych badań wynika, że w przypadku odwróconych par tarcia właściwości tribologiczne współpracujących materiałów zależą nie tylko od odkształcalności materiałów polimerowych (składowa deformacyjna), ale również od warunków odprowadzania ciepła z obszaru tarcia i co się z tym wiąże temperatury, do której rozgrzewa



Rys. 4.71. Wyniki badań tribologicznych dla wariantów współpracujących materiałów pary ślizgowej sworzeń-tarcza ($p = 1 \text{ MPa}$, $v = 1 \text{ m/s}$, $T_0 = 25 \text{ °C}$) [153]: a) współczynnik tarcia, b) temperatura elementu polimerowego, c) intensywność zużycia liniowego materiału polimerowego

się termoplastyczny materiał polimerowy. Oba warianty pary trącej różnią się bowiem nie tylko przemieszczaniem się odkształcenia w warstwie wierzchniej polimeru, ale również warunkami odprowadzania ciepła do otoczenia.

Oddzielnym zagadnieniem jest zużywanie materiału polimerowego w odwróconych parach ślizgowych. Ponieważ w tym przypadku obszar styku pomiędzy współpracującymi materiałami przemieszcza się na powierzchni ślizgowej polimerowej panewki, więc jej zużywanie będzie zachodziło na całym obwodzie (rys. 4.70b). W przypadku pary prostej obszar styku wału z panewką nie przemieszcza się na jej powierzchni i w związku z tym jej zużywanie będzie odbywało się lokalnie w miejscu styku z obracającym się wałem. Po założeniu, że różnica temperatury polimerowej panewki łożyska dla obu wariantów pary trącej będzie niewielka, można wnioskować, że w przypadku pary odwróconej trwałość panewki będzie znacznie większa niż dla pary prostej. Wynika to przede wszystkim stąd, że obszar styku, w którym odbywa się zużywanie, przemieszcza się podczas eksploatacji po całym obwodzie panewki.

Odwrótne pary trące mogą wykazywać nieznacznie większe opory tarcia w porównaniu z parami prostymi, jednocześnie jednak będą miały znacznie większą trwałość określonego zużycia dopuszczalnego w kierunku promieniowym.

5. PROGNOZOWANIE OPORÓW TARCIA I TRWAŁOŚCI POLIMEROWYCH ŁOŻYSK ŚLIZGOWYCH

Prognozowanie oporów tarcia polimerowych materiałów termoplastycznych po określonym materiale elementu współpracującego, a także intensywność ich zużycia jest przedsięwzięciem wręcz niemożliwym ze względu na wpływ wielu parametrów, które trudno uwzględnić w opisujących je wzorach. Szczególnie trudno określić temperaturę warstwy wierzchniej materiału polimerowego ze względu na słabą przewodność cieplną polimerów oraz różne warunki zabudowy łożysk ślizgowych, które wpływają na wymianę ciepła z otoczeniem. Ponieważ większość właściwości polimerów termoplastycznych jest ściśle związana z temperaturą materiału, więc obliczenia dotyczące oporów tarcia oraz trwałości łożysk polimerowych należy traktować jako przybliżone. Wynika to stąd, że właściwości samych materiałów polimerowych cechuje stosunkowo duże zróżnicowanie własności, zwłaszcza w przypadku materiałów kompozytowych. Podczas obliczeń wykorzystywane są najczęściej wielkości dotyczące właściwości materiałów polimerowych, które podają ich producenci. Są to najczęściej dane uśrednione, uzyskane w warunkach określonych odpowiednimi normami. Warunki te jednak zwykle odbiegają od rzeczywistych warunków, w jakich będzie pracowało obliczane łożysko. Mając na uwadze podane rozważania, zalecana jest doświadczalna weryfikacja obliczonych teoretycznie wartości oporów tarcia w łożysku oraz trwałości polimerowej panewki.

5.1. PROGNOZOWANIE WSPÓŁCZYNNIKA TARCIA

Opory tarcia w parach trących wynikają, jak wcześniej wspomniano, z mechaniczno-adhezyjnych oddziaływań występujących pomiędzy jej elementami. W przypadku termoplastycznych materiałów polimerowych styk w obszarze tarcia ma cha-

rakter sprężysto-plastyczny przy niewielkich obciążeniach lub plastyczny. Według Kragielskiego [82] styk plastyczny będzie występował, gdy spełniony jest warunek

$$\frac{p_{sr}}{HB} \geq \frac{14,5}{\Delta^2} \left[\frac{HB(1-\nu_p)^2}{E} \right]^4 \quad (5.1)$$

gdzie: p_{sr} – średni nacisk jednostkowy (nacisk konturowy) [MPa], HB – twardość materiału wg Brinella [N/mm²], Δ – kompleksowy parametr chropowatości Δ (przeciętne wartości podano w tab. 5.1), ν_p – współczynnik Poissona dla materiału polimerowego

Ponieważ twardość polimerów termoplastycznych stosowanych w panewkach łożysk ślizgowych nie przekracza w większości wypadków 200 HB można przyjąć, że dla przeciętnych nacisków występujących w polimerowych łożyskach $p = 0,5\text{--}3$ MPa warunek ten jest spełniony.

Tabela 5.1. Przeciętne wartości współczynników ($b_1 = b$), ($c_1 = \nu$) umożliwiających aproksymację krzywej nośności profilu chropowatości, efektywnych promieni r zaokrągłeń wierzchołków mikronierówności oraz kompleksowy parametr chropowatości Δ dla różnych metod obróbki powierzchni wałów stalowych [82]

Metoda obróbki	Ra [μm]	Rz [μm]	R _{max} [μm]	r [μm]	$b_1 = b$	$c_1 = \nu$	Δ
Toczenie	5	20	37	15	1,0	2,1	2,5
	2,5	10	18	30	1,4	1,9	0,79
	1,25	6,3	9,4	35	1,8	1,8	0,19
	0,63	3,2	4,7	55	2,0	1,6	0,063
Szlifowanie	1,25	6,3	9,4	8	0,6	2,0	0,16
	0,63	3,2	4,7	12	0,9	1,9	0,041
	0,32	1,6	2,4	20	1,3	1,9	0,0096
	0,16	0,8	1,2	30	2,0	1,9	0,0028
Polerowanie	0,63	3,2	4,7	230	2,0	1,7	0,014
	0,32	1,6	2,4	450	2,5	1,6	0,003
	0,16	0,8	1,2	670	3,5	1,5	0,00078

Wówczas dla najczęściej występujących rodzajów obróbki powierzchni, zgodnie z teorią Kragielskiego, współczynnik tarcia μ może być opisany zależnością [82]

$$\mu = \frac{\tau_0}{HB} + \beta + 0,44\sqrt{\frac{h}{r}} \quad (5.2)$$

gdzie: τ_0 – wytrzymałość połączenia adhezyjnego na ścinanie przy braku nacisku ($p_r = 0$), β – współczynnik umocnienia uwzględniający wpływ obciążenia zewnętrznego na wytrzymałość połączenia adhezyjnego polimer–metal.

Wartości współczynnika β oraz naprężeń τ_0 dla wybranych materiałów polimerowych przedstawiono w tabeli 3.1, HB – twardość materiału wg Brinella, r – promień zaokrąglenia wierzchołka nierówności (tab. 5.1), h – głębokość zagłębienia pojedynczej nierówności.

Kragielski [82] podaje również zależność opisującą współczynnik tarcia w funkcji średniego nacisku jednostkowego p_{sr} :

$$\mu = \frac{\tau_n}{HB} + 0,44 \left(\frac{2p_{sr}}{HB} \right)^{1/4} \sqrt{\Delta} \quad (5.3)$$

gdzie: τ_n – naprężenia tnące występujące w obszarze styku [MPa], HB – twardość materiału wg Brinella [N/mm²], p_{sr} – średni nacisk jednostkowy (nacisk konturowy) [MPa], Δ – kompleksowy bezwymiarowy parametr chropowatości Δ (przeciętne wartości podano w tab. 5.1).

Ponieważ w wypadku styku plastycznego można przyjąć, że $p_r \approx HB$, to naprężenia tnące τ_n wynoszą

$$\tau_n = \tau_0 + \beta p_r = \tau_0 + \beta HB \quad (5.4)$$

Korzystając z tabeli 3.1 oraz 5.1, można dla wybranych materiałów polimerowych określić prognozowaną wartość współczynnika tarcia w łożysku ślizgowym.

W wielu publikacjach można znaleźć zależności opisujące wpływ różnych parametrów na wartość współczynnika tarcia par ślizgowych polimer–metal. Część z nich wykorzystuje teorie tarcia, mające zastosowanie do materiałów polimerowych. Przykładowo Tsuchida [142] przedstawił ogólną teorię sił tarcia dla styku sprężystego i plastycznego. Na podstawie energii procesu tarcia oraz mechaniki styku na poziomie molekularnym wyprowadził on następującą zależność, potwierdzoną wynikami badań, która opisuje wartość współczynnika tarcia ślizgowego pomiędzy płaszczyzną i powierzchnią kulistą:

$$\mu = 0,236 \left(\frac{F_n}{E^* R^2} \right)^{1/3} \quad (5.5)$$

gdzie: F_n – średnia wartość siły normalnej w obszarze styku, E^* – równoważny moduł sprężystości

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2}$$

R – promień kuli.

Z kolei Rymuza [123] zaproponował na podstawie energetycznej teorii tarcia wprowadzenie współczynnika strat tarcia CFL zamiast współczynnika tarcia μ . Współczynnik CFL został zdefiniowany jako stosunek energii strat tarcia E_t do energii dostarczonej E_{we} . Energia strat E_t została określona jako iloczyn chwilowej siły tarcia $F_t(t)$ oraz prędkości ślizgania $v(t)$, natomiast energia dostarczona E_{we} jako iloczyn siły obciążającej $F_N(t)$ i prędkości ślizgania $v(t)$. Współczynnik strat tarcia CFL można określić w przedziale czasu od 0 do t_0 za pomocą następującej zależności

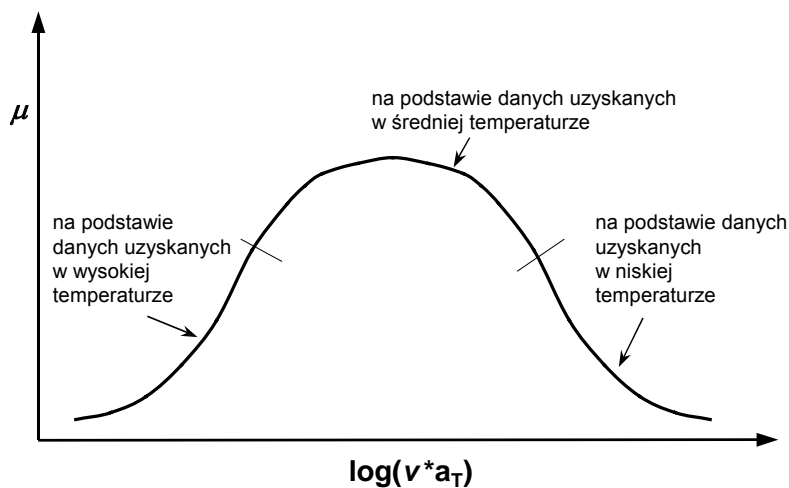
$$CFL = \frac{E_t}{E_{we}} = \frac{\int_0^{t_0} F_t(t)v(t)dt}{\int_0^{t_0} F_N(t)v(t)dt} \quad (5.6)$$

W opracowaniu przedstawiono również różnice w otrzymanych wartościach współczynnika tarcia μ oraz współczynnika CFL , widoczne zwłaszcza w funkcji drogi tarcia przy liniowej zmianie obciążenia.

Ludema [90] przedstawił przegląd modeli procesów tarcia dla różnych materiałów, w tym polimerów, oraz pewne zalecenia, co do przyjmowania tych modeli w rozważaniach naukowych. Na przykładzie politetrafluoroetyleny (PTFE) zwrócił uwagę na lepkosprężyste zachowanie materiałów polimerowych, które powoduje, że ich własności mechaniczne w wysokiej temperaturze i przy dużych odkształceniach oraz w niskiej temperaturze i przy małych odkształceniach są bardzo podobne do siebie. Oznacza to, że stan odkształcenia materiału oraz temperatura w odpowiedniej relacji dają taki sam efekt końcowy. Wykorzystując lepkosprężyste zachowanie polimerowego materiału, Ludema przeprowadził odpowiednią transformację danych (tzw. „przesunięcie czasowo-temperaturowe”) uzyskanych w różnych warunkach tak, aby zapisać je w postaci jednej krzywej. Dane uzyskane w wysokiej temperaturze przesunięto w lewo, a dane uzyskane w niskiej temperaturze w prawo o wartości określone za pomocą współczynnika przesunięcia a_T (współczynnik ten omówiono w rozdz. 4.2.1). Zbudowana została w ten sposób gładka krzywa zbiorcza (rys. 5.1), która może określać np. zmianę wartości współczynnika tarcia w określonej temperaturze w funkcji prędkości dla materiałów lepkosprężystych. Metodę tę mogą opisywać, zdaniem Ludemy, między innymi właściwości tribologiczne materiałów polimerowych.

Oprócz przedstawionych przykładów teoretycznych prób opisu współczynnika tarcia istnieje wiele prac, w których przedstawiono zależności współczynnika tarcia od parametrów procesu tarcia materiałów polimerowych z metalowymi uzyskanych doświadczalnie. Przykładem są prace, których rezultaty omówiono w rozdziale 4. Eksperymentalnie charakterystyki prezentują wpływ poszczególnych parametrów procesu tarcia, czasami kilku jednocześnie, na współczynnik tarcia i dotyczą wyników uzyskanych na stanowiskach badawczych dla określonych par

trących próbka–przeciwpróbka. Uzyskane w ten sposób wyniki mają charakter orientacyjny i służą przede wszystkim analizie procesów i zjawisk zachodzących podczas tarcia badanych skojarzeń ślizgowych. Jednak uzyskane eksperymentalnie rezultaty mogą być wykorzystane do dalszych analiz oporów tarcia, zwłaszcza w zakresie doboru materiałów na panewkę łożyska oraz czop wału pod kątem minimalizacji oporów tarcia.



Rys. 5.1. Transformowanie danych charakteryzujących współczynnik tarcia μ polimeru do pojedynczej krzywej [90] (opis w tekście)

Wyniki badań eksperymentalnych mogą być również wykorzystywane do obliczeń numerycznych, których celem jest określenie wpływu między innymi wymiarów panewki, postaci geometrycznej łożyska, a także własności materiału polimerowego na opory tarcia. Przykładem mogą być prace [80], [107], [148], [155], [159], w których wyniki doświadczalnych badań tribologicznych wykorzystano jako dane wejściowe do modeli własności współpracujących w parach trących materiałów w obliczeniach oporów tarcia z zastosowaniem techniki komputerowej. Wykorzystanie metod numerycznych w prognozowaniu między innymi oporów tarcia w aspekcie doboru cech konstrukcyjnych łożysk ślizgowych przedstawiono w dalszej części niniejszego opracowania (rozdz. 6). Stosowanie metod numerycznych umożliwia uwzględnienie jednocześnie większej liczby parametrów wpływających na opory tarcia w polimerowych łożyskach ślizgowych. Ponadto możliwe jest zróżnicowanie wartości współczynnika tarcia na powierzchni styku jednostkowych elementów z uwzględnieniem nacisku jednostkowego, rozkładu temperatury oraz innych parametrów wpływających na własności współpracujących materiałów pary trącej. Niestety obliczenia numeryczne wymagają zastosowaniu pewnych uproszczeń dotyczących między innymi idealnych kształtów wału i panewki łożyska.

5.2. PROGNOZOWANIE ZUŻYCIA TRIBOLOGICZNEGO

Prognozowanie zużycia materiałów polimerowych po określonym czasie eksploatacji, podobnie jak prognozowanie oporów tarcia, jest przedsięwzięciem niezwykle trudnym ze względu na wiele czynników wpływających na przebieg i charakter procesów przyczyniających się do zużywania materiałów polimerowych. Ta złożoność procesów tribologicznych nie pozwoliła uzyskać jednoznacznej, kompletnej metody określania zużycia materiałów w wyniku tarcia. Analizy i opis matematyczny procesu zużywania opiera się najczęściej na wykorzystaniu zależności o charakterze doświadczalnym lub analityczno-doświadczalnym, które opisują zużycie (intensywność zużycia) w funkcji cech konstrukcyjnych elementów trących i warunków ich współpracy. Pomimo że zależności te są obarczone pewnymi uproszczeniami, to można, korzystając z nich, oszacować w miarę dokładnie ilościową stronę procesu zużywania [87]. W wielu wypadkach korzysta się z badań doświadczalnych jako weryfikacji badań analitycznych, obliczeń zużycia lub jako podstawy do prowadzenia analiz.

Większość opracowanych metod podaje w konkluzji sposób obliczania intensywności zużywania I_Z , która określa szybkość zużywania materiału (masową, objętościową lub liniową) w przeliczeniu na jednostkę przebytej drogi tarcia lub czasu tarcia. Wielkość ta może być wykorzystana jako miara odporności na zużywanie materiału (rozd. 3.2). Im większa wartość intensywności zużywania, tym materiał jest mniej odporny na zużywanie w danych warunkach tarcia. Ze względu na łatwość pomiaru oraz jego w miarę dużą dokładność do wyznaczania odporności na zużywanie materiałów polimerowych wykorzystuje się najczęściej intensywność zużywania liniowego.

Znajomość wartości intensywności zużywania materiału polimerowego oraz wartości granicznego, dopuszczalnego zużycia Z_{dop} polimerowej panewki (z założeniem, że zużywanie wału jest pomijalnie małe) umożliwi obliczenie trwałości L_Z łożyska z prostej zależności:

$$L_Z = \frac{Z_{dop}}{I_Z} \quad (5.7)$$

W przypadku gdy intensywność zużycia I_{ZS} została określona w przeliczeniu na jednostkę drogi tarcia, wówczas trwałość łożyska L_Z można określić, znając średnią względną prędkość ślizgania v na podstawie zależności

$$L_Z = \frac{Z_{dop}}{I_{ZS} v} \quad (5.8)$$

Jeżeli intensywność zużywania I_{ZS} podana będzie w przeliczeniu na kilometr drogi tarcia, natomiast prędkość ślizgania będzie miała wymiar km/h, to trwałość łożyska będzie obliczona w godzinach, co najczęściej stosuje się w projektowaniu elementów maszyn.

Najczęściej stosowaną miarą intensywności zużywania jest intensywność zużywania liniowego I_h , której wartości podawane są przez niektórych producentów materiałów polimerowych [184], [187], [188], [200] dla ustalonych warunków tarcia. Intensywność zużywania liniowego I_h wybranych materiałów polimerowych w zależności od warunków tarcia przedstawiono również na wykresach w rozdziale 4.

Należy zauważyć, że w literaturze spotykane są także inne współczynniki określające odporność na zużywanie materiałów, które np. określają ubytek materiału (wagowy lub objętościowy) podczas procesu tarcia w stosunku do pracy siły tarcia, czyli energii rozpraszanej w wyniku tarcia współpracujących materiałów. Przykładem może być współczynnik zużycia K_w stosowana często przez producentów materiałów polimerowych [103], [191], [196]. Współczynnik K_w , podobnie jak intensywność zużywania I_h , jest pomocny w określaniu odporności na zużywanie oraz umożliwia określenie objętości V_Z usuniętego w wyniku tarcia materiału po upływie czasu t . Współczynnik K_w dla danego materiału definiowany jest za pomocą wzoru [43], [64]

$$K_w = \frac{V_Z}{F_N S} \quad (5.9)$$

lub bezwymiarowo według formuły Archarda:

$$K'_w = \frac{V_Z H_p}{F_N S} \quad (5.10)$$

gdzie: V_Z – objętości usuniętego w wyniku tarcia materiału, F_N – siła normalna obciążająca węzeł tarcia, S – droga tarcia, H_p – twardość materiału.

Wymienione zależności stosuje się przede wszystkim w przypadku zużywania adhezyjnego. Ponieważ ten sposób zużywania panewki polimerowej dominuje podczas normalnej eksploatacji łożyska ślizgowego, dlatego zależności (5.9), (5.10) mogą być wykorzystywane do wstępnego oszacowania trwałości łożyska.

Jeżeli przyjmiemy, że podczas tarcia względna prędkość ślizgania współpracujących materiałów wynosi v_{sr} a droga tarcia jest iloczynem prędkości v_{sr} i czasu tarcia t

$$S = v_{sr} t$$

to przekształcając podane wzory można określić czas, po jakim zostanie usunięta w wyniku tarcia dopuszczalna objętość materiału V_{Zdop} w danym elemencie, np. panewce łożyska ślizgowego. Czas ten będzie równoważny trwałości łożyska L_Z . Po przekształceniu wzoru (5.9) otrzymuje się zależność

$$L_Z = t = \frac{V_{Zdop}}{K_W F_N v_{sr}} \quad (5.11)$$

Przedstawione zależności (5.8), (5.11) umożliwiają określenie trwałości łożyska z założeniem dopuszczalnego zużycia polimerowej panewki oraz znajomości wartości intensywności zużywania I_Z lub współczynnika zużycia K_W . Jak wspomniano wcześniej, zarówno intensywność zużywania I_Z , jak i współczynnik zużycia K_W są wyznaczane doświadczalnie i zwykle dla danych warunków tarcia podawane przez producentów materiałów polimerowych. Należy zauważyć, że omawiane zależności mają charakter przybliżony i mogą być wykorzystywane w obliczeniach wstępnych trwałości łożyska.

Większość przedstawionych w literaturze zależności o charakterze empirycznym dotyczy niestety konkretnych par trących i zadanych warunków, w jakich odbywał się proces tarcia. Uzyskane wzory – mniej lub bardziej skomplikowane – mogą być użyteczne wtedy, gdy osiągalne będą do nich odpowiednie dane. Nie są to zatem zależności uniwersalne i dotyczą konkretnych skojarzeń ślizgowych materiałów polimerowych z metalowymi. Ze względu na różnorodne procesy związane z ubytkiem masy oraz zjawiskiem przenoszenia materiału polimerowego podczas tarcia prezentowane w literaturze nawet bardziej rozbudowane zależności dotyczą zwykle konkretnego rodzaju zużywania. Przykładem może być uzyskana eksperymentalnie zależność przedstawiona w pracach [126], [140] dotycząca przypadku dominacji zużywania ściernego w parach trących metal–polimer. Taki rodzaj zużywania występuje, gdy powierzchnia elementu metalowego ma znaczną chropowatość, a także gdy w obszarze styku materiału polimerowego z metalowym występują twarde cząstki (ziarna) pochodzące z otoczenia lub produktów zużycia materiałów pary trącej. Występujące wówczas zużycie materiału polimerowego można określić, posługując się następującym wzorem:

$$\log w = \log K_0 + \alpha_w \log p \quad (5.12)$$

gdzie:

$$w = \frac{I_t}{A_c \rho v} = I_h$$

– zużycie jednostkowe [$\text{mm}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{m}^{-1}$] odpowiadające intensywności zużywania liniowego odniesionej do drogi tarcia I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$], $I_t = Z_m/t$ – intensywność zużycia odniesiona do czasu tarcia [mg/s], Z_m – zużycie masowe materiału polimerowego [mg], t – czas tarcia [s], A_c – konturowa powierzchnia styku [m^2], ρ – gęstość materiału polimerowego [mg/mm^3], v – względna prędkość ślizgania materiału polimerowego [m/s], p – nacisk jednostkowy [MPa], K_0 , α_w – współczynniki uzyskane doświadczalnie podane dla wybranych polimerów w tabeli 5.2.

Tabela 5.2. Wartości współczynników K_0 , α_w do obliczenia zużycia wybranych materiałów polimerowych (dla wzoru 5.12) [126], [140]

Materiał	α_w	K_0 [$\text{mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$]
PA6	2,7	$9,1 \cdot 10^{-8}$
Kompozyt PA66+PTFE+PE	2,4	$8,3 \cdot 10^{-6}$
Kompozyt PA6 +MoS2	3,9	$3,6 \cdot 10^{-9}$
Kompozyt PE-UHMW+krzemionka	2,7	$4,9 \cdot 10^{-7}$
PTFE	1,6	$1,1 \cdot 10^{-4}$

Po przekształceniu wzoru (5.12) otrzymuje się następującą zależność opisującą intensywność zużywania liniowego I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$] w warunkach dominującego zużywania ściernego

$$I_h = w = K_0 p^{\alpha_w} \quad (5.13)$$

Prognozowanie zużycia można również określać za pomocą techniki komputerowej z wykorzystaniem metod numerycznych. Przykładem mogą być prace [154], [155], w których określono trwałość polimerowego pierścienia uszczelniającego za pomocą metody elementów skończonych z uwzględnieniem charakterystyk intensywności zużycia w funkcji parametrów procesu tarcia otrzymanych doświadczalnie. Podobna metoda może być wykorzystana do określenia czasu eksploatacji łożyska ślizgowego, po którym zużycie polimerowej panewki osiągnie wartość graniczną. Metoda ta zostanie omówiona w dalszej części niniejszego opracowania (rozdz. 7.6).

5.3. OBLICZENIA ŁOŻYSK DLA WYBRANYCH MATERIAŁÓW POLIMEROWYCH

W łożyskach ślizgowych z tworzyw sztucznych, jak wcześniej wspomniano, polimerowa panewka zwykle współpracuje ślizgowo z obracającym się metalowym wałem. Występuje wówczas skojarzenie ślizgowe polimer–metal. Obliczenia konstrukcyjne tego typu łożysk ślizgowych nie mogą być oparte na żadnych znanych metodach obliczeniowych dotyczących łożysk metalowych. Wynika to ze specyficznych własności materiałów polimerowych. Dla elementów ślizgowych wykonanych z tych materiałów wymagana jest dokładna analiza jednostkowego nacisku powierzchniowego, odkształcenia plastycznego, temperatury w warstwie wierzchniej oraz zmiany ich wymiarów w zależności od temperatury i środowiska pracy łożyska. Najprostsze metody obliczeń prezentują producenci polimerowych materiałów ślizgowych w swoich materiałach ofertowych, np. [103], [186], [191], [196], [200]. Podaje się je w postaci tabel, wykresów lub

prostych zależności. Z reguły są one prowadzone z uwzględnieniem wartości iloczynu p_v . Przykładowe graniczne wartości iloczynu p_v (PVL) przedstawiono na rysunku 4.50.

Bardziej złożone obliczenia łożysk z uwzględnieniem iloczynu p_v prezentowane są również w literaturze dotyczącej zagadnień tarcia i zużywania [82], [186]. Jednakże ze względu na znaczne uproszczenia w założeniach można je wykorzystać jedynie do obliczeń wstępnych. Dokładniejsze, ale bardziej złożone, metody obliczeń polimerowych łożysk ślizgowych zostały przedstawione m.in. w pracach [55], [77], [89], [91], [114], [126]. W zdecydowanej części oparte są one na zależnościach empirycznych, dających z reguły skomplikowane wzory obliczeniowe, jak również większość danych do obliczeń uzyskuje się doświadczalnie. Wymienione czynniki powodują, iż proces konstruowania łożysk ślizgowych z tworzyw sztucznych, uwzględniający ich trwałość i niezawodność, wymaga wielu przeliczeń i jest pracochłonny. Pomocna jest wówczas technika komputerowa [36], [58] wykorzystująca zależności prezentowe w wymienionych wcześniej opracowaniach. Najczęściej stosowane są metody numeryczne [80], [119], [148], [159], w których wykorzystywane są wyznaczone doświadczalnie charakterystyki tribologiczne skojarzeń materiałowych występujących w projektowanym łożysku. W dalszej części opracowania przedstawiono metodę obliczeniową polimerowych łożysk ślizgowych opracowaną na podstawie prac [54], [55], [91], [114], [126] oraz własnych doświadczeń autora.

5.3.1. ZAŁOŻENIA WSTĘPNE

W celu przeprowadzenia obliczeń łożyska ślizgowego należy przyjąć następujące założenia wstępne:

- Obciążenie poprzeczne łożyska – F_N [N],
- Prędkość obrotowa czopa – n [1/min],
- Wymiary panewki łożyska:
 - średnica wewnętrzna – D [mm],
 - długość – B [mm],
 - jeżeli wymiary D oraz B nie są znane, należy założyć współczynnik wymiarowy $\lambda = B/D$, zgodnie z zaleceniami przedstawionymi w rozdziale 5.3.2.
- Względny czas pracy – WCP [%],

który wyraża w procentach stosunek czasu (okresu) pracy ciągłej łożyska t_{pc} [min] do czasu cyklu t_R [min], w którym zostaje osiągnięty stan równowagi cieplnej. Dla dużych łożysk maszynowych przyjmuje się $t_R = 100\text{--}200$ min, natomiast dla łożysk w aparaturze i małych urządzeniach $t_R = 60$ min

$$WCP = \frac{t_{pc}}{t_R} 100\% \quad (5.14)$$

- Temperaturę otoczenia $-T_0$ [°C],
- Materiał na panewkę (nacisk dopuszczalny p_{dop} [MPa], temperatura graniczna T_g [°C], współczynnik tarcia μ) – np. według tabeli 5.3. Nacisk dopuszczalny p_{dop} można również przyjąć w zależności od granicy plastyczności przy rozciąganiu R_{er} materiału polimerowego w przewidywanej temperaturze pracy, korzystając z zależności [91]:

$$p_{dop} = (0,8 - 1)R_{er} \quad (5.15)$$

- Materiał czopa oraz strukturę geometryczną jego powierzchni (chropowatość Rz lub Ra, twardość itp.) – optymalna chropowatość czopa stalowego dla wybranych polimerów została podana w tabeli 4.5.

Tabela 5.3. Wybrane właściwości niektórych polimerów ślizgowych (p_{dop} – nacisk dopuszczalny, T_g – temperatura graniczna użytkowania, μ – współczynnik tarcia, α_g – współczynnik rozszerzalności liniowej, pV_{dop} – dopuszczalna wartość iloczynu pV) [55], [91], [126], [178]

Lp.	Gatunek tworzywa	p_{dop} [MPa]	T_g [°C]	μ	α_g 10^{-6} 1/K	pV_{dop} [MPa·m/s]
1	PA – 6	15	95	0,43	70–110	0,04
2	PA – 6.6	20	95	0,40	80	0,05
3	PA 12	18	90	0,40	120	0,05
4	PE-HD	5	55	0,25	200	0,02
5	POM	16	120	0,34	100	0,08
6	PTFE	6	220	0,14	160	0,03
7	PTFE+60% wag. brązu	8	220	0,18	55	0,5

5.3.2. WSTĘPNE OKREŚLENIE WYMIARÓW PANEWKI

Wymiary panewki łożyska ślizgowego, takie jak średnica wewnętrzna D , jej długość B oraz grubość ścianki G wynikają najczęściej ze względów konstrukcyjnych związanych z wymiarami zabudowy czy też wymiarami wału. Jeżeli wymiary te nie są z góry narzucone, to można je wstępnie przyjąć, np. na podstawie granicznych wartości średnicy wewnętrznej tulei łożyska. Wartości te wynikają z dopuszczalnej temperatury pracy łożyska oraz wartości dopuszczalnego nacisku powierzchniowego.

Graniczne wartości średnicy wewnętrznej tulei łożyska wyznacza się, zakładając wartości współczynnika wymiarowego łożyska $\lambda = B/D$. Dla panewek z polimerów termoplastycznych przyjmuje się wartość $\lambda = 0,8-1,2$.

Należy zauważyć, że im mniejsza wartość współczynnika λ , tym panewka łożyska jest krótsza. Krótsze panewki niewahliwe umożliwiają wyginanie się czopa bez nadmiernego wzrostu nacisków jednostkowych na krawędziach oraz wpływają na mniejsze wymiary łożyska. Aby jednak średni nacisk jednostkowy nie przekroczył wówczas wartości dopuszczalnej, należy odpowiednio powiększyć średnicę łożyska. Jednak

wraz ze zwiększaniem średnicy łożyska, przy danej prędkości obrotowej, rośnie prędkość obwodowa, a wraz z nią temperatura.

Z podanych rozważań wynika, że średnica łożyska będzie ograniczona od góry przez wartość dopuszczalnej temperatury, natomiast od dołu przez wartość dopuszczalnego nacisku jednostkowego.

Po założeniu wartości λ maksymalną średnicę wewnętrzną tulei łożyska oblicza się z temperatury granicznej T_g dla wybranego wcześniej materiału tulei (z założeniem, że temperatura otoczenia nie przekracza $T_0 \leq 80$ °C):

$$D_{\max} = X_T \frac{\left(2\lambda^2 + \frac{350}{3}\right) 60\,000}{\pi n} e^{\frac{1}{H-1}} \quad (5.16)$$

gdzie X_T – współczynnik temperaturowy obliczony według wzoru:

$$X_T = \frac{T - T_0}{2680(\mu\rho_1 - AT)} \quad (5.17)$$

n – prędkość obrotowa [1/min], λ – współczynnik wymiarowy, $\lambda = B/D$, H – współczynnik korygujący uwzględniający rodzaj ruchu w łożysku (tabela 5.4), T – temperatura obliczeniowa wyznaczona na podstawie wzoru (5.18), T_0 – temperatura otoczenia, μ – wartość współczynnika tarcia w warunkach pracy łożyska, ρ_1 – współczynnik korygujący wartość współczynnika tarcia (tab. 5.5), A – stała zależna od gatunku polimeru (tab. 5.6).

Tabela 5.4. Współczynnik korygujący H na podstawie [34], [52], [58], [114]

Lp.	Rodzaj ruchu	Kąt wychylenia β [°]	Współczynnik H
1	wahadłowy	$B \geq 25$	1,0
2	wahadłowy	$45 > \beta > 25$	1,2
3	wahadłowy	$B \geq 45$	1,3
4	obrotowy	–	1,4

Tabela 5.5. Współczynnik korygujący ρ_1 uwzględniający rodzaj polimeru oraz parametr chropowatości Rz mierzony prostopadle do śladów obróbki

Rz [μm]	Gatunek polimeru				
	PA	PE-HD	PA/PE	POM	PET, PBT
poniżej 0,5	1,1	1,0	1,1	0,9	1,0
0,5–1	1,2	0,9	1,1	0,6	0,9
1–2	1,2	0,85	1,1	0,3	0,85
2–4	1,1	0,85	1,0	0,2	0,85
4–6	1,0	0,8	0,95	0,2	0,8

Tabela 5.6. Wartość stałej A w zależności od gatunku tworzywa

Lp.	Rodzaj polimeru	A
1	Stop PA/PE	0,0033
2	PE-UHMW, PE-HD,	0,0007
3	Pozostałe polimery	0

Temperaturę obliczeniową wyznacza się ze wzoru

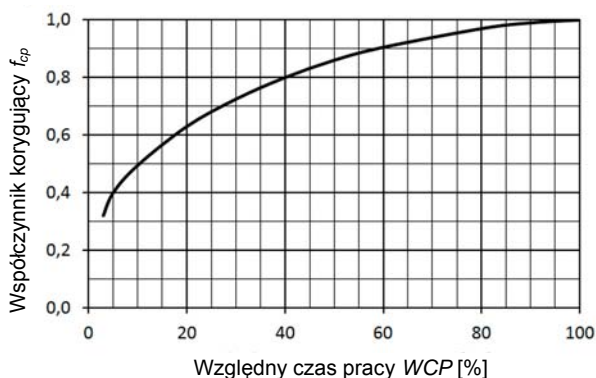
$$T = \sqrt{(195,5 - T_0)^2 + 4(25,5T_0 + 170T_w)} - 195,5 + \frac{T_0}{2} \quad (5.18)$$

gdzie: T_0 – temperatura otoczenia [°C], T_w – temperatura warstwy wierzchniej [°C] wyznaczona wg wzoru:

$$T_w = \frac{T_g - T_0}{f_{cp}} + T_0 \quad (5.19)$$

T_g – temperatura graniczna [°C], f_{cp} – współczynnik korygujący, zależny od WCP [%] – względnego czasu pracy wyznaczonego według wzoru (5.1). Wartość współczynnik f_{cp} dla WCP 5–90% określa się na podstawie wzoru aproksymującego zależność przedstawioną na wykresie (rys. 5.2)

$$f_{cp} = 0,2562 WCP^{0,3206} \quad (5.20)$$



Rys. 5.2. Zależność współczynnika korygującego f_{cp} od względnego czasu pracy łożyska WCP [55], [114], [176]

Minimalną średnicę wewnętrzną panewki łożyska dla większości tworzyw oblicza się na podstawie nacisku jednostkowego sinusoidalnego według wzoru (5.21). Natomiast dla

poliamidu (PA) i poliacetali (POM) średnicę tę można określić na podstawie nacisku stykowego według Wereszyńskiego ze wzoru (5.22). Wartości tych nacisków przyjmuje się na poziomie nacisku dopuszczalnego p_{dop} dla zastosowanego materiału polimerowego.

W przypadku nacisku sinusoidalnego minimalną średnicę określa wzór

$$D_{\min} = \sqrt{\frac{\pi F_N}{2\lambda p_{\text{dop}}}} \quad (5.21)$$

gdzie: F_N – obciążenie normalne łożyska [N], p_{dop} – nacisk dopuszczalny dla materiału panewki [MPa], λ – stosunek wymiarowy łożyska $\lambda = B/D$.

Średnica minimalna, obliczona z nacisków stykowych według Wereszyńskiego, wynosi:

$$D_{\min} = \sqrt{\frac{2P}{\lambda \left(\sqrt{A_S^2 + 4p_{\text{dop}}^2} - A_S \right)}} \quad (5.22)$$

gdzie: λ – stosunek wymiarowy łożyska $\lambda = B/D$, A_S – parametr obliczany według wzoru

$$A_S = \frac{\pi L_S}{0,000276}$$

L_S – luz względny [%] jest obliczany dla $D = D_{\min}$ według wzoru aproksymującego:

$$L_S = 0,009555 \exp(29,91 \cdot 10^{-4} D^2 - 0,0138D) [\%] \quad (5.23)$$

Wartość nominalnej średnicy wewnętrznej D_n panewki łożyska powinna mieścić się wewnątrz przedziału określonego średnicami D_{\min} (według wzoru 5.21 lub 5.22) oraz D_{\max} (wg wzoru 5.16)

$$D_{\min} < D_n < D_{\max}$$

Wartości nominalne średnicy D_n i długość B_n łożyska można przyjąć, korzystając z normy ISO 3547-1:2006, podającej znormalizowane wymiary tulei łożyskowych, a także ich dopuszczalne odchyłki.

Po dobraniu wymiarów nominalnych panewki łożyska dalsze obliczenia dotyczą grubości G ścianki tulei. Najczęściej grubość ścianki określa się w zależności od średnicy czopa wału. Na podstawie wykresów przedstawionych w opracowaniu [186] funkcja aproksymująca zależność nominalnej grubości ścianek G [mm] od średnicy nominalnej D_n [mm] ma postać

$$G = -0,0001D_n^2 + 0,087D_n + 1,14 \quad (5.24)$$

W wypadku występowania obciążenia o charakterze udarowym zalecane jest zwiększenie grubości ścianek nawet o 50%, natomiast w wypadku pracy łożyska w pobliżu dopuszczalnego iloczynu pv należy zmniejszyć grubość ścianki o około 20%.

Grubość ścianki panewki łożyska można również wyznaczyć dla wybranego gątkunku, korzystając ze wzoru:

- dla PA lub POM

$$G = w\sqrt{D_n} \text{ [mm]} \quad (5.25)$$

w którym współczynnik w przyjmuje wartość:

- $w = 0,12$ dla $D_n < 25$ mm,
- $w = 0,08$ dla $D_n < 100$ mm,
- $w = 0,05$ dla $D_n > 100$ mm,
- dla pozostałych tworzyw

$$G = 0,07D_n \text{ [mm]} \quad (5.26)$$

Podane wzory nie są obligatoryjne i grubość ścianki tulei można przyjmować, kierując się również innymi zależnościami podanymi w literaturze, np. w materiałach producentów.

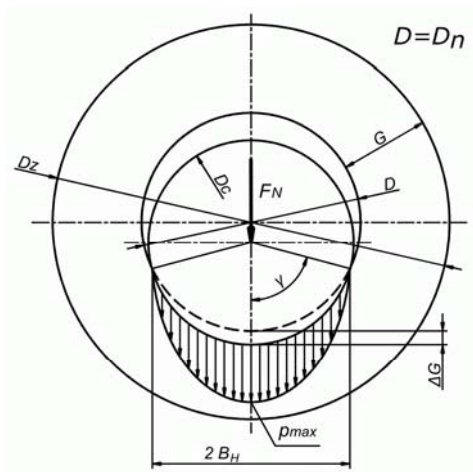
Średnica zewnętrzna panewki łożyska D_z jest określona przez wymiar wewnętrzny D panewki ($D = D_n$) oraz grubość ścianki G

$$D_z = D + 2G \quad (5.27)$$

Wymieniona wcześniej norma ISO 3547-1:2006 precyzuje również wymiary zewnętrzne panewki łożyska, między innymi jego średnicę zewnętrzną D_{zn} . Grubość ścianki panewki, w przypadku stosowania normy dotyczącej wymiarów tulei, należy zmodyfikować zatem w taki sposób, aby uzyskać najbliższą znormalizowaną średnicę zewnętrzną D_{zn} .

5.3.3. SPRAWDZENIE NACISKÓW DOPUSZCZALNYCH

Podczas obliczeń polimerowych łożysk ślizgowych wykorzystuje się nacisk średni (konturowy) p_{sr} oraz nacisk maksymalny p_{max} . Rozkład nacisków jednostkowych w łożysku przedstawiono na rysunku 5.3.



Rys. 5.3. Rozkład nacisków jednostkowych w łożysku ślizgowym

Średni nacisk p_{sr} jest wykorzystywany jedynie do wstępnych obliczeń i wyznacza się go na podstawie obciążenia łożyska oraz przyjętych wymiarów tulei łożyska według wzoru

$$P_{sr} = \frac{F_N}{D_n B_n} \quad (5.28)$$

gdzie: F_N – obciążenie normalne łożyska [N], D_n , B_n – wymiary (średnica, długość) nominalne panewki łożyska [mm].

Do wstępnych obliczeń jako nacisk maksymalny p_{max} można przyjąć wartość nacisku jednostkowego o rozkładzie sinusoidalnym p_{sin} [MPa], którą oblicza się, korzystając ze wzoru:

$$P_{max} = P_{sin} = \frac{\pi}{2} P_{sr} \quad (5.29)$$

W rzeczywistości nacisk jednostkowy ma rozkład bardziej złożony. Przy niewielkiej szerokości pola styku $2B_H$ panewki z wałem ($2B_H < D_c/6$) nacisk maksymalny może być określony na podstawie nacisku Hertza. Sytuacja taka najczęściej występuje przy niewielkich obciążeniach łożyska oraz w początkowym okresie jego eksploatacji, gdy zużycie polimerowej panewki jest niewielkie. Nacisk jednostkowy może być wówczas określony po wykorzystaniu następującej zależności [55]:

$$P_{max} = P_{H \max} = \sqrt{0,19 \frac{F_N E^*}{B r^*}} \quad (5.30)$$

gdzie: F_N – obciążenie normalne łożyska [N], B – długość panewki łożyska [mm], r^* – promień zastępczy krzywizny

$$r^* = \frac{r_1 r_2}{r_1 + r_2}$$

r_1 – promień wewnętrzny panewki ($r_1 = -D/2$), r_2 – promień zewnętrzny wału ($r_2 = D_C/2$), E^* – moduł zastępczy

$$E^* = 2 \frac{E_1 E_2}{E_1 + E_2}$$

E_1, E_2 – moduły sprężystości materiałów metalowego i polimerowego zastosowanych w łożysku ślizgowym.

Ponieważ dla par metal–polimer $E_1 \gg E_2$, można przyjąć $E^* \approx 2E_2 = 2E_p$.

Jeżeli szerokość pola styku jest większa niż wartość, przy której można stosować wzory Hertza ($2B_H > D_C/6$), to można wykorzystać następującą zależność podaną przez Erharda [55]:

$$2B_H = D_C \sqrt{\left[1 - \frac{1}{\left(2 \frac{\Delta G}{L_0} + 1 \right)^2} \right] \left(1 - \frac{L_0}{D} \right)} \quad (5.31)$$

gdzie oznaczenia zgodne z rysunkiem 5.3: L_0 – luz w nieobciążonym łożysku [mm], $L_0 = D - D_C$, ΔG – zagłębienie czopa wału w panewce w wyniku obciążenia [mm], D – średnica wewnętrzna panewki [mm], D_C – średnica czopa wału [mm].

Wielkość zagłębienia czopa w polimerowej panewce ΔG w wyniku działania obciążenia F_N można wyrazić przybliżonym wzorem

$$\Delta G = \frac{1,8 F_N}{\left(\frac{D_C}{G} + 1 \right) B E_p} \quad (5.32)$$

gdzie: F_N – obciążenie normalne łożyska [N], B – długość panewki łożyska [mm], G – grubość ścianki panewki [mm], E_p – moduł sprężystości materiału polimerowego.

Maksymalną wartość nacisku jednostkowego w tym wypadku określa wzór

$$P_{\max} = P_{C \max} = p_{sr} \frac{q^2 - 1}{q \cos(\gamma)} \quad (5.33)$$

gdzie: γ – kąt styku panewki z czopem [°],

$$\gamma = \arcsin \frac{2B_H}{D_C}$$

q – parametr zależny od γ

$$q = \frac{90}{\gamma}$$

Niekiedy do określenia maksymalnej wartości nacisku jednostkowego wykorzystywana jest uproszczona zależność:

$$p_{\max} = p_{C \max} = E_p \frac{\Delta G}{G}$$

gdzie: E_p – moduł sprężystości materiału polimerowego [MPa], ΔG – zagłębienie czopa wału w panewce w wyniku obciążenia [mm], G – grubość ścianki panewki [mm].

Dla panewek wykonanych z poliamidu (PA) lub poliacetalu (POM) nacisk maksymalny można określić zależnością Wereszyńskiego [114]

$$p_{\max} = p_w = \sqrt{\frac{\pi p_{sr} L_S}{8(k_1 + k_2)} + p_{sr}^2} \quad (5.34)$$

gdzie: p_{sr} – średni nacisk jednostkowy w [MPa], L_S – luz względny w [%] obliczony ze wzoru (5.23), $k_1 = 0,0000005$ – dla stali, $k_2 = 0,00034$ – dla PA, POM.

Po podstawieniu wartości k_1 , k_2 dla PA i POM współpracujących ze stałą wzór ten można uprościć do następującej postaci:

$$p_{\max} = p_w = \sqrt{1153,3 p_{sr} L_S + p_{sr}^2} \quad (5.35)$$

Obliczony maksymalny nacisk jednostkowy p_{\max} nie może przekraczać wartości nacisku dopuszczalnego p_{dop} dla danego gatunku tworzywa, z którego wykonana będzie tuleja łożyska.

$$p_{\max} < p_{dop}$$

5.3.4. OBLICZANIE TEMPERATURY ŁOŻYSKA

Średnia temperatura pracy polimerowego łożyska poprzecznego, gdy temperatura otoczenia T_0 nie przekracza $80 \text{ }^\circ\text{C}$, może być określona na podstawie wzoru (5.36). Zależność ta została uzyskana na podstawie badań doświadczalnych łożysk, w których panewki zostały wykonane z różnych materiałów polimerowych [54], [55], [114], [178]:

$$T_{sr} = \frac{T_0 + \frac{318,3 p_{sr} v^H}{C} \mu \rho_1}{1 + \frac{318,3 p_{sr} v^H}{C} A} \quad (5.36)$$

gdzie: T_0 – temperatura otoczenia [$^{\circ}\text{C}$], p_{sr} – średni nacisk jednostkowy [MPa], μ – wartość współczynnika tarcia w warunkach pracy łożyska, ρ_1 – współczynnik korygujący wartość współczynnika tarcia (uwzględnia wpływ chropowatości według tabeli 5.5), H – współczynnik korygujący określony na podstawie tabeli 5.4, A – stała zależna od gatunku materiału polimerowego podana w tabeli 5.6, v – prędkość ślizgania czopa po panewce [m/s], którą można wyznaczyć ze wzoru

$$v = \frac{\pi D_n n}{60\,000} \quad (5.37)$$

n – prędkość obrotowa czopa [obr/min], D_n – średnica nominalna łożyska [mm], C – stała obliczeniowa, wyznaczona według wzoru

$$C = \frac{1,5}{G} + \frac{350}{3B_n} \quad (5.38)$$

w którym: G – grubość ścianki tulei [mm], B_n – długość nominalna tulei [mm].

Jeżeli średnia temperatura pracy łożyska przekracza 40°C , to dodatkowo należy obliczyć temperaturę warstwy wierzchniej [54], [55], [114], [178] według wzoru:

$$T_w = T_0 + \left(1,15 + \frac{T_{sr}}{170}\right) (T_{sr} - T_0) \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (5.39)$$

gdzie: T_0 – temperatura otoczenia [$^{\circ}\text{C}$], T_{sr} – temperatura średnia łożyska [$^{\circ}\text{C}$] obliczona według wzoru (5.36).

Obliczoną w ten sposób temperaturę należy następnie skorygować, uwzględniając względny czas pracy WCP z zależności

$$T'_w = (T_w - T_0) f_{cp} + T_0, \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (5.40)$$

w której f_{cp} – współczynnik korygujący, zależny od względnego czasu pracy WCP [%], obliczony na podstawie wzoru (5.20) lub wyznaczony na podstawie wykresu (rys. 5.2).

Obliczona temperatura warstwy wierzchniej T'_w nie może przekraczać temperatury granicznej T_g dla pracy ciągłej wybranego materiału tulei łożyskowej (tab. 5.3)

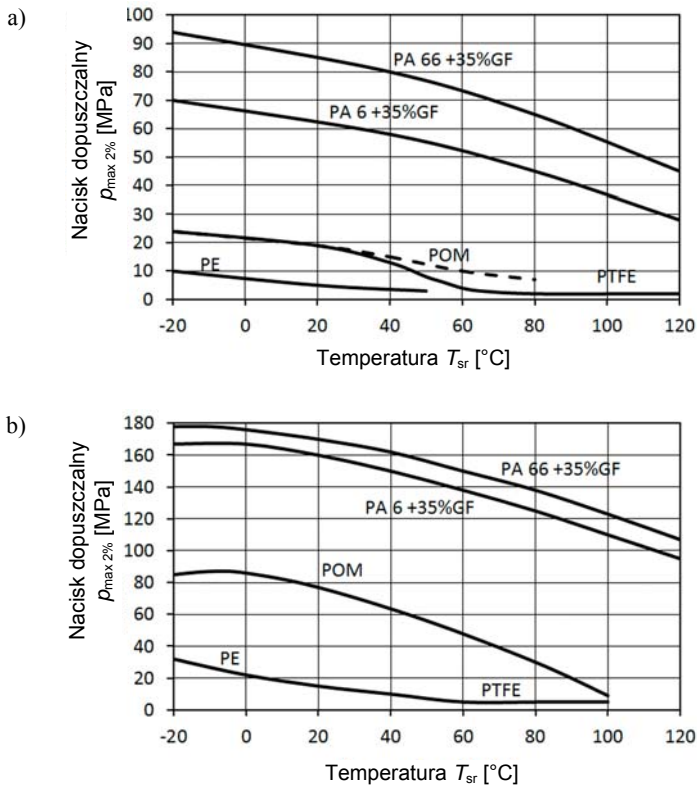
$$T'_w < T_g$$

5.3.5. OBLICZANIE ODKSZTAŁCEŃ PANEWKI ŁOŻYSKA

Na podstawie obliczonej temperatury pracy łożyska T_{sr} należy określić, korzystając z wykresów przedstawionych na rysunku 5.4, wartość nacisku jednostkowego $p_{\max 2\%}$, który powoduje w danej temperaturze odkształcenie względne tworzywa $\varepsilon = 2\%$. Rzeczywiste odkształcenie elementu ślizgowego pod wpływem nacisku jednostkowego w łożysku oblicza się przez interpolację liniową według wzoru

$$\varepsilon = \frac{p_{\max 2\%}}{p_{\max 2\%}} \quad (5.41)$$

w którym nacisk maksymalny p_{\max} jest określony z wykorzystaniem zależności podanych w rozdziale 5.3.3. Jeżeli obliczone odkształcenie względne przekracza 2%, to wówczas należy zmienić wymiary łożyska w celu zmniejszenia nacisku jednostkowego, dokonać weryfikacji założeń wstępnych lub zmienić materiał na tuleję łożyskową.



Rys. 5.4. Zależność nacisku jednostkowego $p_{\max 2\%}$ wywołującego odkształcenie względne $\varepsilon = 2\%$ dla poszczególnych tworzyw sztucznych w funkcji temperatury T_{sr} [°C] [55], [114], [176] dla tulei:

a) swobodnych, b) obustronnie zabudowanych

Tabela 5.7. Moduł pełzania wybranych E_p [MPa] polimerów przy odkształceniu $\varepsilon = 1\%$ [17], [55], [185]

Materiał	Czas pod obciążeniem [h]		
	100	1000	10 000
POM-H	1430	1230	1000
PA 6	710	670	620
PA 6+25% GF	2800	2620	2450
PE-HD	300	270	230
PTFE	150	120	
PPE	2700	2500	
PPS	3000	2900	2800
PEEK	3500	3200	2800
PI	2600	2300	2000
PAI	2500	2300	2100
PBI	4000	3500	3100

Na tym etapie obliczeń można również sprawdzić odkształcenie panewki ΔG_p po upływie określonego czasu t_E w wyniku płynięcia materiału polimerowego pod obciążeniem. Odkształcenie to można obliczyć, korzystając ze wzoru:

$$\Delta G_p(t_E) = \frac{1,8F_N}{\left(\frac{D_C}{G} + 1\right)BE_{pe}(t_E)} \quad (5.42)$$

gdzie: F_N – obciążenie normalne łożyska [N], B – długość panewki łożyska [mm], G – grubość ścianki panewki [mm], $E_{pe}(t_E)$ – moduł pełzania przy zadanym odkształceniu ε (przykładowe wartości podano w tab. 5.7).

Obliczone odkształcenie ΔG_p określa przemieszczenie czopa w panewce po upływie określonego czasu pod wpływem obciążenia łożyska bez uwzględniania wielkości zużycia. Powinno być ono uwzględnione przy określaniu dopuszczalnego zużycia panewki na podstawie granicznej wartości przemieszczenia czopa wału w panewce.

5.3.6. OBLICZANIE ZUŻYCIA I TRWAŁOŚCI ŁOŻYSKA

Określenie trwałości łożyska, a także jego zużycia można przeprowadzić, wykorzystując znajomość wskaźników odporności na zużycie, np. K_W bądź intensywności zużywania I_h materiału polimerowego przewidywanego do zastosowania w panewce łożyska. W obliczeniach tych pomija się zużywanie współpracującego materiału metalowego, z którego wykonany będzie czop wału, zakładając, że tempo jego zużywania jest wielokrotnie mniejsze niż materiału polimerowego. Wyniki obliczeń

należy traktować orientacyjnie lub porównawczo podczas doboru materiału lub określaniu wymiarów łożyska. Rzeczywista trwałość łożyska zależy bowiem od wielu czynników, których nie da się ująć w przedstawionych wzorach i dlatego zaleca się przeprowadzić badania eksploatacyjne gotowych łożysk prototypowych w warunkach zbliżonych do tych, które występują w rzeczywistym urządzeniu.

Obliczenia z wykorzystaniem współczynników zużycia K_w

Jedną z częściej stosowanych zależności [91], [99], [123] określających zużycie liniowe Z [mm] materiału polimerowego jest przekształcony wzór (5.9)

$$Z = K_w pvt \quad (5.43)$$

gdzie: K_w – współczynnik zużycia, [mm³/N·m] wyznaczony doświadczalnie (np. tab. 5.8) w określonych warunkach tarcia, p – nacisk jednostkowy [MPa], v – prędkość ślizgania [m/s], t – czas tarcia [s].

Ze względu na stosunkowo prostą postać, zależność ta jest wykorzystywana przez producentów tworzyw sztucznych do wyznaczania trwałości elementów ślizgowych wykonanych z produkowanych przez nich materiałów polimerowych (np. [99], [102], [191], [196]). Po przekształceniu wzoru (5.43) można określić czas pracy łożyska po którym zostanie osiągnięta określona wartość zużycia liniowego Z [mm]

$$t = \frac{Z}{K_w pv}, [s] \quad (5.44)$$

Jeżeli określi się graniczną wartość zużycia Z_{dop} [mm] dla danej panewki łożyska, to trwałość łożyska L_h [h] można określić na podstawie przedstawionego wcześniej wzoru, podstawiając $Z = Z_{dop}$:

$$L_h = \frac{Z_{dop}}{3600 K_w pv}, [h] \quad (5.45)$$

Zużycie graniczne Z_{dop} wynika z maksymalnego dopuszczalnego przemieszczenia czopa wału pomniejszonego o wartość odkształcenia panewki ΔG_p pod wpływem obciążenia siłą F_N po upływie określonego czasu t_E (wzór 5.42).

Przedstawiona metoda obliczania służy do wstępnego określenia trwałości łożyska z wykorzystaniem współczynnika K_w , którego przykładowe wartości dla wybranych materiałów polimerowych zaprezentowano w tabeli 5.8. Ponieważ współczynnik ten jest zwykle określony dla konkretnych warunków tarcia, które różnią się od warunków w projektowanym łożysku, obliczenia prowadzone z jego wykorzystaniem są bardzo przybliżone i mają charakter obliczeń wstępnych.

Tabela 5.8. Współczynniki zużycia K_W oraz współczynniki tarcia μ dla wybranych materiałów polimerowych (przy współpracy ze stalą AISI 316, $Rq = 0,1 \mu\text{m}$, $p = 5 \text{ MPa}$, $v = 0,25 \text{ m/s}$) [96]

Lp.	Materiał polimerowy	K_W [$10^{-6} \text{ mm}^3/\text{Nm}$]	μ
1	PA6.6	15,9	0,57
2	PA6.6+15%PTFE	0,55	0,135
3	PA6.6+15%PTFE+20% GF	1,95	0,315
4	POM	2,1	0,45
5	POM+ 15%PTFE	0,4	0,215
6	POM+15%PTFE+20% GF	4,1	0,23
7	PETP	21,7	0,685
8	PETP+15%PTFE	0,7	0,145
9	PETP+15%PTFE+20% GF	1,8	0,185
10	PEEK	14,45	0,495
11	PEEK+15%PTFE	0,55	0,18
12	PEEK+15%PTFE+20% GF	1,2	0,2
13	PPS	38,6	0,705
14	PPS+15%PTFE	2,85	0,3
15	PPS+15%PTFE+20% GF	3,45	0,39
16	PEI	38,1	0,43
17	PEI+15%PTFE	2,4	0,215
18	PEI+15%PTFE+20% GF	3	0,21
GF – włókno szklane			

Obliczenia z wykorzystaniem intensywności zużycia liniowego I_h

Jeśli znana jest średnia wartość intensywności zużycia liniowego I_h [$\mu\text{m}/\text{km}$] materiału panewki w zadanych warunkach pracy łożyska (nacisk p_{sr} , prędkość ślizgania v , przybliżona temperatura polimerowej panewki T_{sr}), np. z literatury [126], [160], [178] lub jest określona na podstawie własnych badań laboratoryjnych, to można ją przyjąć do dalszych obliczeń. Gdy jednak wartość ta nie jest znana, wówczas można ją obliczyć, korzystając z jednego z następujących wzorów [54], [91], [176]:

$$I_h = 10 p_{sr} (S_0 + S_1 Rv + S_2 Rv^2) \left[\left(1 - \frac{T_w}{T_k} \right) + 400 \frac{T_k - T_w}{T_k} \right] \rho_2 \gamma \quad (5.46)$$

albo

$$I_h = I_{Z0} \frac{p_{sr} RZ}{RZ_0} \left[\left(1 - \frac{T_w}{T_k} \right) + 400 \frac{T_k - T_w}{T_k} \right] \rho_2 \gamma \quad (5.47)$$

w których: p_{sr} – średni (konturowy) nacisk jednostkowy [MPa], T_w – temperatura warstwy wierzchniej panewki polimerowej [$^{\circ}\text{C}$] obliczone na podstawie wzorów (5.39)

lub (5.40), T_k – temperatura krytyczna [°C] (tab. 5.9), S_0 , S_1 , S_2 – współczynniki aproksymujące zużycie (tab. 5.9), γ – współczynnik wygładzenia (tab. 5.9), ρ_2 – współczynnik korygujący wpływ kierunkowości obróbki na tarcie i zużycie (tab. 5.10), R_v , R_z – parametry opisujące chropowatości powierzchni czopa [μm], I_{h0} [$\mu\text{m}/\text{km}$] – wzorcowa intensywność zużycia (uzyskana dla wzorcowej chropowatości czopa Rz_0 , nacisk jednostkowy $p_{sr0} = 0,1 \text{ MPa}$) (tab. 5.9).

Tabela 5.9. Wartości współczynników potrzebnych do określenia intensywności zużycia I_h [91], [114], [176] według wzorów (5.46) lub (5.47)

Materiał panewki	Stałe zużycie			I_{h0} [$\mu\text{m}/\text{km}$]	T_k [°C]	Rz_0 [μm]	γ
	S_0	S_1	S_2				
PA 6	0,267	0,134	0	0,58	120	2,5	0,7
PA 6.6	0,375	0,043	0	0,48	120	2,5	0,7
PA 12	0,102	0,270	0,076	0,25	110	0,5	0,7
PE	1,085	-4,106	4,133	0,038	60	1,0	0,1
PTFE	–	–	–	5,2	200	0,1	1
POM homopolimer	0,042	0,465	0,049	0,65	120	1,5	0,8
POM kopolimer	0,042	0,465	0,049	0,80	120	1,5	0,8
PTE	0,020	0,201	-0,007	1,00	120	0,5	1
PI	–	–	–	0,25	370	2,0	0,7
PA/PE	0,291	0,122	-0,006	0,5	120	2,5	0,6
Kompozyt PA+GF	–	–	–	0,35	120	1,0	0,6
Kompozyt PA+GF/PE	–	–	–	0,3	110	0,5	0,6
PA+MoS ₂	–	–	–	0,55	120	2,5	–
POM/PTFE	–	–	–	0,70	120	1,5	0,6
Kompozyt POM kopolimer+CF	–	–	–	0,75	120	1,5	–
PE+kreda	–	–	–	0,058	60	0,1	–
Kompozyt PTFE +60% Br	1,353	-19,43	117,5	1,6	200	0,5	0,6
PI+CF	–	–	–	0,1	370	2,0	0,7
Oznaczenia napelniaczy w kompozytach (udziały podano wagowo): GF – włókno szklane, CF – włókno węglowe, MoS ₂ – dwusiarczek molibdenu, Br – proszek brązu cynowego.							

Zużycie łożyska Z [mm] po określonym czasie t [h] pracy łożyska można obliczyć, korzystając ze wzoru

$$Z = 3,6 \cdot 10^{-3} I_h v t, \text{ [mm]} \quad (5.48)$$

gdzie: v – względna prędkość ślizgania czopa w panewce [m/s] według wzoru (5.37), I_h – intensywność zużycia liniowego [$\mu\text{m}/\text{km}$].

Tabela 5.10. Współczynnik korygujący ρ_2

Wysokość nierówności mierzona prostopadle do śladów obróbki Rz [μm]	PA 6	PE	PA/PE	POM	PTE
poniżej 0,5	1,0	0,8	1,0	0,9	0,8
0,5–1	0,9	0,4	0,9	0,6	0,6
1–2	0,8	0,2	0,7	0,3	0,4
2–4	0,8	–	0,6	0,2	0,3
4–6	0,8	–	0,6	0,2	0,3

Jeżeli względy konstrukcyjne nie stanowią inaczej, to dopuszczalne zużycie Z_{dop} polimerowej panewki przyjmuje się w granicach 0,1–1 mm (najczęściej 0,1–0,5 mm). Po określeniu dopuszczalnej wartości zużycia Z_{dop} w [mm], trwałość L_h [h] łożyska oblicza się, przekształcając wzór (5.48) do następującej postaci:

$$L_h = \frac{Z_{\text{dop}} 1000}{3,6vI_h} \text{ [h]}, \quad (5.49)$$

gdzie: v – względna prędkość ślizgania czopa w panewce [m/s] według wzoru (5.37),
 I_h – intensywność zużywania liniowego [$\mu\text{m}/\text{km}$].

Otrzymany wynik trwałości L_h porównuje się z zakładaną trwałością łożyska i ocenia się czy jest zadowalający. Należy przy tym pamiętać, że wartość ta jest wyrażona w godzinach pracy łożyska bez uwzględniania czasu wynikającego z okresów postoju.

Okres eksploatacji łożyska ślizgowego t_e [h] w danym urządzeniu do momentu osiągnięcia zużycia dopuszczalnego panewki można określić, korzystając ze wzoru

$$t_e = L_h + t_{\text{rest}} \quad (5.50)$$

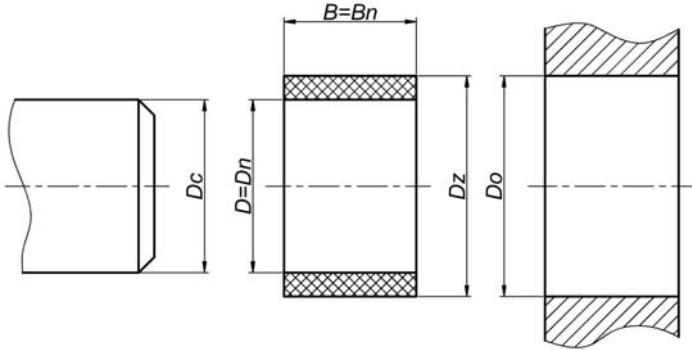
gdzie t_{rest} [h] jest czasem eksploatacji urządzenia, podczas którego łożysko pozostaje w spoczynku.

Przedstawione obliczenia, dotyczące trwałości polimerowych łożysk ślizgowych, uwzględniają jedynie zużycie tribologiczne i nie obejmują innych postaci degradacji materiału łożyska, jak starzenie w wyniku działania środowiska, a także trwałych odkształceń materiału polimerowego wynikających z chwilowego przekroczenia dopuszczalnych nacisków jednostkowych.

5.3.7. OKREŚLENIE WYMIARÓW ŁOŻYSKA I JEGO ZABUDOWY

Podstawowe wymiary łożyska, tj. średnica nominalna łożyska D_n , długość panewki L_n oraz grubość ścianki G zostały określone na podstawie wcześniejszych obliczeń (rozdz. 5.3.2). W dalszej części obliczeń należy określić pozostałe wymiary łożyska

wynikające z zalecanych luzów oraz warunków zabudowy. Schemat łożyska wraz z oznaczeniami wymiarów przedstawiono na rysunku 5.5.



Rys. 5.5. Schemat łożyska ślizgowego [34]: D_c – średnica czopa wału, D_n, D_Z – średnica wewnętrzna (nominalna) i zewnętrzna panewki łożyska, D_0 – średnica gniazda w obudowie łożyska, B_n – długość panewki (nominalna)

Znormalizowane wymiary łożysk ślizgowych wraz z odchyłkami zawiera norma ISO 3547-1:2006. Wybrane wymiary tulei łożyskowych, zgodne z wymienioną normą dla średnicy otworu D_W 10–100 mm przedstawiono w tabelach 5.11, 5.12.

Jeżeli projektowane łożysko nie ma wymiarów zgodnych z wymienioną normą, to odchyłka wymiaru średnicy czopa D_C powinna mieścić się w tolerancji h7. Z kolei wymiar średnicy wewnętrznej tulei łożyskowej D_W toleruje się według tolerancji H8 (dla $n < 600$ obr/min) lub H9. Zewnętrzny wymiar tulei D_Z wykonuje się w tolerancji s7, natomiast odchyłki wymiaru średnicy otworu gniazda D_0 powinny mieścić się w tolerancji H8. Zalecana chropowatość powierzchni wewnętrznej polimerowej panewki powinna wynosić $Rz = 0,8\text{--}1,6 \mu\text{m}$.

Przyjmuje się, że średnica otworu w panewce łożyska D_W równa jest średnicy nominalnej łożyska ($D_W = D_n$). Z kolei średnicę zewnętrzną panewki D_Z [mm] można przyjąć, korzystając ze wzoru

$$D_Z = D_n + 2G \quad (5.51)$$

gdzie: D_n – średnica nominalna łożyska [mm], G – grubość ścianki tulei [mm],

Gdy temperatura łożyska nie przekracza 60°C , wtedy zwykle stosuje się włączanie tulei do gniazda obudowy łożyska. Średnica otworu gniazda w obudowie łożyska D_0 musi być wówczas pomniejszona o wymagany wcisk W_C [mm] w stosunku do średnicy zewnętrznej panewki łożyska D_Z :

$$D_0 = D_Z - W_C \quad [\text{mm}] \quad (5.52)$$

Tabela 5.11. Podstawowe wymiary tulei łożyskowych dla średnic 10–30 mm zgodnie z normą ISO 3547-1:2006 (D_W – średnica wewnętrzna, D_Z – średnica zewnętrzna, G – grubość ścianki, B – długość)

Wymiary tulei [mm]			Długość B [mm]										
D_W	G	D_Z	6	7	8	10	12	15	20	25	30	40	50
10	0,5	11			a	a	a						
10	1	12	a	a	a	a	a	b	b				
10	1,5	13				a	a	a	a				
12	1	14	a	a	a	a	a	b	b	b			
12	1,5	15				b	b	b					
13	1	15				a		b	b				
13	1,5	16				b	b	b	b				
14	1	16				a	a	b	b	b			
14	1,5	17				b	b	b	b				
15	1	17				a	a	b	b	b			
15	1,5	18				a	a	a	a	a			
16	1	18				a	a	b	b	b			
16	1,5	19				a	a	a	b	a			
17	1	19						b	b				
18	1	20				a		b	b	b			
18	1,5	21						a	b	b			
20	1,5	23					a	a	b	b	b		
22	1,5	25						a	b	b	b		
24	1,5	27						a	b	b	b		
25	1,5	28						a	b	b	b		
28	1,5	31							b	b	b		
28	2	32						a	a	a	b		b
30	2	34						a	a	a	b	b	

Odchyłki długości: a) $\pm 0,25$; b) $\pm 0,5$; c) $\pm 0,75$ [mm]

Wcisk przyjmuje się w granicach $W_C = (0,002-0,01)D_Z$, przy czym dla małych łożysk wybiera się wcisk przy górnej granicy, a dla większych przy dolnej. Wielkość wcisku można również oszacować, korzystając ze wzoru [34]:

$$W_C = mD_Z \text{ [mm]} \tag{5.53}$$

gdzie D_Z – średnica zewnętrzna panewki (tulei) łożyska [mm], m – współczynnik wcisku, który jest określony wzorem aproksymującym [34].

Tabela 5.12. Podstawowe wymiary tulei łożyskowych dla średnic 32–100 mm zgodnie z normą ISO 3547-1:2006 (D_W – średnica wewnętrzna, D_Z – średnica zewnętrzna, G – grubość ścianki, B – długość)

Wymiary tulei			Długość B [mm]									
D_W	G	D_Z	20	25	30	40	50	60	70	80	100	115
32	2	36	a		b	b						
35	2	39	a		b	b	b					
37	2	40	a		b	b						
38	2	42	a		b	b						
40	2	44	a		b	b	b					
45	2,5	50	a		a	b	b					
50	2,5	55	a	a	a	b	b	b				
55	2,5	60	a		a	b		b				
60	2,5	65	a		a	b	b		c			
65	2,5	70			a		b		c			
70	2,5	75			a		b		c			
75	2,5	80				b		b		c		
80	2,5	85				b		b		c	c	
85	2,5	90				b		b		c	c	
90	2,5	95				b		b			c	
95	2,5	100						b			c	
100	2,5	105						b	b		c	c

Odchyłki długości: a) $\pm 0,25$; b) $\pm 0,5$; c) $\pm 0,75$ [mm]

$$m = 0,1182 + \frac{15,436}{D_Z + 10} + \frac{103,289}{(D_Z + 10)^2} \quad (5.54)$$

Średnicę czopa wału D_C [mm] oblicza się z uwzględnieniem wymaganego luzu całkowitego L_C niezbędnego do poprawnej pracy łożyska [91].

$$D_C = D_W - L_C \quad (5.55)$$

gdzie: D_W – średnica otworu w panewce (tulei) łożyska [mm], ($D_W = D_n$), L_C – luz całkowity [mm] określony na podstawie wzoru 5.56.

Luz całkowity L_C uwzględnia zmianę wymiarów w wyniku rozszerzalności cieplnej i pochłaniania wilgoci przez materiał polimerowy panewki łożyska. W jego skład wchodzi:

- luz podstawowy L_R [mm] – celem jest niedopuszczenie do zaciśnięcia panewki na czopie wału, luz ten jest konieczny do zapewnienia poprawnej pracy łożyska,
- luz eksploatacyjny L_E [mm] – celem jego jest kompensacja zmiany wymiarów polimerowej panewki (tulei) w wyniku rozszerzalności cieplnej i chłonności wilgoci,
- luz montażowy L_W [mm] – korekta luzu wynikająca ze zmiany wymiarów polimerowej panewki w wyniku jej wciśnięcia w otwór gniazda w obudowie łożyska.

Luz całkowity L_C jest sumą wymienionych wcześniej składowych i określa się go na podstawie wzoru

$$L_C = L_R + L_E + L_W \quad (5.56)$$

Składowe luzu całkowitego oblicza się, korzystając z następujących zależności [91]:

- Luz podstawowy L_R :

$$L_R = 0,01L_S D_n \quad (5.57)$$

gdzie: L_S – luz względny [%] obliczony według wzoru (5.23), D_n – średnica nominalna łożyska [mm].

Jeżeli znane są w miarę dokładne warunki pracy łożyska (zwłaszcza temperatura) można również skorzystać z zależności wyznaczonej doświadczalnie [91]

$$L_R = (0,008 \div -0,015) \sqrt{D_n} \quad (5.58)$$

- Luz eksploatacyjny L_E :

$$L_E = 3G \left[\varepsilon_h + \alpha_g (T_{sr} - T_0) \right] \quad (5.59)$$

gdzie: G – grubość ścianki tulei [mm], ε_h – współczynnik uwzględniający zmianę wymiarów w wyniku wchłaniania przez materiał polimerowy wilgoci (według tab. 5.13), α_g – współczynnik liniowej rozszerzalności cieplnej tworzywa (według tab. 5.3), T_{sr} – temperatura średnia łożyska [°C] (według wzoru 5.36), T_0 – temperatura otoczenia [°C].

• Luz montażowy – L_W wynikający z wcisku polimerowej tulei w gniazdo metalowej obudowy łożyska. Po wtłoczeniu tulei do gniazda średnica wewnętrzna tulei łożyskowej ulegnie zmniejszeniu i wówczas ostateczny wymiar D_W należy uzyskać za pomocą obróbki skrawaniem. Gdy nie jest to możliwe, należy wtedy średnicę wewnętrzną D_W odpowiednio powiększyć przed wciśnięciem łożyska do gniazda, stosując korektę luzu (luz montażowy) L_W , którą wyznacza się ze wzoru

$$L_W = m (D_n + 3G) \quad (5.60)$$

gdzie: D_n – średnica nominalna łożyska [mm], G – grubość ścianki tulei [mm], m – współczynnik wcisku – określony na podstawie wzoru (5.54).

W przypadku gdy tuleja nie jest wciskana w gniazdo obudowy łożyska, lecz osadzana inną metodą bez wcisku np. klejona lub wymiar średnicy wewnętrznej zostanie uzyskany za pomocą obróbki skrawaniem po wciśnięciu tulei do otworu gniazda, wówczas korekta luzu wynosi $L_W = 0$.

Tabela 5.13. Wartość współczynnika ε_h w zależności od wariantu styczności panewki z wodą (zalecane dla grubości ścianki $G = 3\text{--}6$ mm) [55], [91], [114], [178]

Lp.	Materiał polimerowy	Współczynnik korygujący ε_h		
		A	B	C
1	PA6 G (lany), PA66, stop PA/PE	0,006	0,011	0,028
2	PA6 E (wytłaczany)	0,0065	0,012	0,03
3	Kompozyty PA+30–35% GF	0,001–0,003	0,0015–0,005	0,005–0,015
4	POM	0	0	0,0035
5	PBT	0	0	0,001
6	Kompozyt PTFE +60% wag. brąz	0,00012	0,00019	0,0019
7	Polimery niewchłaniające wilgoci np. PTFE, PE	0	0	0

A – tarcie w typowej wilgotności powietrza,
 B – tarcie po kondycjonowaniu materiału w atmosferze standardowej 23/50 (PN-EN ISO 291) – powietrze, $T_0 = 23$ °C, wilgotność RH 50%
 C – tarcie w obecności wody (smarowanie wodą)

Przedstawiona metoda obliczeń łożysk ślizgowych z tworzyw termoplastycznych powstała przez adaptację zależności przedstawionych w różnych opracowaniach literaturowych [54], [55], [114], [126], [178] oraz własne doświadczenia autora [34], [58]. Metoda ta umożliwi wyznaczenie podstawowych wymiarów tulei łożyskowej, współpracującego czopa, a także wymiarów gniazda w obudowie łożyska. Należy jednak zauważyć, że uzyskane tą metodą wymiary, a zwłaszcza wielkości luzów, powinny zostać zweryfikowane doświadczalnie. Wynika to stąd, że prezentowane zależności nie uwzględniają w pełni rzeczywistych warunków pracy łożyska. Ponadto zależności opisujące przewidywaną temperaturę pracy łożyska, jak i intensywność zużycia oparte są na doświadczeniach przeprowadzonych dla tworzyw wyprodukowanych przez konkretnego producenta. Tworzywo tego samego gatunku, ale wyprodukowane przez różnych producentów, może mieć nieco inne właściwości. Prócz tego warunki badań nie zawsze są zbliżone do warunków rzeczywistych.

Reasumując, należy zauważyć, że przedstawione wzory umożliwiają wstępne ukształtowanie łożyska. Jeżeli wartość którejkolwiek z wyznaczonych wielkości charakterystycznych łożyska (np. nacisk jednostkowy, temperatura warstwy wierzchniej, odkształcenie) jest zbliżona do wartości granicznej, to należałoby przeprowadzić badania doświadczalne łożyska w celu weryfikacji uzyskanych wyników.

6. WYKORZYSTANIE METOD NUMERYCZNYCH DO WYZNACZANIA OPORÓW TARCIA ORAZ TRWAŁOŚCI POLIMEROWYCH ŁOŻYSK ŚLIZGOWYCH

Numeryczne techniki obliczeniowe w zastosowaniach inżynierskich rozpoczęły swój dynamiczny rozwój na przełomie lat 80. i 90. XX wieku. Nagłe zwiększenie dostępności do mikrokomputerów spowodowała upowszechnienie metod komputerowego wspomagania prac inżynierskich. Obecnie systemy CAD (*Computer Aided Design*) i CAE (*Computer Aided Engineering*) są powszechnie wykorzystywane nawet w niewielkich przedsiębiorstwach i biurach konstrukcyjnych. W przypadku konstruowania elementów mechanicznych bardzo wygodnym narzędziem do przeprowadzenia analizy wytrzymałościowej są komputerowe systemy obliczeniowe. Pozwalają one na kompleksowe prowadzenie obliczeń dla bardzo zróżnicowanych pod względem kształtu elementów oraz własności zastosowanych materiałów. Wykorzystanie komputerowego wspomagania projektowania daje możliwość oceny poprawności rozwiązania bez potrzeby wykonywania materialnych prototypów. Przyspiesza to znacznie całkowity czas konstruowania, obniża jego koszty i poprawia jakość konstrukcji.

W numerycznej analizie zagadnień mechanicznych niezbędne jest rozwiązanie zagadnienia brzegowo-początkowego [122]. Rozwiązanie tego zagadnienia jest możliwe kilkoma metodami. Do najczęściej stosowanych w komputerowych systemach wspomagania prac inżynierskich wykorzystuje się:

- Metodę Elementów Skończonych MES – *Finite Element Method* (FEM).
- Metodę Elementów Brzegowych MEB – *Bonduary Element Method* (BEM).
- Metodę Różnic Skończonych MRS – *Finite Difference Method* (FDM).

Najczęściej spotykanymi systemami obliczeniowymi są systemy wykorzystujące metodę elementów skończonych (MES). Jest ona stosowana głównie w obliczeniach inżynierskich. Prowadzone za jej pomocą analizy mają na celu wyznaczenie naprężeń i odkształceń elementów skomplikowanych zarówno pod względem postaci geometrycznej, jak i podlegających złożonemu stanowi obciążenia [121]. W proce-

się konstruowania, z wykorzystaniem systemów komputerowego wspomaganie prac inżynierskich, dąży się do identyfikacji i eliminowania krytycznych miejsc tworzonej konstrukcji. W miejscach tych może występować niekorzystna koncentracja naprężeń, odkształceń czy wzrost temperatury. Dodatkowo metody numeryczne pozwalają na wyznaczenie wielu wielkości, których nie da się zmierzyć podczas prowadzenia badań na obiekcie fizycznym (np. rozkład nacisku na małej powierzchni). Dodatkową zaletą wspomnianych systemów jest możliwość wykorzystania ich do wyznaczenia podstawowych parametrów w analizie tribologicznej (oporów tarcia, zużycia, rozkładu nacisków jednostkowych). Podczas konstruowania węzłów tarcia niezbędne jest bowiem przeprowadzenie, oprócz obliczeń wytrzymałościowych, również analizy tribologicznej. Umożliwia ona poprawny dobór cech geometrycznych i materiałowych projektowanych elementów węzła w aspekcie procesów tarcia, zużycia i smarowania.

Zarówno dla układów pojedynczych, jak i wieloelementowych (w których zawsze będzie występowało tarcie) głównymi źródłami problemów, które należy rozważyć są:

- złożona geometria elementów konstrukcyjnych,
- nieliniowość charakterystyk (mechanicznych, termicznych) materiałów konstrukcyjnych,
- zagadnienia kontaktowe – tribologiczne (styk mechaniczny).

Analiza tribologiczna wykonywana z wykorzystaniem metod numerycznych opiera się głównie na obliczeniach zagadnienia kontaktowego. Zagadnienie to występuje w miejscach, w których występuje styk pomiędzy współpracującymi elementami. Charakter fizyczny zjawisk w obszarze styku uwzględniający tarcie jest nieliniowy, trudny zatem do rozwiązania za pomocą modeli analitycznych. Praktycznie prawie każde miejsce styku mechanicznego w maszynach i urządzeniach jest węzłem tarcia np. połączenia (gwintowe, sworzniowe, nitowe itp.), łożyska, sprzęgła cierne, przekładnie itd. W przypadku analizy numerycznej typowych węzłów tarcia (np. łożysk) zjawiska kontaktowe stanowią zasadniczą część modelu wirtualnego tworzonego podczas obliczeń.

Do podstawowych definiowanych parametrów modelowanego węzła tarcia należą:

- geometria węzła tarcia (wymiary i kształt elementów trących, występujące luzy itp.),
- własności mechaniczne i fizyczne materiałów elementów trących (parametry wytrzymałościowe: E , ν , rozszerzalność temperaturowa, przewodnictwo cieplne, własności dynamiczne materiałów lepkosprężystych itp.),
- własności kontaktowe (charakterystyki tribologiczne $\mu = f(p, v, T)$, $I_z = f(p, v, T)$).

Podstawowymi wielkościami, których wartości można uzyskać, wykorzystując obliczenia numeryczne węzłów tarcia, są:

- opory tarcia (całkowite oraz ich składowe),
- rozkłady nacisków,
- prognozowane zużycie,
- występujące przepływy ciepła oraz rozkłady temperatur,
- odkształcenia cieplne oraz lepkosprężyste.

Korzyści wynikające ze stosowania modeli numerycznych sprawiają, iż metody numeryczne znajdują coraz szersze zastosowanie w analizach zagadnień tribologicznych. Stosowanie metody elementów skończonych w modelowaniu węzłów tarcia umożliwia uwzględnianie wielu czynników o charakterze nieliniowym, niedających się rozwiązać metodami analitycznymi. Do tego typu zagadnień można zaliczyć złożone modele reologiczne materiałów biorących udział w tarcia. Metody numeryczne umożliwiają również modelowanie tarcia w styku skoncentrowanym, w którym dochodzi do znacznych odkształceń plastycznych [2], [15]. Za pomocą metody elementów skończonych możliwe jest również prognozowanie zużycia elementów trących na podstawie analizy warunków panujących w węźle tarcia [8], [9], [154].

Interesujące jest połączenie metod numerycznych i eksperymentalnych do prowadzenia analiz tribologicznych węzłów trących. W tym wypadku dzięki eksperymentowi uzyskuje się charakterystyki tribologiczne oraz mechaniczne materiałów analizowanych par trących, które wykorzystywane są następnie w modelowaniu numerycznym ślizgowych węzłów maszyn (łożyska, uszczelnienia itp.) [155], [148], [159]. W dalszej części omówiona zostanie na przykładach metoda numeryczno-doświadczalna wyznaczania oporów tarcia w łożyskach ślizgowych.

6.1. MODELOWANIE NUMERYCZNE PRACY POLIMEROWEGO ŁOŻYSKA ŚLIZGOWEGO

Istotą numerycznego modelowania współpracy elementów łożyska ślizgowego, oprócz przyjęcia poprawnych modeli materiałów (zwłaszcza polimerowego) oraz geometrii łożyska, jest prawidłowe zamodelowanie występującego styku pomiędzy elementami pary trącej. Niezbędne jest określenie rodzaju interakcji występujących pomiędzy węzłami stykających się elementów skończonych. W zależności od oprogramowania wykorzystywanego do obliczeń możliwe jest ustalenie rodzaju poszczególnych interakcji:

- węzeł–powierzchnia,
- powierzchnia–powierzchnia.

Prawidłowy dobór parametrów obliczeń numerycznych w występującym styku ma kluczowe znaczenie dla uzyskanych wyników. Do opisu wymienionych interakcji można wykorzystać wzory analityczne lub wyznaczone doświadczalnie charakterystyki opisujące zależności pomiędzy właściwościami tribologicznymi a warunkami tarcia w łożysku (np. współczynnikiem tarcia kinetycznego a naciskiem jednostkowym). W zależności od pakietu obliczeniowego parametry te mogą być różne. Producenci oprogramowania do obliczeń numerycznych, widząc znaczne zapotrzebowanie na dokładność odwzorowywania zjawisk tarcia, znacznie zwiększyli w ostatnich latach możliwości modelowa-

nia tego typu zjawisk. Większość dostępnych na rynku systemów MES umożliwia wprowadzenie podstawowych charakterystyk tribologicznych (np. zależności współczynnika tarcia od nacisku prędkości oraz temperatury).

Obliczenia prowadzone są zwykle w dwóch etapach. Pierwszy etap ma na celu określenie rozkładu nacisku jednostkowego na powierzchni styku panewki z wałem. Wyznaczenie rozkładu nacisku jest istotne z tego względu, że ma on istotny wpływ zarówno na współczynnik tarcia, jak i intensywność zużywania współpracujących materiałów. W drugim etapie prowadzone są obliczenia, których celem jest określenie oporów tarcia lub szybkości zużywania materiału polimerowego dla określonych wcześniej warunków tarcia.

Podczas dyskretyzacji modelu geometrycznego łożyska należy odpowiednio zagęścić siatkę elementów skończonych w obszarze występującego styku pomiędzy panewką a wałem. Przed przystąpieniem do obliczeń należy również przyjąć odpowiednie warunki brzegowe polegające na ograniczeniu stopni swobody ruchu panewki oraz zdefiniowaniu zależności pomiędzy elementami znajdującymi się w obszarze styku.

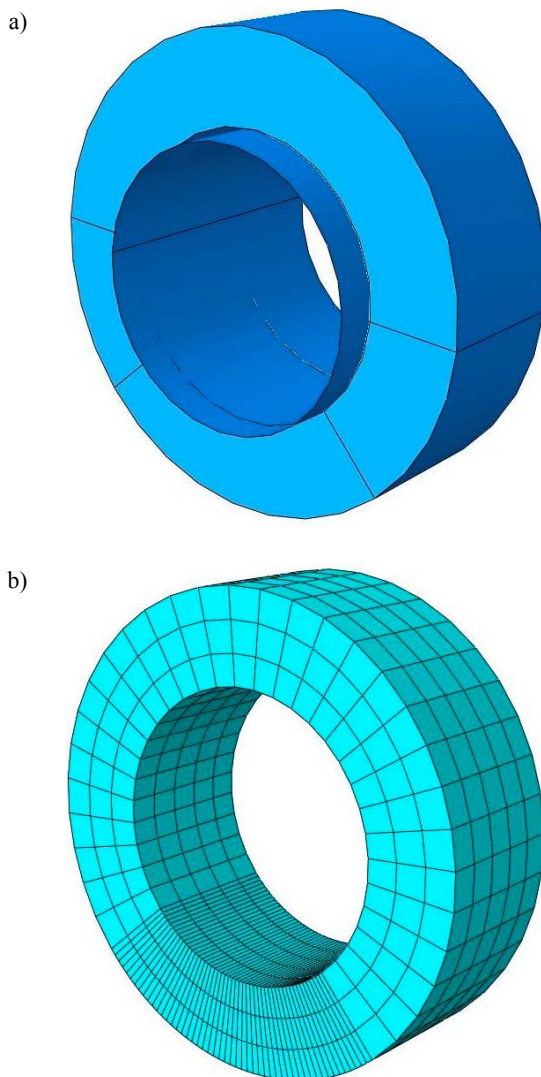
Obciążanie łożyska powinno odpowiadać sile reakcji występującej w łożysku i można je zadać np. przez przyłożenie siły na jednostkę objętości walca odzwierciedlającego czop wału. Aby określić opory tarcia, można po obciążeniu układu czop-panewka wywoływać obrót wału o niewielki kąt, np. 0,05 radiana. Wówczas reakcje momentu obrotowego można przyjąć jako wartość momentu tarcia.

Podczas prowadzenia obliczeń metodami numerycznymi niezbędne jest przyjęcie pewnych uproszczeń. Aby ułatwić obliczenia, najczęściej przyjmuje się quasi-statyczne warunki pracy łożyska. Dotyczą one między innymi idealnej geometrii elementów łożyska (np. pomijanie odchyłek kształtu elementów łożyska), stabilnych warunków tarcia (stała prędkość poślizgu, temperatura, nacisk), praca łożyska w warunkach równowagi cieplnej, pominięcia oddziaływań dynamicznych sił obciążających łożysko itp. Niektóre z wymienionych uproszczeń mogą być jednak brane pod uwagę podczas obliczeń w zależności od prowadzonej analizy, np. podczas modelowania wpływu kąta zgięcia wału w łożysku lub rozkładu temperatury podczas rozgrzewania łożyska w początkowym okresie.

Dodatkowo można zauważyć, że w przypadku stosowania metod numerycznych istnieje możliwość stosowania różnych modeli opisujących zmianę własności mechanicznych materiałów, co może być znacznym problemem w przypadku prowadzenia obliczeń tradycyjnych. Stosowanie modeli nieliniowych jest szczególnie ważne w przypadku bardzo często wykorzystywanych w węzłach tarcia polimerów. Polimery charakteryzują się własnościami lepkosprężystymi (zależnymi również od temperatury).

Przedstawiony poniżej przykład obliczeń z wykorzystaniem metod numerycznych dotyczy określenia momentu tarcia w łożysku ślizgowym w początkowym okresie ruchu. Do obliczeń przyjęto model numeryczny, który wykorzystuje metodę elementów skończonych (pakiet obliczeniowy Simulia ABAQUS/CAE). Obok oporów tarcia wynikających z oddziaływań mechaniczno-adhezyjnych, model uwzględnia również składową tarcia wynikającą ze znacznego odkształcania się materiału polimerowego

pod wpływem obciążenia (siła normalna oraz siła tarcia). Zagadnienie to ma istotny wpływ na opory tarcia, zwłaszcza w podwyższonej temperaturze.



Rys. 6.1. Model geometryczny polimerowej panewki oraz stalowego czopa (a) oraz podział panewki polimerowej na elementy skończone (b)

Modelowany węzeł tarcia odwzorowywał geometryczny kształt panewki z materiału polimerowego oraz stalowego czopa. Model geometryczny został przedstawiony

na rysunku 6.1a. Parametry geometryczne podstawowego modelu numerycznego przyjęte do obliczeń:

- średnica czopa $- D_c = 19 \text{ mm}$,
- średnica wewnętrzna panewki polimerowej $- D_w = 19,5 \text{ mm}$,
- średnica zewnętrzna panewki polimerowej $- D_z = 32 \text{ mm}$,
- długość panewki polimerowej $- B = 10 \text{ mm}$.

Powierzchnia metalowego czopa w modelu numerycznym węzła tarcia została odwzorowana za pomocą nieodkształcalnej powłoki. Jest to uzasadnione tym, że, porównując własności mechaniczne materiałów polimerowych i stali, można stwierdzić, że występują znaczne różnice wartości modułów sprężystości E pomiędzy tymi materiałami. Rezultatem są znaczne różnice odkształceń pomiędzy elementami metalowymi a polimerowymi w podobnych naprężeniach. Zastosowanie w modelu numerycznym nieodkształcalnej powłoki znacznie uprościło procedurę obliczeniową bez znacznego wpływu na uzyskane wyniki. Tego rodzaju uproszczenia były stosowane z powodzeniem w badaniach numerycznych oporów tarcia łożysk polimerowych przedstawionych w pracach [148], [159].

Dyskretyzację modelu geometrycznego na siatkę elementów skończonych wykonano z uwzględnieniem zagęszczenia liczby elementów w obszarze występującego styku. Do dyskretyzacji wykorzystano elementy bryłowe (typu Solid, ośmiowęzłowy liniowy element typu Brick). Podział panewki polimerowej na elementy skończone przedstawiony został na rysunku 6.1b. Całkowita liczba elementów skończonych zastosowanych w modelu wynosiła 1201.

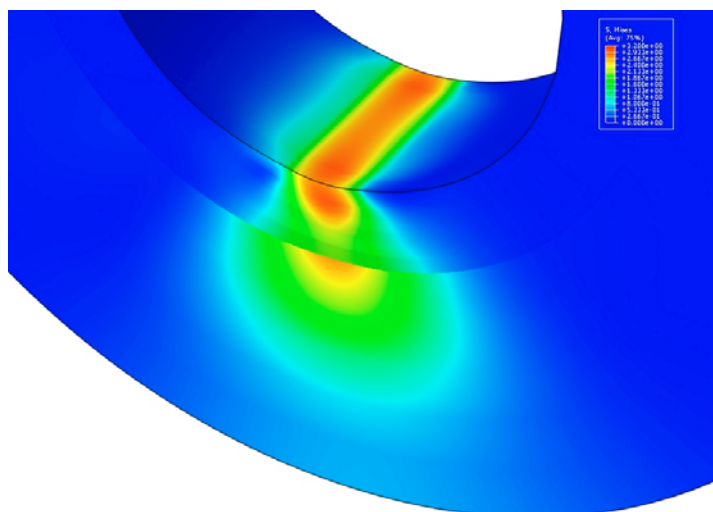
W modelu numerycznym do opisu materiałów polimerowych zastosowano model ciała sprężystego. Takie uproszczenie jest możliwe w przypadku materiałów polimerowych tylko w zakresie niewielkich odkształceń. Dane materiałowe zastosowane w modelu przedstawione zostały w tabeli 6.1.

Tabela 6.1. Własności wytrzymałościowe materiałów polimerowych zastosowane w modelu numerycznym w zależności od temperatury [19], [42], [189], [206]

Temperatura T_0 [°C]	Moduł sprężystości podłużnej E [MPa]				
	PEEK	PA	POM	PSU	PTFE
-50	5000	3700	4900	2600	2050
-30	4941	3580	4470	2550	1580
-10	4882	3520	4040	2500	1300
0	4853	3500	3825	2475	1100
20	4794	970	3395	2425	630
50	4706	450	2750	2350	400
90	4588	300	1890	2250	180
120	4500	250	1245	2175	140
	Współczynnik Poissona ν				
	0,4	0,35	0,35	0,37	0,38

Na podstawie wyników uzyskanych z wykorzystaniem metod numerycznych możliwa jest analiza wielu procesów występujących podczas tarcia w polimerowych łożyskach ślizgowych. Przykładowo w eksperymentalnych badaniach tribologicznych praktycznie bardzo trudne jest określenie, np. rozkładu nacisków w obszarze styku czy rozkładu naprężeń pod powierzchnią tarcia. Zastosowanie modeli numerycznych do obliczeń umożliwia uzyskanie takich informacji dla różnych materiałów, warunków obciążenia czy warunków otoczenia (temperatury).

Przykładowe wyniki analiz numerycznych w postaci rozkładu naprężeń zredukowanych σ_{red} występujących w panewce polimerowej podczas tarcia, przedstawiono na rysunku 6.2. Wyraźnie widoczna jest koncentracja naprężeń występująca bezpośrednio pod powierzchnią styku (punkt Bielajewa). Można stwierdzić, iż pod powierzchnią tarcia występuje wyraźny obszar, w którym dochodzi do zwiększenia wartości naprężeń. Jednym z efektów tego zjawiska może być zużycie zmęczeniowe typu „pitting”, objawiające się oddzielaniem znacznych fragmentów materiału polimerowego.

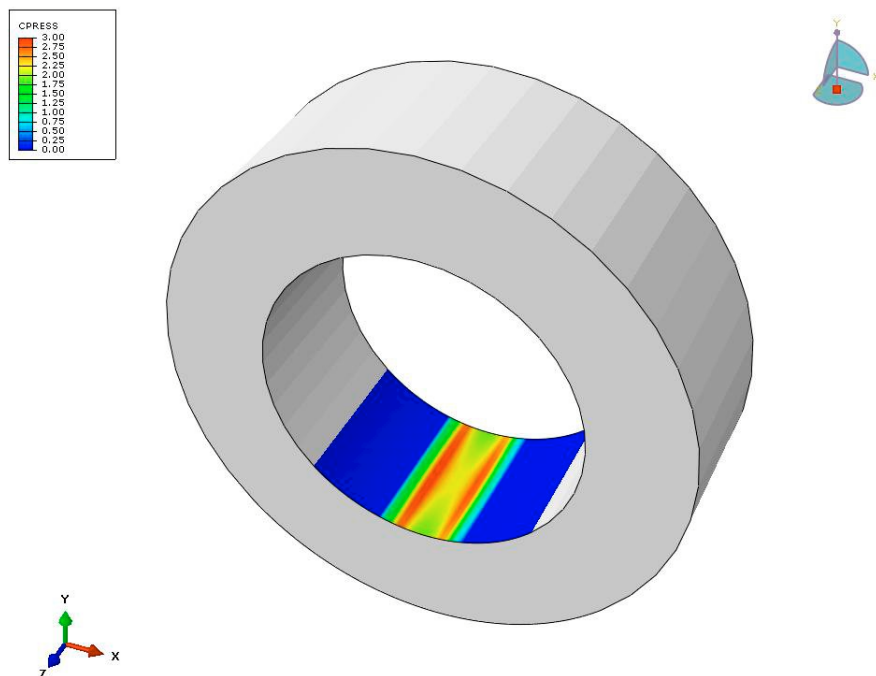


Rys. 6.2. Rozkład naprężeń zredukowanych według hipotezy Hubera w polimerowej panewce umieszczonej bez luzu w stalowej oprawie, wyznaczony z wykorzystaniem metody elementów skończonych

Rozkład nacisków występujący w strefie styku współpracujących elementów ma znaczny wpływ na wartości oporów tarcia. Wykorzystując opracowany model numeryczny, wyznaczono rozkład nacisków występujących na powierzchni tarcia panewki polimerowej. Na rysunku 6.3 przedstawiono przykładowe wyniki opisujące zmiany nacisków występujących w strefie styku panewki polimerowej w trakcie rozruchu łożyska.

W rozpatrywanym łożysku ślizgowym podczas modelowania tarcia zewnętrzna powierzchnia panewki polimerowej została unieruchomiona przez zablokowanie ruchu w trzech osiach węzłów na powierzchniach zewnętrznych. Obciążenie węzła tarcia,

odpowiadające sile promieniowej $F_N = 100$ N, zostało przyłożone przez powierzchnię czopa. W pierwszym etapie łożysko zostało obciążone jedynie siłą promieniową (normalną) F_N , w drugim etapie symulowany był obrót czopa o kąt $\gamma = 0,1^\circ$. Na skutek występujących podczas rozruchu sił tarcia zmiane ulegały wartości sił reakcji w węzłach mocujących panewkę polimerową. Na podstawie analizy reakcji sił w węzłach mocujących czop, wyznaczono „symulacyjny” moment tarcia M_{sym} .



Rys. 6.3. Rozkład nacisków p , na powierzchni panewki polimerowej w trakcie rozruchu łożyska. Materiał – PA, $T = 20$ °C

Zagadnienie kontaktowe w opracowanym modelu zostało opisane poprzez kontakt typu powierzchnia – powierzchnia. W modelu uwzględniano wpływ temperatury, w której odbywało się tarcie. Dla różnych temperatur stosowano różne charakterystyki własności materiałowych oraz charakterystyki tribologiczne. Wartości współczynnika tarcia występujące w strefie styku modelu uzależniono od temperatury T oraz występujących nacisków p . W modelu zastosowano wartości współczynnika tarcia statycznego μ_{st} uzyskane na podstawie badań doświadczalnych opisanych w rozdziale 4.2.1. Charakter zmian współczynnika tarcia występującego w strefie styku zastosowany w modelu numerycznym miał charakter dyskretny, interpolowany liniowo przez program ABAQUS.

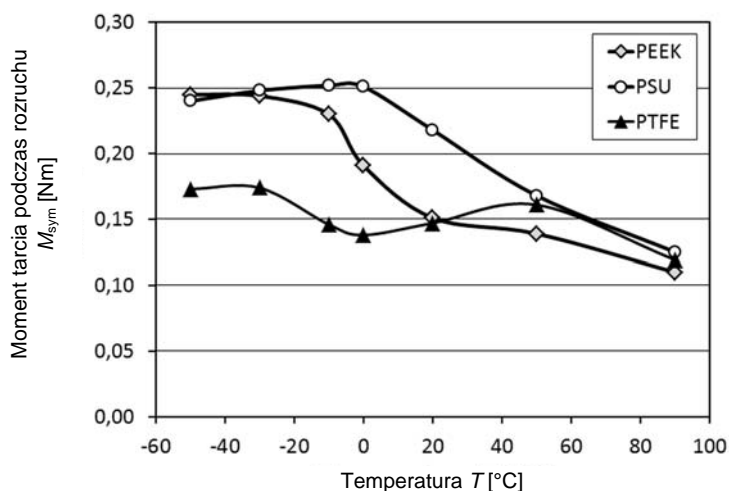
W modelu przyjęto uproszczenia polegające na przyjęciu stałej prędkości poślizgu oraz temperatury tarcia. Dlatego też nie wykorzystano pozostałych danych dotyczą-

cych własności tribologicznych przyjętego skojarzenia materiałowego. Dodatkowo przyjęto wiele innych uproszczeń takich, jak:

- prowadzenie obliczeń statycznych – „quasi-dynamicznych” (zamiast dynamicznych),
- zastosowanie modelu ciała sprężysto-plastycznego do opisu materiału polimerowego (lepkosprężystego) – uproszczenie możliwe w zakresie niewielkich odkształceń,
- zastąpienie powierzchni czopa przez nieodkształcalną powłokę,
- pominięcie rozszerzalności termicznej panewki i czopa,
- przyjęcie zależności modułu sprężystości materiału polimerowego jedynie od temperatury.

Tabela 6.2. Momenty tarcia M_{sym} dla różnych materiałów polimerowej panewki łożyska ślizgowego, w różnej temperaturze otoczenia T_0 uzyskane za pomocą metody numerycznej

Temperatura T_0 [°C]	Moment tarcia M_{sym} [N·m]				
	PEEK	PA	POM	PSU	PTFE
-50	0,245	0,246	0,239	0,240	0,173
-30	0,244	0,230	0,240	0,248	0,174
-10	0,230	0,195	0,239	0,252	0,146
0	0,191	0,184	0,137	0,251	0,138
20	0,151	0,171	0,155	0,218	0,147
50	0,139	0,212	0,159	0,168	0,161
90	0,110	0,189	0,111	0,125	0,119

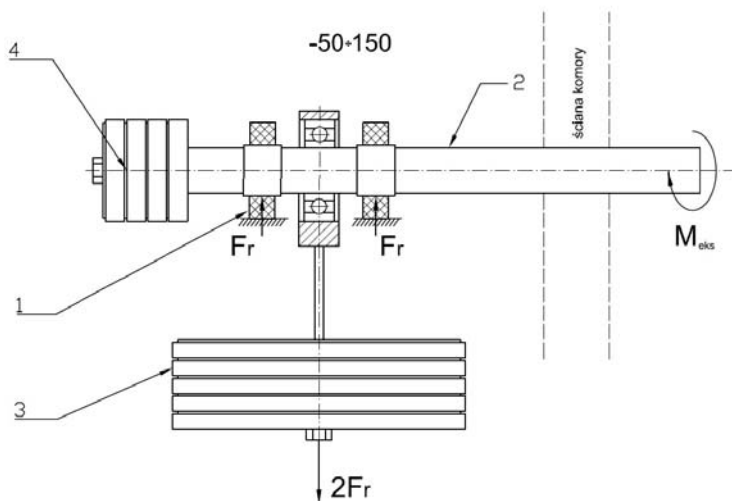


Rys. 6.4. Wartości momentu tarcia podczas rozruchu łożysk polimerowych w zależności od temperatury otoczenia T_0 , dla różnych materiałów polimerowych panewek (PEEK, PSU, PTFE) określone za pomocą metody elementów skończonych

Celem przyjętych uproszczeń było zmniejszenie liczby niezbędnych obliczeń wykonywanych w trakcie symulacji komputerowych. Wyniki obliczeń numerycznych umożliwiły wyznaczenie symulacyjnych momentów tarcia M_{sym} . Wartości wyznaczonych oporów tarcia zostały przedstawione w tabeli 6.2 oraz na rysunku 6.4.

6.2. WERYFIKACJA DOŚWIADCZALNA

Wykorzystanie modelu numerycznego w celu analizy parametrów geometrycznych łożyska polimerowego wymaga przeprowadzenia jego weryfikacji doświadczalnej, która potwierdzi poprawność przyjętych założeń oraz metody prowadzenia obliczeń. Przykładowo do weryfikacji modelu numerycznego obliczonego w rozdziale 6.1 przyjęto obliczony moment tarcia występujący w łożysku polimerowym podczas rozruchu (tab. 6.2).

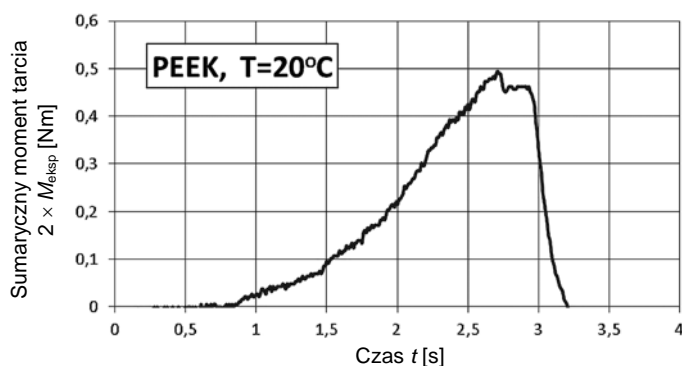


Rys. 6.5. Schemat stanowiska do badania oporów tarcia łożysk polimerowych w trakcie rozruchu: 1 – badane łożyska polimerowe, 2 – wał obrotowy z powierzchniami roboczymi, 3 – obciążenie główne, 4 – przeciwwaga

Podczas weryfikujących badań eksperymentalnych przeprowadzono pomiary rozruchowego momentu tarcia M_{ek} występujące w polimerowych łożyskach ślizgowych. Parametry geometryczne (wymiary) badanych łożysk były identyczne z przyjętymi w obliczeniach numerycznych, które zostały opisane w rozdziale 6.1. Obciążenia ze-

wewnętrzne przyjęte w trakcie weryfikujących badań eksperymentalnych na obiekcie fizycznym odpowiadały obciążeniom węzła tarcia w modelu numerycznym, tj. siła normalna wynosiła $F_N = 100$ N. Przyjęte założenia miały na celu umożliwienie porównania wyników symulacji, prowadzonymi z wykorzystaniem metod numerycznych, z wynikami uzyskanymi podczas badań tribologicznych. Stanowisko badawcze, na którym prowadzono weryfikację doświadczalną łożyska umożliwiała pomiar oporów tarcia podczas rozruchu w różnych temperaturach. Schemat stanowiska badawczego został przedstawiony na rysunku 6.5. Przeciwwagę (4) zamocowano na wale (2) tak, aby ciężar wału i przeciwwagi równomiernie obciążał obie panewki badanych łożysk ślizgowych (1).

Zastosowany układ łożyskowy umożliwiał sumaryczny pomiar momentu tarcia w dwóch panewkach polimerowych. Przyjęto założenie, iż momenty tarcia występujące w obu panewkach są jednakowe. Wartość mierzonego momentu tarcia była zatem dwukrotnie większa niż w przypadku jednej panewki. Należy zwrócić uwagę, iż mierzone wartości momentu tarcia są obarczone nieznacznymi błędami spowodowanymi bezwładnością mechaniczną elementów oraz oporami występującymi w łożysku tocznym układu obciążającego. Aby zminimalizować wpływ sił bezwładności na rejestrowane wyniki pomiarów momentu tarcia, rozruch badanego układu odbywał się przy niewielkich przyspieszeniach kątowych. Badania weryfikujące przeprowadzono dla panewek wykonanych z trzech różnych materiałów polimerowych: PA 6, PEEK, PSU. W trakcie eksperymentu rejestrowano moment tarcia M_{eksp} . Największą zarejestrowaną podczas rozruchu jego wartość przyjmowano jako moment tarcia statycznego, przy założeniu, że dla małych przyspieszeń kątowych można pominąć moment bezwładności elementów układu pomiarowego. Przykładowe wartości zmierzone podczas rozruchu przedstawiono na rysunku 6.6. Wyniki pomiarów oporów tarcia w rzeczywistych panewkach polimerowych uzyskane na stanowisku badawczym przedstawione zostały



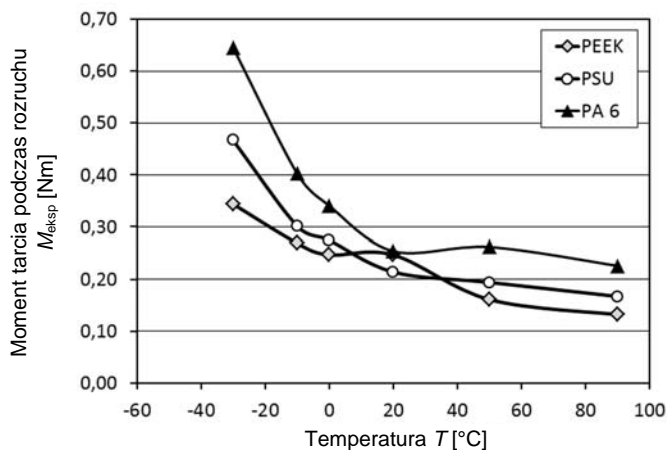
Rys. 6.6. Przykładowy przebieg pomiaru sumarycznego momentu tarcia podczas rozruchu łożyska polimerowego (panewki z PEEK, $T = 20$ °C) na stanowisku badawczym

Tabela 6.3. Moment tarcia M_{eksp} uzyskany podczas badań eksperymentalnych rozruchu panewek polimerowych w zależności od temperatury otoczenia T_0

Temperatura T_0 [°C]	PEEK		PSU		PA6	
	M_{eksp} [N·m]	σ	M_{eksp} [N·m]	σ	M_{eksp} [N·m]	σ
-30	0,344	0,033	0,467	0,077	0,646	0,041
-10	0,269	0,009	0,302	0,035	0,403	0,013
0	0,247	0,006	0,275	0,012	0,341	0,013
20	0,247	0,012	0,214	0,008	0,254	0,029
50	0,161	0,002	0,194	0,003	0,262	0,017
90	0,132	0,005	0,167	0,002	0,226	0,008

w tabeli 6.3. Dla wszystkich analizowanych rodzajów skojarzeń materiałowych można zauważyć wyraźny wzrost wartości oporów tarcia wraz ze spadkiem temperatury. Zauważalny jest podobny charakter wpływu temperatury na opory tarcia w badaniach łożysk polimerowych oraz badaniach tribologicznych prowadzonych na próbkach płaskich (rozdz. 4.2).

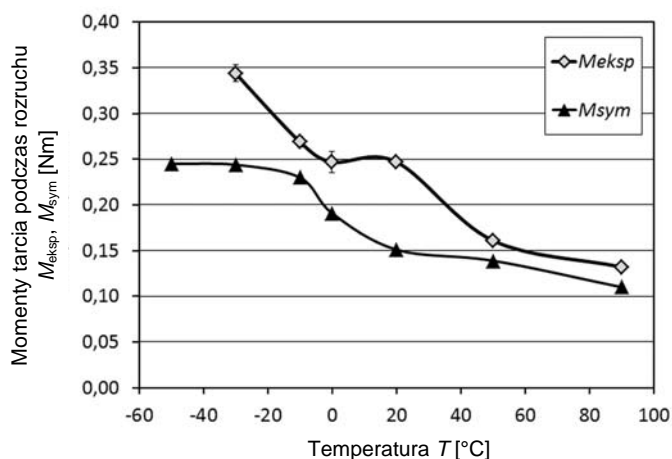
Porównanie wartości oporów tarcia w łożyskach polimerowych, uzyskanych podczas badań laboratoryjnych w różnej temperaturze, zostało przedstawione na rysunku 6.7.



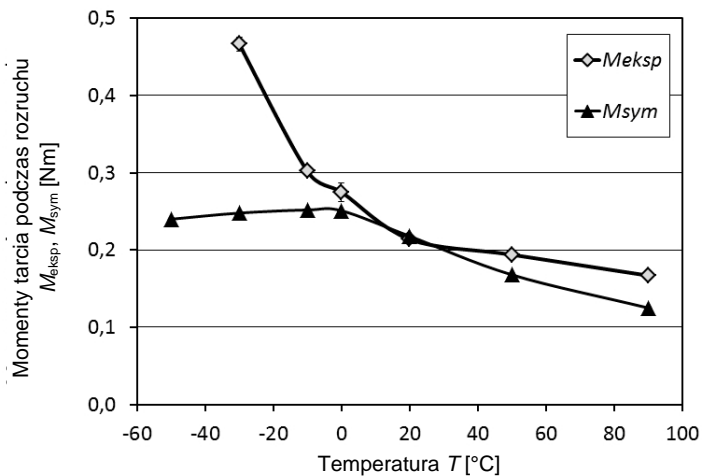
Rys. 6.7. Zależność momentu tarcia M_{eksp} łożysk polimerowych od temperatury dla różnych materiałów polimerowej panewki, uzyskana doświadczalnie (opis warunków pracy i wymiarów łożyska w tekście)

W celu potwierdzenia zgodności modelu numerycznego z modelem doświadczalnym łożyska polimerowego, porównano wyniki oporów tarcia uzyskane obydwoma metodami.

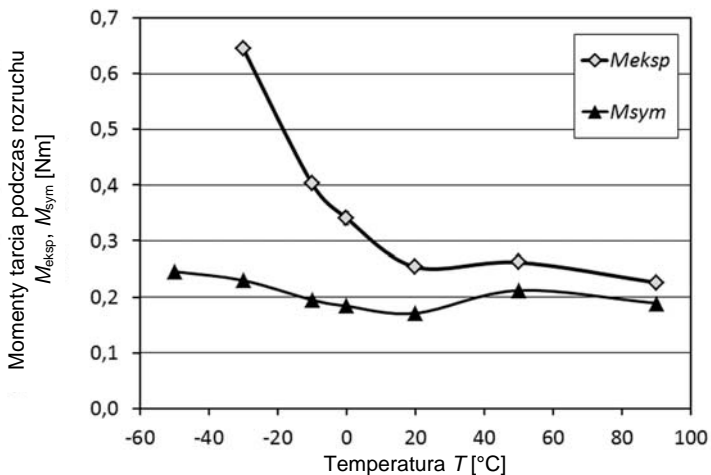
Na rysunkach 6.8–6.10 przedstawione zostały wartości średnie momentu tarcia, uzyskane w badaniach laboratoryjnych na obiekcie rzeczywistym (łożysko ślizgowe) M_{eksp} , oraz wyniki uzyskane na podstawie obliczeń numerycznych M_{sym} . Porównanie wyników uzyskanych w dwóch różnych eksperymentach ułatwia stwierdzenie, iż istnieje jakościowa zgodność pomiędzy modelem numerycznym, a modelem fizycznym, zwłaszcza w temperaturze otoczenia T_0 powyżej $0\text{ }^{\circ}\text{C}$. Charakter zmian wartości momentu tarcia od temperatury w opracowanych modelach jest podobny. W jednym jak i drugim przypadku uzyskane wyniki potwierdzają wyraźny wzrost oporów tarcia występujący w niskich temperaturach. Wartości momentu tarcia uzyskane przez badania numeryczne są mniejsze niż wartości mierzone na stanowisku badawczym. Rozbieżność między opisywanymi metodami może wynikać zarówno z przyjętych uproszeń modelu numerycznego, jak również z niedoskonałości układu pomiarowego stanowiska badawczego. Szczególnie duże rozbieżności wyników zauważalne są dla ujemnych temperatur. Wynikało to z możliwego gromadzenia się wilgoci wewnątrz panewek, co przyczyniało się do przymarzania czopa do panewki polimerowej. Zjawisko to nie było uwzględniane w modelu numerycznym, ponieważ nie było widoczne w badaniach podstawowych (próbka–przeciwelement) współczynnika tarcia statycznego na tribotesterze umieszczonym w komorze klimatycznej. Wskazuje to na konieczność kontynuowania badań w celu identyfikacji i modelowego opisu tego typu zjawisk zachodzących w niskiej temperaturze oraz potrzeby doświadczalnej weryfikacji wyników obliczeń uzyskanych metodami numerycznymi.



Rys. 6.8. Moment tarcia w zależności od temperatury w łożysku z panewką wykonaną z PEEK, uzyskany eksperymentalnie M_{eksp} oraz obliczony metodą numeryczną M_{sym} (opis warunków pracy i wymiarów łożyska w tekście)



Rys. 6.9. Moment tarcia w zależności od temperatury w łożysku z panewką wykonaną z PSU uzyskany eksperymentalnie M_{eksp} oraz obliczony metodą numeryczną M_{sym} (opis warunków pracy i wymiarów łożyska w tekście)



Rys. 6.10. Moment tarcia w zależności od temperatury w łożysku z panewką wykonaną z PA 6 uzyskany eksperymentalnie M_{eksp} oraz obliczony metodą numeryczną M_{sym} (opis warunków pracy i wymiarów łożyska w tekście)

7. PRZYKŁADY WYKORZYSTANIA METODY ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH DO ANALIZY CHARAKTERYSTYK TRIBOLOGICZNYCH POLIMEROWYCH ŁOŻYSK ŚLIZGOWYCH

7.1. OPORY TARCIA PODCZAS ROZRUCHU POLIMEROWYCH WĘZŁÓW ŚLIZGOWYCH

Zgodnie z obecną wiedzą (rozdz. 3) w wypadku par trących polimer–metal, teorią która najlepiej odzwierciedla proces tarcia jest teoria adhezyjno-odkształceniowa. Zgodnie z nią siła tarcia F_T , która występuje (rozpatrując *makroskopowo*) podczas rozruchu, podobnie jak podczas poślizgu (*ruchu*), jest sumą oddziaływań adhezyjnych warstw międzyfazowych (składowa adhezyjna $F_{T_{adh}}$) oraz oddziaływań wynikających z odkształceń wierzchołków mikronierówności stykających się powierzchni (składowa deformacji $F_{T_{def}}$). W mikroobszarach rzeczywistego styku powierzchni dwóch partnerów tarciovych następuje zbliżenie się ich do siebie na wystarczającą odległość, aby wystąpiły wzajemne oddziaływania atomowe lub cząsteczkowe. Te wzajemne oddziaływania mogą mieć różną naturę w zależności od rodzaju skojarzonych materiałów.

Podczas tarcia następuje kształtowanie się adhezyjnych oddziaływań na rzeczywistej powierzchni styku, a następnie ich zrywanie podczas ruchu względnego powierzchni stykających się ciał. Z procesem tym związane są straty energii, które można opisać za pomocą energii powierzchniowej materiałów pary ciernej. Składowa deformacyjna siły tarcia ($F_{T_{def}}$) pojawia się już w momencie formowania się mostków styku (rzeczywistej powierzchni styku), w których następuje odkształcanie segmentów cząsteczek. Jest to dynamiczny proces wiążący się ze stratami energii wskutek histerezy. W przypadku skojarzenia materiałów, mających wyraźnie różny moduł sprężystości, następuje wnikanie mikronierówności twardej powierzchni w powierzchnię materiału bardziej miękkiego. Podczas ruchu względnego generowana będzie praca tarcia związana z niszczeniem (np. mikroskrawaniem) i prze-

mieszczaniem materiału warstwy wierzchniej (np. rysowanie, bruzdowanie). Zarówno składowa adhezyjna, jak i składowa deformacyjna istotnie zależą od chropowatości powierzchni trących się materiałów. Kiedy metalowa powierzchnia jest zbyt gładka, wówczas dominują oddziaływania adhezyjne, natomiast przy dużej chropowatości powierzchni ślizgowej metalowego elementu dominować będzie składowa deformacyjna siły tarcia. Należy zaznaczyć, że różne gatunki polimerów wykazują inną optymalną chropowatość metalowego współpartnera ślizgowego. Opory tarcia generowane w skojarzeniach ślizgowych podczas przejścia ze stanu spoczynku do ruchu obrotowego lub posuwistego w warunkach tarcia technicznie suchego zależą ponadto od wartości parametrów ruchowych, spośród których najistotniejszymi są wartość średniego nacisku powierzchniowego i czas trwania okresu spoczynku pod obciążeniem (czas stacjonarnego styku).

Do wyznaczania oporów tarcia w polimerowym łożysku ślizgowym podczas rozruchu można także wykorzystać metodę elementów skończonych. Sposób modelowania łożyska metodami numerycznymi przedstawiono w poprzednim rozdziale 6. Dzięki niej dokładniej niż w metodach inżynierskich określa się rozkład nacisku jednostkowego, jaki występuje na powierzchni styku panewki z wałem o określonym obciążeniu siłą F_N . Metoda ta wymaga jednak znajomości własności mechanicznych materiału, z których wykonano rozpatrywane łożyska ślizgowe. Takie charakterystyki mechaniczne rozpatrywanych materiałów polimerowych przyjmuje się na podstawie literatury (np. [8], [96], [147], [185]) lub określa się je na podstawie badań własnych. W opisywanej metodzie wyznaczania oporów tarcia dla każdej elementarnej powierzchni styku oblicza się siłę (moment) tarcia, korzystając z wyznaczonej doświadczalnie zależności współczynnika tarcia statycznego od nacisku jednostkowego. Zakłada się przy tym, że czas pracy łożyska podczas rozruchu będzie wystarczająco krótki, aby nie nastąpiło znaczne rozgrzanie łożyska w wyniku tarcia, więc w dalszych obliczeniach można pominąć wpływ temperatury na wartość współczynnika tarcia statycznego. Suma wszystkich elementarnych momentów tarcia określonych na elementarnych powierzchniach styku wału z panewką wyznacza całkowity moment tarcia w analizowanym łożysku ślizgowym. Obliczenia oporów tarcia opisaną metodą można przeprowadzić na przykład za pomocą programu ABAQUS CAE.

Wyznaczone zaproponowaną metodą numeryczno-doświadczalną wartości momentu tarcia, podczas rozruchu łożyska ślizgowego z polimerową panewką, różnią się tylko nieznacznie od wartości tego momentu uzyskanymi eksperymentalnie (różnice do 18%) w zakresie temperatury dodatniej (rozd. 6.2). Potwierdza to przydatność opisywanej metody do prognozowania oporów tarcia podczas rozruchu polimerowych łożysk ślizgowych. Metoda ta umożliwia uwzględnienie w obliczeniach wpływu zarówno własności mechanicznych (lepkosprężystych) materiału polimerowego, jak i parametrów geometrycznych łożyska, np. grubości panewki, luzów łożyskowych itp. Czynniki te mają znaczny wpływ na rozkład nacisku jednostkowego na

powierzchni styku panewki z wałem, a przy dużej zależności współczynnika tarcia od nacisku jednostkowego dla pary ślizgowej metal–polimer na wartość oporu tarcia.

Możliwe jest również uwzględnienie wpływu czasu postoju łożyska na zmianę wartości współczynnika tarcia statycznego rozpatrywanego skojarzenia ślizgowego panewka-wał. Takiej możliwości nie dają stosowane w praktyce inżynierskiej metody obliczeń, które nie uwzględniają wpływu omawianych parametrów konstrukcyjnych łożyska.

Wykorzystując zweryfikowany doświadczanie model numeryczny opisany w rozdziale 6, możliwe było przeprowadzenie analizy wpływu parametrów geometrycznych oraz warunków obciążenia na wartości oporów tarcia występującego w łożyskach polimerowych w trakcie rozruchu. Wyniki symulacji prowadzonych dla podstawowego modelu łożyska, umożliwiły między innymi określenie zależności momentu rozruchowego tarcia od temperatury. Uzyskane wyniki symulacji numerycznych (rys. 6.4) wykazały znaczny wpływ temperatury na występujące w czasie rozruchu łożyska opory tarcia. Wartości rozruchowego momentu tarcia są wyższe w temperaturach ujemnych niż dodatnich. Zależność ta jest prawdziwa dla wszystkich analizowanych w eksperymencie skojarzeń materiałowych występujących w łożyskach polimerowych. Charakter zmian analizowanego momentu tarcia jest różny dla różnych skojarzeń materiałowych. Należy zauważyć, iż charakterystyki zmian momentu tarcia od temperatury są analogiczne do charakterystyk zmian współczynnika tarcia od temperatury. Wskazuje to na znaczący wpływ zjawisk tribologicznych w stosunku do deformacji mechanicznych występujących podczas rozruchu.

Należy również zauważyć, iż najmniejsza wartość momentu rozruchowego dla każdego ze skojarzeń materiałowych występuje w temperaturze $T = 90\text{ }^{\circ}\text{C}$. Największy moment tarcia występuje natomiast każdorazowo w temperaturach ujemnych.

7.2. WPŁYW GRUBOŚCI PANEWKI ŁOŻYSKA POLIMEROWEGO NA OPORY TARCIA

W celu wykazania wpływu parametrów konstrukcyjnych łożysk na opory podczas ich rozruchu podjęto próbę oceny najważniejszych parametrów geometrycznych i obciążenia łożyska na występujące opory tarcia. Aby wyznaczyć wpływ grubości panewek polimerowych na opory tarcia podczas rozruchu łożysk polimerowych, przeprowadzono badania z wykorzystaniem modelu numerycznego opisanego w rozdziale 6. Wymiary panewek oraz obciążenie łożyska było analogiczne do opisanego w rozdz. 6.1. Analizie poddano dwa rodzaje skojarzeń materiałowych: PEEK–stal, PTFE–stal. Celowo wybrano materiały polimerowe różniące się znacznie sztywnością (tab. 6.1).

Ponieważ przeprowadzona analiza dotyczy oporów tarcia podczas rozruchu, możliwe jest pominięcie wpływu ciepła tarcia powodującego rozgrzewanie materiału po-

limerowego. Podwyższenie temperatury wpływa oczywiście na własności materiałów polimerowych i tym samym na ich właściwości tribologiczne. W przypadku analizowania grubości ścianki panewki łożyska podczas długotrwałego tarcia należy uwzględnić przepływ ciepła przez ścianki panewki łożyska, zwłaszcza że materiały polimerowe wykazują małą wartość współczynnika przewodności cieplnej.

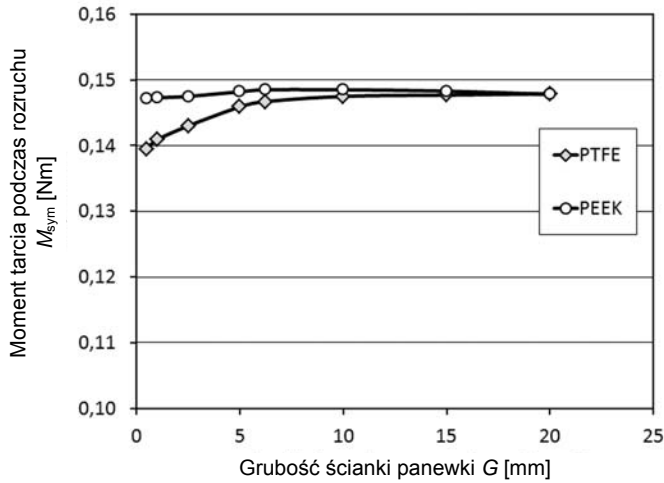
Dla każdego z wariantów materiałowych analizie poddano osiem łożysk różniących się grubością panewki polimerowej. Grubości zmieniały się w zakresie 0,5–20 mm. Temperatura łożyska, dla której prowadzono obliczenia, była stała i wynosiła $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$. Jak wspomniano wcześniej, ze względu na krótkotrwały okres tarcia podczas rozruchu pominięto efekt rozgrzewania materiału w wyniku tarcia. Uzyskane wyniki momentów tarcia podczas rozruchu przedstawione zostały w tabeli 7.1 oraz na wykresie (rys. 7.1).

Tabela 7.1. Wartości momentu tarcia podczas rozruchu w zależności od grubości panewki polimerowej ($T_0 = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$), wyznaczone za pomocą metody elementów skończonych

Grubość panewki G [mm]	Materiał panewki	
	PTFE	PEEK
0,5	0,1395	0,1472
1,0	0,1409	0,1473
2,5	0,1430	0,1475
5,0	0,1459	0,1482
6,25	0,1467	0,1485
10	0,1475	0,1485
15	0,1477	0,1483
20	0,1479	0,1478

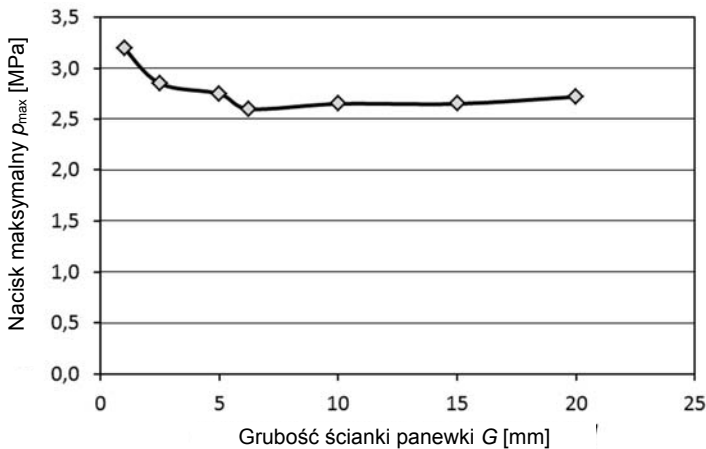
Jak można zauważyć grubość zastosowanej panewki polimerowej wpływa na opory tarcia w niewielkim stopniu, zależnie od zastosowanego materiału. W przypadku panewek wykonanych z PEEK rozruchowy moment tarcia praktycznie nie ulega zmianie. Różnica momentu między najcieńszą (0,5 mm), a najgrubszą (20 mm) panewką wynosi mniej niż 0,001 N·m, co jest pomijalnie małe. W przypadku PTFE różnica ta jest wprawdzie ośmiokrotnie większa, ale z punktu widzenia eksploatacji również mało znacząca wobec rozrzutu wyników pomiarów momentu obserwowanych dla rzeczywistego łożyska ślizgowego.

Występujące różnice spowodowane są różną sztywnością zastosowanych materiałów. W przypadku panewek z PTFE na skutek obciążenia następuje ich znaczne odkształcenie. Deformacja jest tym większa im grubsza jest panewka. Większe zagłębienie się czopa w panewce skutkuje zwiększeniem powierzchni styku co przyczynia się

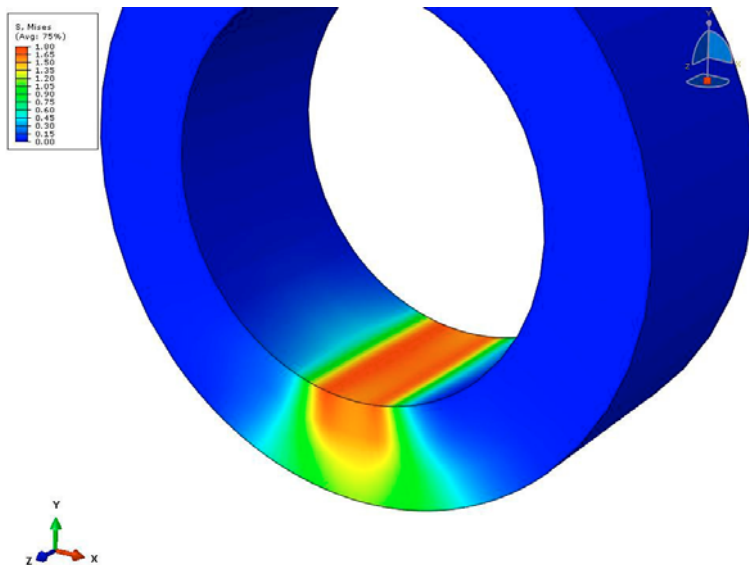


Rys. 7.1. Porównanie momentów tarcia M_{sym} uzyskanych za pomocą metody elementów skończonych w zależności od grubości G ścianki panewek polimerowych wykonanych z PEEK i PTFE ($T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$)

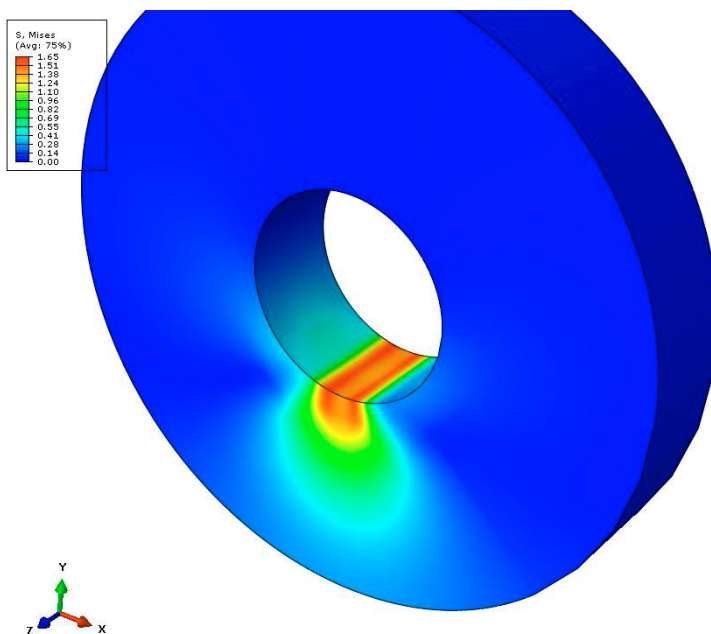
do zwiększenia oporów tarcia. W przypadku panewek z PEEK efekt ten jest mniej widoczny ze względu na większą sztywność materiału. Potwierdza to rozkład wartości nacisków jednostkowych występujących na powierzchni tarcia. Na rysunku 7.2 przedstawione zostały maksymalne wartości nacisków występujące w analizowanym węźle tarcia. Wartości te maleją wraz ze wzrostem grubości ścianki panewki polimerowej.



Rys. 7.2. Wartości maksymalnych nacisków p_{max} występujących w strefie tarcia panewki polimerowej (materiał – PTFE, $T_0 = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$), uzyskanych za pomocą metody elementów skończonych



Rys. 7.3. Naprężenia zredukowane σ_{red} według hipotezy Hubera w panewce polimerowej podczas rozrychu ($D_n = 19$ mm, grubość ścianki $G = 5$ mm, materiał – PTFE, $T = 20$ °C)



Rys. 7.4. Naprężenia zredukowane σ_{red} według hipotezy Hubera w panewce polimerowej podczas rozrychu ($D_n = 19$ mm, grubość ścianki $G = 20$ mm, materiał – PTFE, $T = 20$ °C)

Analizując rozkłady naprężeń (rys. 7.3, 7.4) w polimerowej panewce widocznych na ich powierzchni, można zauważyć, że, że powierzchnia styku wału z panewką rośnie wraz z grubością panewki. Oprócz zmian w rozkładzie nacisku jednostkowego zmianie ulega również stan naprężeń występujący wewnątrz materiału polimerowego. W przypadku panewek, o grubości $G = 20$ mm, naprężenia spowodowane obciążeniem występującym na styku wału z panewką są rozproszone na znacznej objętości materiału (rys. 7.4).

Na podstawie analizy wpływu grubości panewek polimerowych na opory tarcia podczas rozruchu można stwierdzić, iż zmniejszenie grubości panewek powoduje nieznaczne zmniejszenie występujących oporów tarcia.

7.3. WPŁYW TEMPERATURY I WŁASNOŚCI MECHANICZNYCH MATERIAŁU POLIMEROWEGO NA OPORY TARCIA

W przypadku polimerowych łożysk ślizgowych temperatura jest jednym z ważniejszych parametrów wpływających na opory tarcia. Analiza numeryczna umożliwia uwzględnienie nawet lokalnego wpływu temperatury.

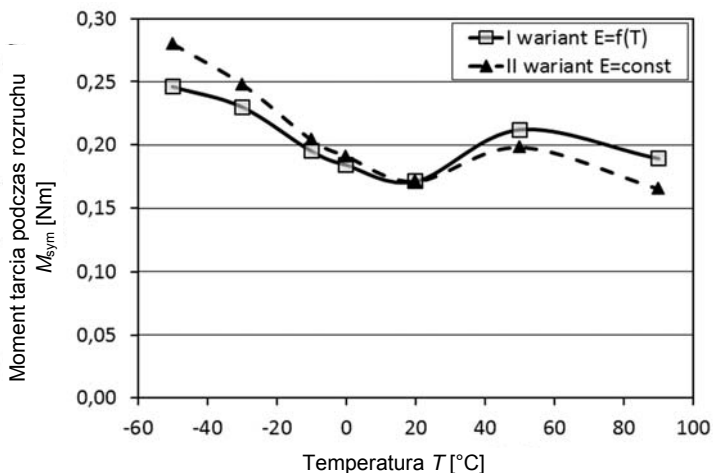
Przykładowe zależności momentu rozruchowego tarcia w zależności od temperatury otoczenia, wyznaczone za pomocą modelu numerycznego, przedstawiono w rozdziale 6.1.1. Badania numeryczne wykazały znaczny wpływ temperatury na występujące w czasie rozruchu łożyska opory tarcia. Wartości rozruchowego momentu tarcia są wyższe w temperaturach ujemnych niż dodatnich. Przeprowadzenie analogicznych pomiarów na obiekcie rzeczywistym wymagałoby wykonania wielu panewek polimerowych oraz prowadzenia długotrwałych badań w komorze termicznej.

W przypadku polimerów termoplastycznych, stosowanych w panewkach łożysk ślizgowych, możliwe jest przeprowadzenie analizy wpływu własności mechanicznych zastosowanego polimeru. Różne wartości modułu sprężystości polimerów mogą powodować różnice w wartościach występujących nacisków węzłów tarcia. Zmiany te mogą wynikać zarówno z różnej temperatury użytkowania, która wpływa na wartość modułu sprężystości, jak i analizowania możliwości zastosowania różnych materiałów polimerowych o odmiennych własnościach mechanicznych.

W przeprowadzonym eksperymencie numerycznym wyznaczono opory tarcia podczas rozruchu łożysk ślizgowych, w których panewki wykonano z dwóch różnych materiałów (PA, PEEK). Dla porównania rozpatrywano dwa przypadki. W pierwszym uwzględniano wpływ temperatury na zmiany wartości modułu E , w drugim zaś bez względu na temperaturę przyjęto stałą wartość modułu E , taką jak dla $T = 20$ °C. Wyniki uzyskane na podstawie obliczeń numerycznych przedstawiono w tabeli 7.2 oraz na wykresach (rys. 7.5, 7.6).

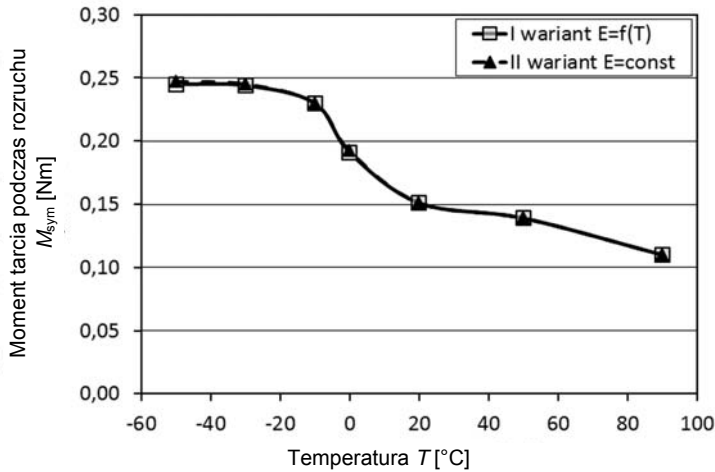
Tabela 7.2. Wartości rozruchowego momentu tarcia M_{sym} , w łożysku z panewkami wytworzonymi z PA 6 i PEEK wyznaczone metodą elementów skończonych dla dwóch wariantów wartości modułu sprężystości podłużnej $E(T)$ oraz $E = \text{const}$

Temperatura [°C]	PA		PEEK	
	$E = f(T)$	$E = \text{const}$	$E = f(T)$	$E = \text{const}$
-50	0,246	0,280	0,245	0,247
-30	0,230	0,248	0,244	0,245
-10	0,195	0,204	0,230	0,230
0	0,184	0,191	0,191	0,192
20	0,171	0,171	0,151	0,151
50	0,212	0,198	0,139	0,139
90	0,189	0,165	0,110	0,110



Rys. 7.5. Wpływ zmian wartości modułu sprężystości podłużnej E na wartości rozruchowego momentu tarcia M_{sym} obliczonego za pomocą metody elementów skończonych (materiał panewki – PA 6)

Można zauważyć, że wartość modułu sprężystości E ma istotny wpływ na wartości oporów tarcia łożysk polimerowych w trakcie rozruchu dla materiałów, w których temperatura wpływa znacząco na moduł sprężystości. Na wykresie (rys. 7.5) widać istotne zmiany wartości momentu tarcia pomiędzy analizowanymi przypadkami. Spowodowane jest to dużymi zmianami modułu E dla poliamidu wraz z temperaturą. Wartości te zmieniają się w zakresie od $E_{-50} = 3700$ MPa do $E_{90} = 300$ MPa. W przypadku polieteroeteroketonu (PEEK) zmiany te są niewielkie $E_{-50} = 5000$ MPa do $E_{90} = 4580$ MPa.



Rys. 7.6. Wpływ zmian wartości modułu sprężystości podłużnej E na wartości rozruchowego momentu tarcia M_{sym} obliczonego za pomocą metody elementów skończonych (materiał panewki – PEEK)

Analizując otrzymane wyniki dla poliamidu PA, można również stwierdzić, iż większe wartości modułu sprężystości podłużnej powodują zmniejszenie wartości oporu tarcia. Natomiast dla małych wartości modułu E opory są większe. Zależność ta, podobnie jak w poprzednich przypadkach, jest wynikiem zmian w wartościach występujących nacisków oraz powierzchni tarcia. Wskazuje to na znaczny wpływ własności mechanicznych materiału na opory tarcia.

W przypadku poliamidu (PA), dla którego różnica modułu sprężystości podłużnej E pomiędzy temperaturą 20 °C a temperaturą $T = 90\text{ °C}$ wynosi aż 670 MPa , powierzchnia styku ulega znaczącym zmianom. Pociąga to za sobą zmiany w wartościach wyznaczonych metodami numerycznymi momentów tarcia.

Reasumując, łożyska polimerowe wykonane z materiałów o większej sztywności wykazują mniejsze opory tarcia podczas rozruchu w przeciwieństwie do łożysk o panewkach wytworzonych z materiałów o mniejszym module sprężystości.

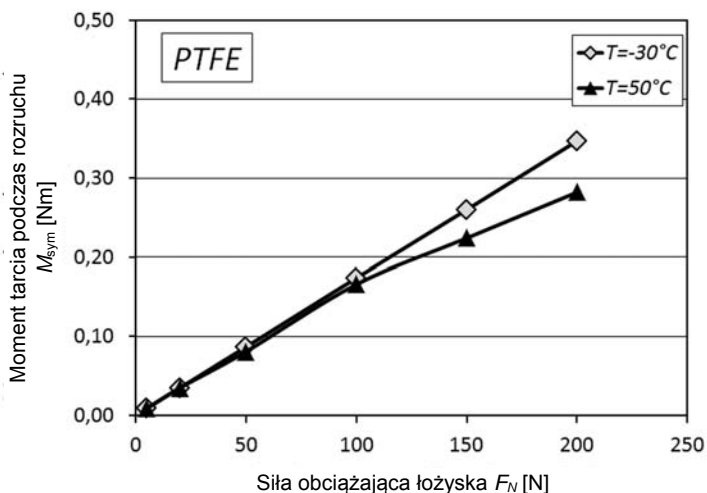
7.4. WPŁYW OBCIĄŻENIA ŁOŻYSK POLIMEROWYCH NA OPORY TARCIA

Jest oczywiste, że moment tarcia w poprzecznym łożysku ślizgowym zależy od obciążenia siłą normalną F_N . Jednak ze względu na różnice w sztywności materiałów polimerowych, a także wpływu nacisku jednostkowego na współczynnik tarcia, analizowana zależność nie musi być proporcjonalna liniowo.

W celu oceny wpływu obciążenia łożyska polimerowego na opory występujące podczas rozruchu przeprowadzono obliczenia numeryczne momentu tarcia dla dwudziestu czterech wariantów obciążenia. Analizie poddano dwa skojarzenia materiałowe w łożyskach ślizgowych (PTFE-stal, POM-stal) w dwóch różnych temperaturach pracy $T_1 = -30\text{ °C}$ i $T_2 = 50\text{ °C}$. Obciążenia, jakim poddano łożyska, wynosiły $F_N = (5\text{ N}, 20\text{ N}, 50\text{ N}, 100\text{ N}, 150\text{ N}$ i $200\text{ N})$. Obliczone momenty tarcia M_{sym} i maksymalne naciski p_{max} występujące podczas rozruchu zostały przedstawione w tabeli 7.3 oraz na wykresach (rys. 7.7–7.10) zestawione zostały wartości rozruchowego momentu tarcia dla dwóch wartości temperatury $T = -30\text{ °C}$ i $T = 50\text{ °C}$.

Tabela 7.3. Wartości rozruchowego momentu tarcia M_{sym} oraz maksymalnych wartości nacisków p_{max} na powierzchni trącej dla różnych wartości siły obciążającej F_r

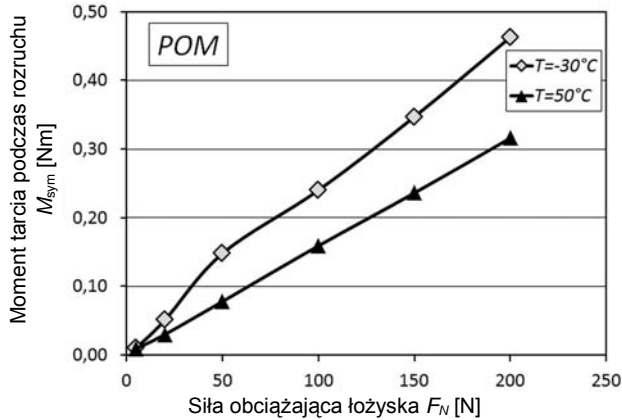
F_N [N]	PTFE				POM			
	M_{sym} [N·m]		p_{max} [MPa]		M_{sym} [N·m]		p_{max} [MPa]	
	$T = -30\text{ °C}$	$T = 50\text{ °C}$	$T = -30\text{ °C}$	$T = 50\text{ °C}$	$T = -30\text{ °C}$	$T = 50\text{ °C}$	$T = -30\text{ °C}$	$T = 50\text{ °C}$
5	0,009	0,009	0,207	0,274	0,010	0,009	0,299	0,246
20	0,035	0,035	1,094	0,766	0,051	0,030	0,882	0,981
50	0,087	0,081	2,071	1,415	0,148	0,078	2,771	2,206
100	0,174	0,166	3,556	2,211	0,240	0,159	4,330	3,990
150	0,260	0,224	4,681	2,859	0,347	0,236	6,141	5,429
200	0,347	0,282	5,641	3,447	0,463	0,316	7,798	6,687



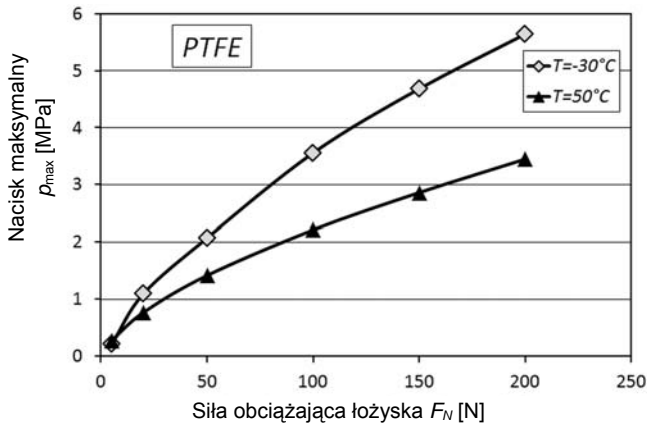
Rys. 7.7. Wartości rozruchowego momentu tarcia M_{sym} uzyskane za pomocą metody elementów skończonych, dla panewek z PTFE w zależności od siły obciążającej łożysko F_N w różnej temperaturze T

Analizując wykresy można zauważyć, iż w przypadku PTFE wpływ obciążenia na zmiany oporów tarcia jest podobny do obydwu wartości rozpatrywanej temperatury. Znaczniejsze różnice pojawiają się dopiero w przypadku obciążeń powyżej 150 N.

Dla panewek wykonanych z POM różnice w wartościach momentu tarcia są znaczne, nawet dla małych wartości obciążeń (powyżej 20 N).



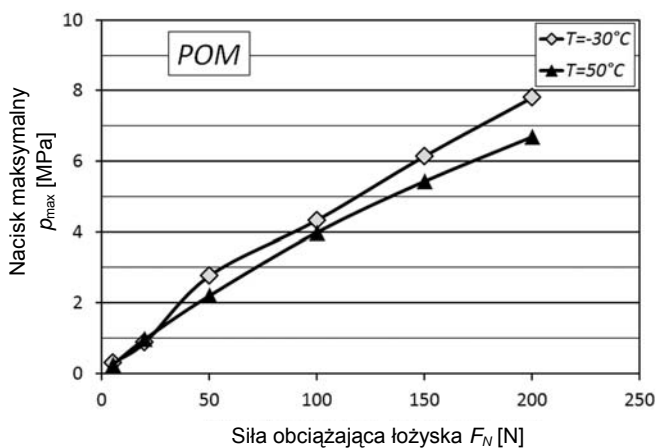
Rys. 7.8. Wartości rozruchowego momentu tarcia M_{sym} uzyskane metodą elementów skończonych, dla panewek z POM w zależności od siły obciążającej łożysko F_N w różnej temperaturze T



Rys. 7.9. Wartości maksymalnych nacisków p_{max} wyznaczone metodą elementów skończonych, dla panewek z PTFE w zależności od siły obciążającej łożysko F_N w różnej temperaturze T

Odmiennej charakter zmian oporów tarcia, występujący dla różnych materiałów panewek, spowodowany jest jednoczesną zmianą współczynnika tarcia oraz sprężystości materiału polimerowego wynikającą ze zmian temperatury. W przypadku PTFE, zwiększenie sztywności materiału wraz z obniżaniem temperatury przyczynia się do zmniejszania powierzchni styku i co się z tym wiąże również oporów tarcia. Jednocześnie jednak wartości współczynnika tarcia są większe w temperaturze ujemnej (rys. 4.13), co może kompensować zmianę oporów tarcia w wyniku mniejszej powierzchni styku. Efektem jest praktycznie nieznaczna zmiana obliczonych oporów tarcia wskutek zmiany temperatury.

W przypadku POM, dla którego zmiany temperatury nie wiążą się ze znacznymi zmianami własności mechanicznych, istotniejszy wpływ na opory tarcia mają charakterystyki tribologiczne. Potwierdzeniem takiego wyjaśnienia występujących zależności pomiędzy momentem oporów tarcia a obciążeniem łożyska mogą być wykresy zmian maksymalnych nacisków występujących w węzłach tarcia dla różnych obciążeń i w różnej temperaturze (rys. 7.9, 7.10).



Rys. 7.10. Wartości maksymalnych nacisków p_{\max} wyznaczone metodą elementów skończonych dla panewek z POM w zależności od siły obciążającej łożysko F_N w różnej temperaturze T

Dla PTFE widoczne jest wyraźne zmniejszenie wartości nacisku maksymalnego wraz ze wzrostem temperatury, co wiąże się między innymi ze zwiększeniem powierzchni styku. Wpływ temperatury na wartość nacisku maksymalnego dla POM nie jest tak istotny jak dla PTFE. W przypadku tego materiału polimerowego źródłem zmian występujących w oporach tarcia mogą być przede wszystkim różnice współczynnika tarcia w zależności od temperatury.

Przedstawiona analiza umożliwiła wyjaśnienie zmian obliczonych oporów tarcia podczas rozruchu w łożysku ślizgowym, dzięki możliwości kompleksowej oceny cha-

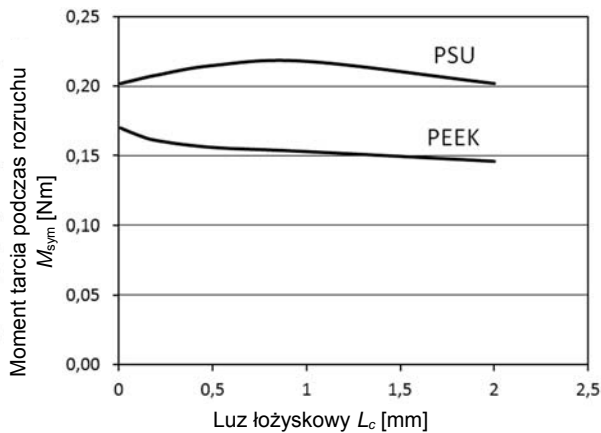
rakteru styku czopa z panewką (rozkład nacisku), wynikającego ze zmian własności materiału oraz charakterystyk tribologicznych wraz ze zmianami temperatury.

7.5. WPŁYW LUZU ŁOŻYSKOWEGO NA OPORY TARCIA

Luz pomiędzy czopem a panewką, który zawsze występuje w łożyskach polimerowych, może mieć istotny wpływ na wielkość rzeczywistej powierzchni styku oraz rozkład nacisków występujących w węźle tarcia. W celu poprawnego doboru kształtu geometrycznego łożysk ślizgowych niezbędne może być przeprowadzenie analizy

Tabela 7.4. Wartości rozruchowego momentu tarcia M_{sym} [N·m] w łożyskach ślizgowych z panewkami wytworzonymi z PSU i PEEK dla różnych wartości luzu łożyskowego (średnica wału $D_C = 19$ mm)

Luz łożyskowy L_C [mm]	Materiał panewki	
	PSU	PEEK
0,01	0,202	0,170
0,1	0,205	0,165
0,2	0,208	0,161
0,5	0,215	0,156
1,0	0,218	0,153
2,0	0,202	0,146



Rys. 7.11. Wartości momentu tarcia M_{sym} podczas rozruchu łożyska wyznaczone za pomocą metody elementów skończonych w zależności od wartości luzu łożyskowego L_C ($T = 20$ °C, średnica wału $D_C = 19$ mm)

wpływu luzu na wartości oporów tarcia podczas rozruchu. Zastosowanie metod numerycznych może ułatwić taką analizę, zwłaszcza że luz pomiędzy czopem a panewką zmienia się w okresie eksploatacji łożyska między innymi w wyniku zmian temperatury, a także procesu zużywania polimerowej panewki.

W celu określenia wpływu luzu łożyskowego na opory tarcia przeprowadzono badania numeryczne dla dwóch różnych skojarzeń materiałowych przy ośmiu różnych jego wartościach. Wyniki podstawowych zależności momentu tarcia M_{sym} od wielkości luzu przedstawiono w tabeli 7.4 oraz na rysunku 7.11.

Różnice w wartościach obliczonych momentów tarcia wynikają z różnic w występujących naciskach. Dla łożysk z małymi luzami powierzchnia styku jest większa niż w przypadku łożysk charakteryzujących się dużym luzem. Powoduje to, że naciski na powierzchni styku są znacznie mniejsze, czego rezultatem są zmiany wartości oporów tarcia. Łożyska mające większy luz w momencie rozruchu charakteryzują się mniejszymi oporami niż łożyska z mniejszym luzem.

7.6. PROGNOZOWANIE ZUŻYCIA PANEWKI POLIMEROWEJ

Poza opisywanymi analizami oporów tarcia, za pomocą tribologicznych analiz numerycznych możliwe jest również prognozowanie zużycia elementów trących. Zagadnienia zużywania ze względu na niezawodność maszyn są często bardziej istotne niż analiza oporów tarcia. Dodatkowo prowadzenie tradycyjnych badań tribologicznych zużycia jest bardziej kosztowne niż badanie oporów tarcia. Badania te prowadzone są zazwyczaj dla różnych wartości parametrów ruchowych w celu wyznaczenia charakterystyk zużyciowych, co wymaga wykonanie kilku lub kilkunastu pomiarów. Dla materiałów charakteryzujących się małą intensywnością zużywania badania tego typu można zaliczyć do badań długotrwałych.

Wykorzystanie metod numerycznych do wyznaczenia zużycia tribologicznego znacznie przyspiesza proces badawczy wszelkich węzłów tribologicznych. Obliczenia numeryczne zużycia można przeprowadzić w czasie znacznie krótszym niż badania na obiekcie fizycznym. W celu prowadzenia numerycznych analiz zużyciowych, podobnie jak w przypadku obliczeń oporów, niezbędne jest wyznaczenie podstawowych charakterystyk tribologicznych. W przypadku analizy zużywania niezbędne są charakterystyki opisujące zużywanie (liniowe, objętościowe lub wagowe) w zależności od podstawowych parametrów tarcia (p , v , T). Należy zwrócić uwagę, iż tego typu zależności można uzyskać jedynie na podstawie badań tribologicznych, a ich wyniki mogą być później wykorzystane podczas obliczeń różnych łożysk o bardzo złożonej budowie. Podczas prowadzenia dokładniejszych obliczeń można również uwzględnić przemieszczenie czopa wskutek jego zgłębienia w panewce w wyniku odkształcenia materiału polimerowego pod obciążeniem.

Aby określić trwałość łożyska w wyniku zużywania tribologicznego polimerowej panewki, należy przyjąć wartość dopuszczalną jej zużycia Z_{dop} , powyżej której praca łożyska nie będzie poprawna, np. w wyniku nadmiernego luzu. Zużycie dopuszczalne jest najczęściej określone miarą zużycia liniowego w kierunku promieniowym łożyska.

Prowadząc obliczenia zużycia metodami numerycznymi, należy przeprowadzić dyskretyzację zużycia panewki na elementarne zużycie ΔZr w kierunku promieniowym, dzieląc wartość zużycia dopuszczalnego na całkowitą liczbę etapów zużycia

$$\Delta Zr = \frac{Z_{dop}}{k} [\mu\text{m}] \quad (7.1)$$

gdzie: Z_{dop} – zużycie dopuszczalne [mm], k – przyjęta liczba elementarnych etapów zużycia.

Zakłada się, że warunki tarcia (p , v , T) oraz intensywność zużywania materiału polimerowego I_v , I_h nie zmieniają się na danym etapie procesu zużywania, podczas którego następuje zużycie elementarne ΔZr . Intensywność zużywania może być jednak inna na poszczególnych etapach zużywania, np. ze względu na zmianę warunków tarcia wynikających ze zmiany nacisku jednostkowego, prędkości ślizgania lub temperatury. Umożliwia to symulowanie zmiennych warunków tarcia podczas eksploatacji łożyska.

Jeżeli znana jest charakterystyka intensywności zużywania $I_z = f(p, v, T, \dots)$ materiału polimerowego od warunków tarcia, to można przyjąć, że podczas tarcia w ustalonych warunkach, odcinek drogi tarcia ΔS_i [km] lub czas tarcia Δt_i , po którego przebyciu następuje zużycie polimerowej panewki o wartości zużycia elementarnego ΔZr [μm] w kierunku promieniowym, można określić korzystając ze wzorów

$$\Delta S_i = \frac{\Delta Zr}{I_{Zi}} \quad (7.2)$$

$$\Delta t_i = \frac{\Delta S_i}{v_i} \quad (7.3)$$

gdzie I_{Zi} , v_i – intensywność zużycia liniowego materiału panewki oraz prędkość poślizgu dla ustalonych warunków tarcia w i -tym etapie procesu zużywania.

Całkowita droga tarcia S_c , podczas której nastąpi zużycie dopuszczalne, stanowi sumę odcinków ΔS_i :

$$S_c = \sum_{i=1}^k \Delta S_i \quad (7.4)$$

gdzie k – liczba elementarnych etapów zużycia.

Z podobnej zależności można określić czas pracy (tarcia) L_h wyznaczający trwałość łożyska, po którym nastąpi zużycie dopuszczalne panewki

$$L_h = \sum_{i=1}^k \Delta t_i \quad (7.5)$$

Symulacja zużycia polimerowej panewki przebiega w następujący sposób. Dla założonej postaci geometrycznej łożyska oraz przyjętego sposobu obciążenia określa się (np. za pomocą MES) rozkład nacisku w miejscu styku polimerowej panewki z wałem z uwzględnieniem naprężeń stycznych wynikających z siły tarcia. Na tej podstawie obliczono średni nacisk jednostkowy p_{sr} . Jednocześnie ustala się pozostałe warunki tarcia, jak prędkość poślizgu v , temperaturę panewki T itp. Następnie na podstawie wyznaczonej doświadczalnie charakterystyki intensywności zużycia materiału polimerowego wyznacza się jego średnią intensywność zużycia I_Z w ustalonych warunkach na danym etapie tarcia. Na tej podstawie oblicza się drogę tarcia S_i , a dla założonej prędkości ślizgania v również czas tarcia Δt_i , podczas których nastąpi założone zużycie elementarne ΔZr materiału polimerowego panewki, wykorzystując zależności (7.2) i (7.3). Ubytek materiału (zużycie) w kierunku promieniowym powoduje zmianę postaci geometrycznej panewki. Dlatego po usunięciu materiału wynikającego ze zużycia elementarnego określa się nowy model geometryczny łożyska uwzględniający ubytek materiału. Następnie przeprowadza się ponowną dyskretyzację modelu na elementy skończone, a następnie prowadzi się obliczenia, których celem jest wyznaczenie nowego rozkładu nacisków jednostkowych na powierzchni styku panewki z wałem.

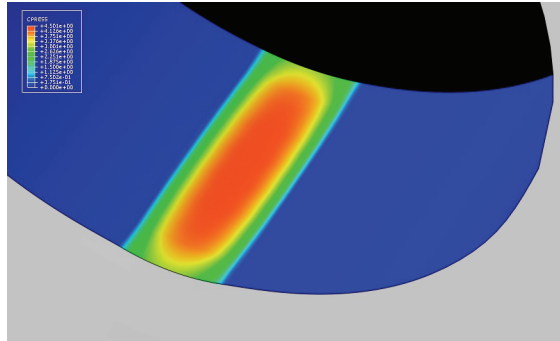
Podane czynności powtarza się do osiągnięcia stanu, w którym zużycie panewki osiągnie zakładaną graniczną wartość dopuszczalną Z_{dop} . Teoretycznie w tym momencie nastąpi takie przemieszczenie czopa w panewce, które uniemożliwi poprawną pracę urządzenia lub nastąpi zużycie przekraczające określoną część grubości ścianki panewki łożyska. Jednak praktycznie, ze względu na odchyłki kształtu elementów łożyska oraz wzajemnego położenia wału i panewki, a także ugięcie wału w rzeczywistym urządzeniu, dopuszczalne przemieszczenie czopa może wystąpić wcześniej, dlatego obliczanie trwałości łożyska powinno być prowadzone z uwzględnieniem pewnego zapasu bezpieczeństwa.

Dla zilustrowania możliwości tribologicznych analiz numerycznych podczas wyznaczania zużywania elementów trących węzła tarcia przedstawiony zostanie przykład.

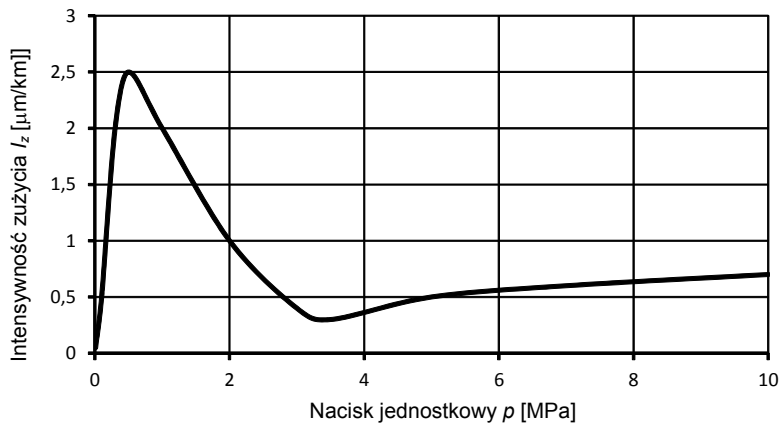
Analizę wykonano dla panewki polimerowej, wykonanej z kompozytu PTFE z 60% dodatkiem proszku brązu (Tarflen TB60). Panewka zamocowana została w stalowej oprawie. Rozpatrywany węzeł tarcia (łożysko ślizgowe) przedstawiony został na rysunku 6.1. Model numeryczny został oparty na tych samych uproszczeniach, co opisywany w przypadku analizy oporów tarcia (rozd. 6.1). Zaimplementowane zostały do modelu charakterystyki zależności współczynnika tarcia od występującego nacisku ($\mu = f(p)$) oraz własności materiałowe stali oraz polimeru.

Na podstawie prowadzonych iteracyjnie symulacji wyznaczone zostały m.in. rozkłady nacisków (rys 7.12) występujące na powierzchni trącej panewki. Następnie, wykorzystując zależność intensywności zużycia I_h od nacisku jednostkowego p , obliczone zostało zużycie na powierzchni panewki. Wykorzystana w modelu charakterystyka

została przedstawiona na rysunku 7.13. Obliczenia prowadzono do momentu uzyskania zużycia panewki $Z_{dop} = 1$ mm. Rozkład nacisku dla różnych wartości zużycia panewki w kierunku promieniowym przedstawiono na rysunku 7.14.

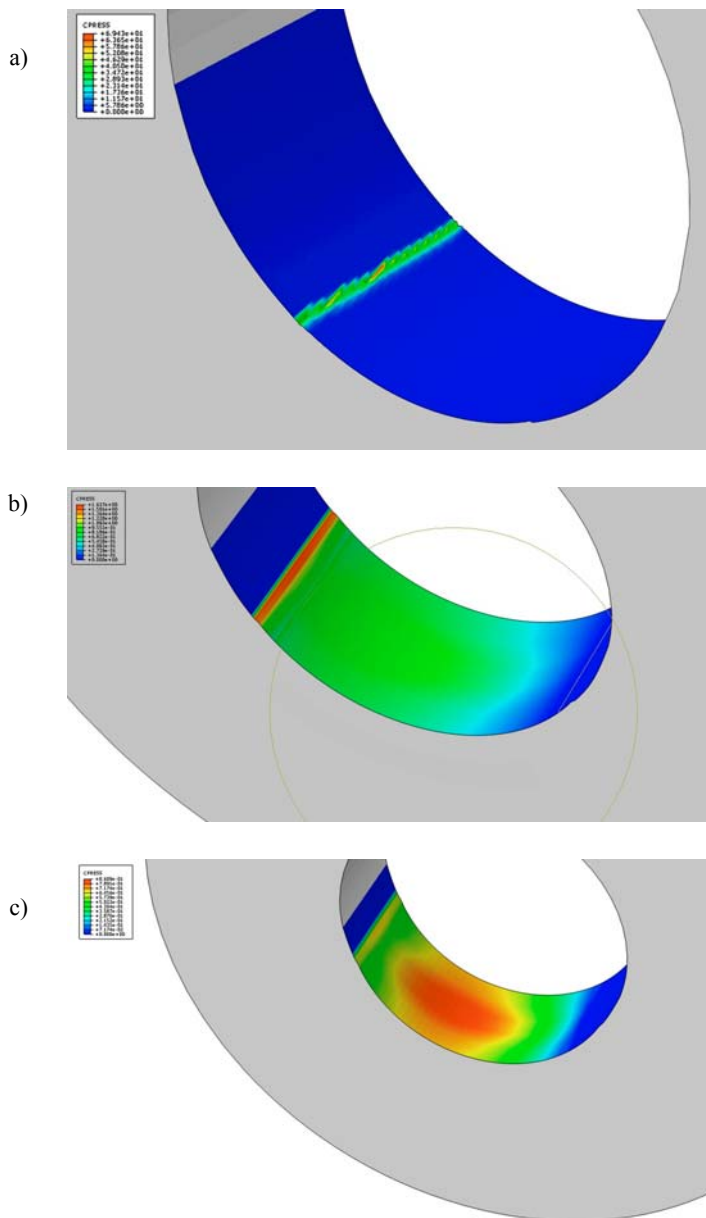


Rys. 7.12. Przykładowy rozkład nacisku jednostkowego na powierzchni trącej panewki polimerowej wyznaczony na podstawie obliczeń numerycznych



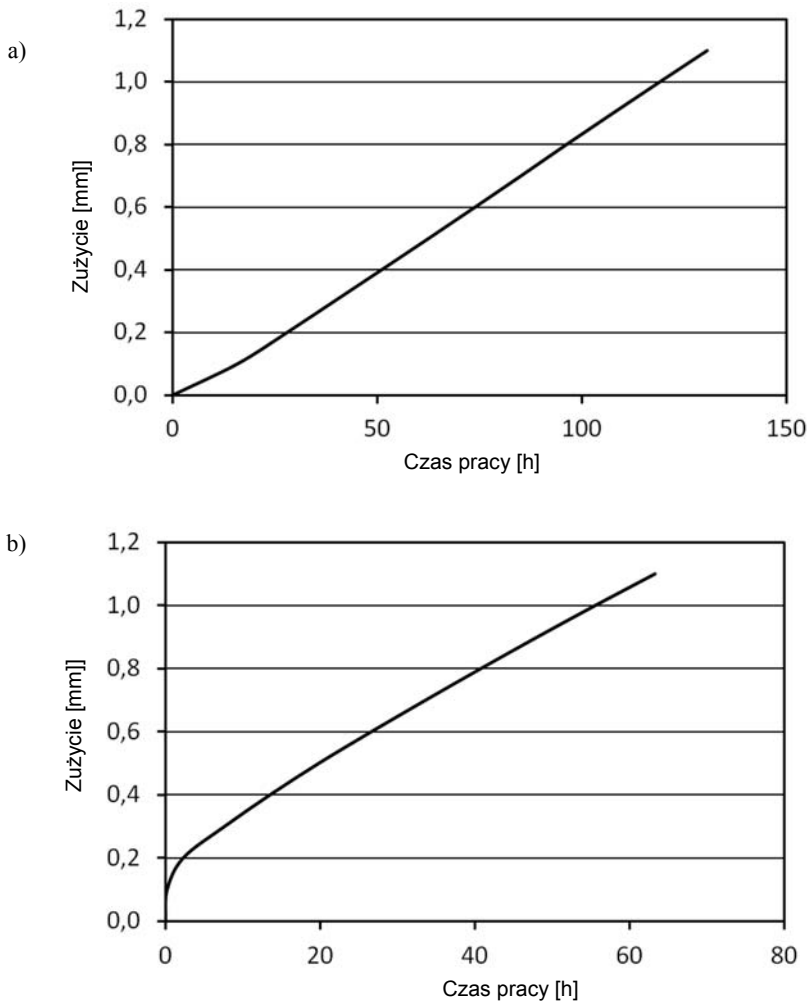
Rys. 7.13. Zależność intensywności zużycia I_z od występujących nacisków jednostkowych (wyznaczona doświadczalnie) dla kompozytu PTFE+60% wag. brązu

Wyniki obliczeń numerycznych, prezentujące charakterystykę zużycia panewki w funkcji czasu pracy łożyska dla ustalonej prędkości poślizgu $v = 1$ m/s, przedstawiono na rysunku 7.15. Na wykresie można zauważyć zmianę szybkości zużywania panewki w początkowym okresie tarcia. Może to wynikać między innymi z szybkiego powiększania się pola styku wału z panewką przy niewielkich zmianach zagłębienia czopa w wyniku zużycia panewki. Po upływie pewnego czasu, wynoszącego około 35 godzin, szybkość zużywania panewki staje się stabilna. Wynika to z niewielkich zmian pola styku oraz charakterystyki zużywania kompozytu PTFE. Pod naciskiem jednostkowym p_{sr} poniżej 1 MPa intensywność zużywania tego materiału maleje proporcjonalnie wraz z naciskiem.



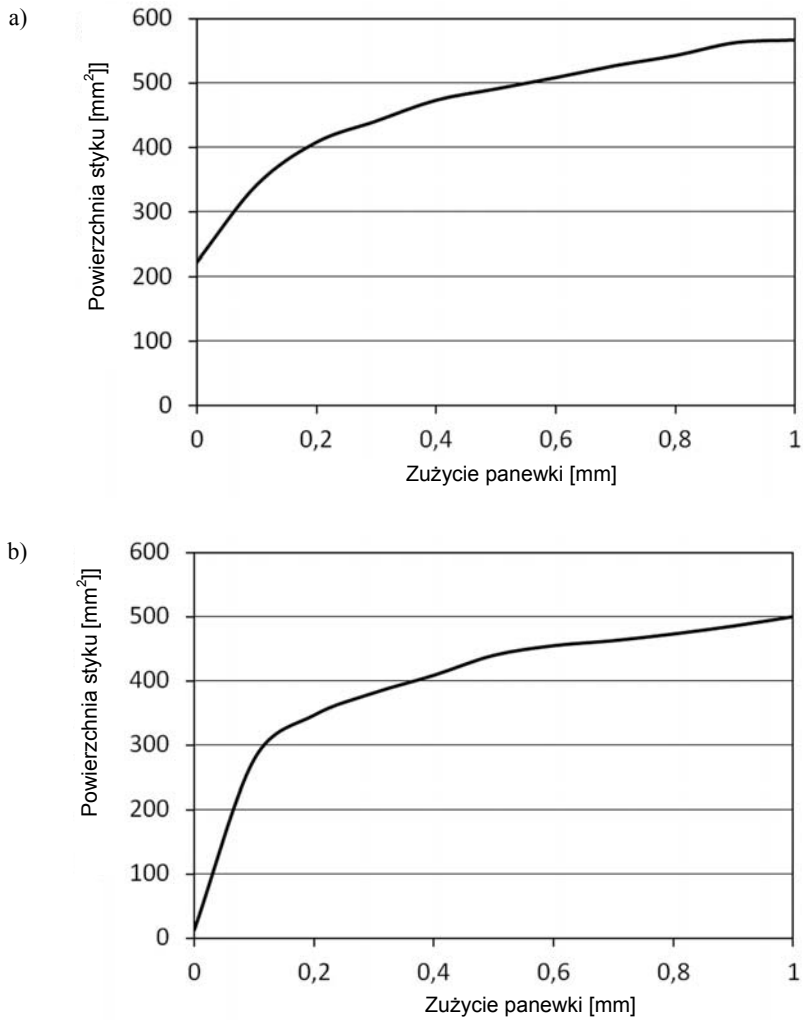
Rys. 7.14. Rozkład nacisku jednostkowego na powierzchni trącej panewki polimerowej o różnym stopniu zużycia wyznaczony za pomocą obliczeń metodą elementów skończonych:

- a) brak zużycia, b) zużycie panewki w kierunku promieniowym $Z_r = 0,5$ mm,
c) zużycie panewki w kierunku promieniowym $Z_r = 1$ mm



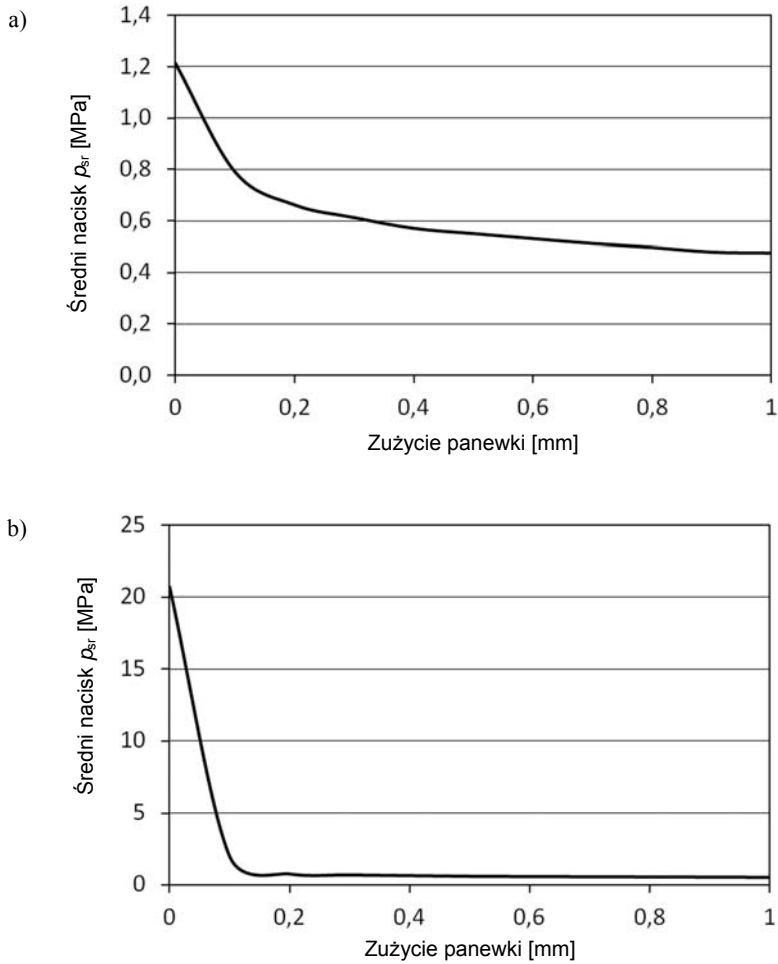
Rys. 7.15. Zużycie panewki polimerowej w funkcji czasu pracy łożyska określone na podstawie obliczeń numerycznych ($v = 1$ m/s, $p = 0,52$ MPa): a) panewka z kompozytu PTFE+60% wag. brązu, b) panewka z POM

Przeprowadzona symulacja umożliwiła przybliżoną ocenę trwałości panewki, a także analizę szybkości jej zużywania na różnych etapach eksploatacji. Dodatkowo możliwa była ocena zmiany powierzchni styku czopa z panewką (rys. 7.16) oraz średniego nacisku jednostkowego (rys. 7.17) w funkcji zużycia panewki w kierunku promieniowym.



Rys. 7.16. Pole powierzchni styku czopa i panewki w funkcji zużycia panewki łożyska określone na podstawie obliczeń numerycznych ($v = 1 \text{ m/s}$):

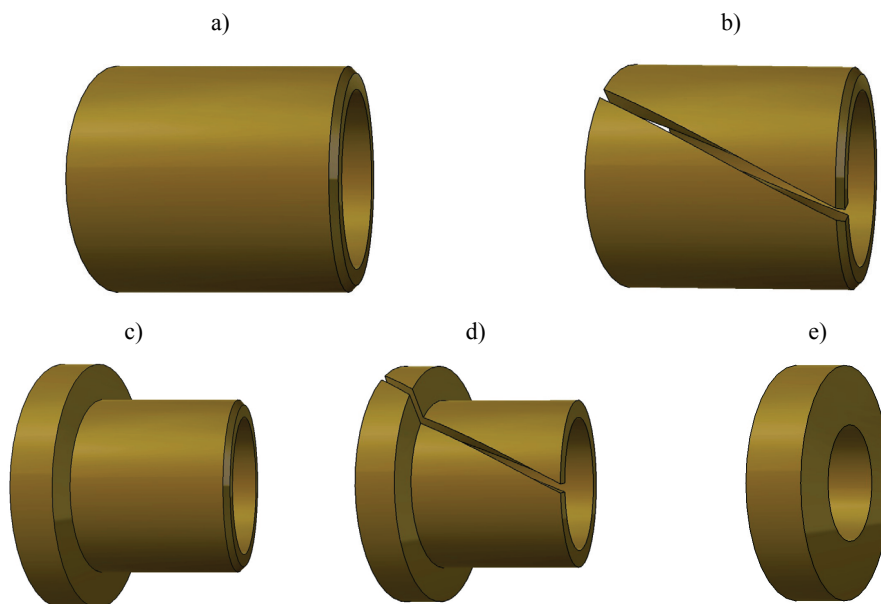
a) panewka z kompozytu PTFE+60% wag. brązu, b) panewka z POM



Rys. 7.17. Zmiana średniego nacisku jednostkowego na powierzchni styku panewki z wałem w funkcji zużycia panewki łożyska określone na podstawie obliczeń numerycznych ($v = 1$ m/s): a) panewka z kompozytu PTFE+60% wag. brązu, b) panewka z POM

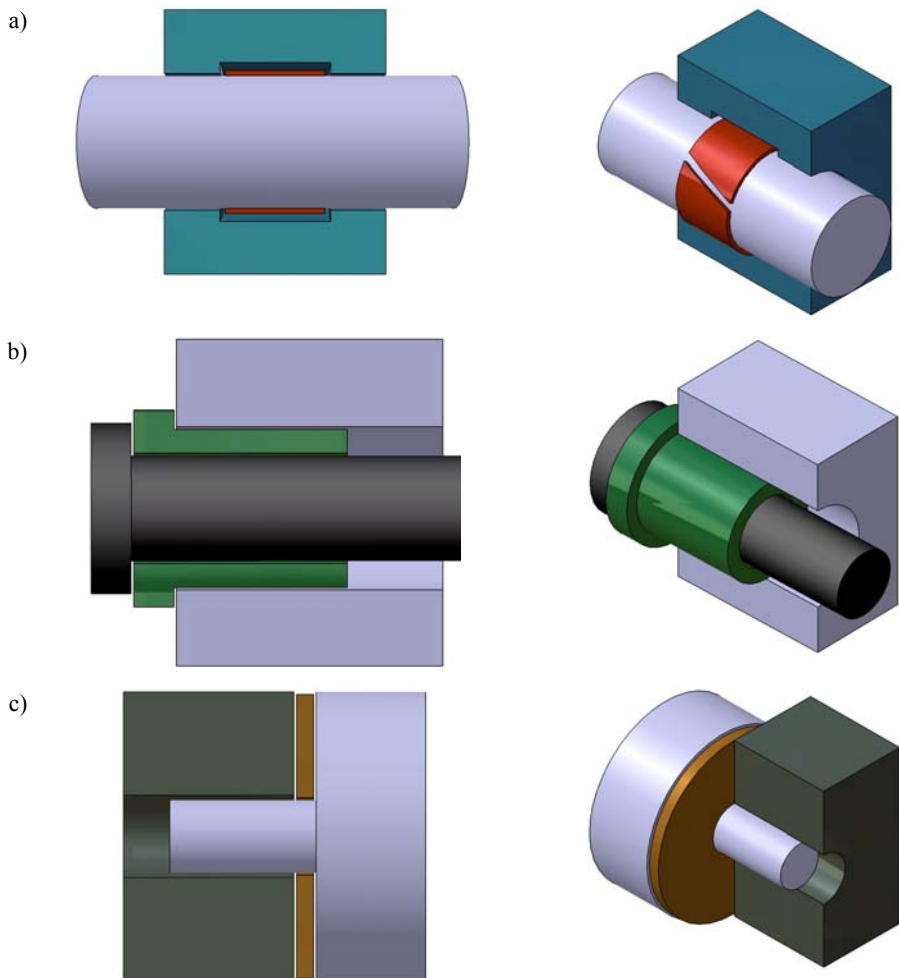
8. PRZEGLĄD ZNANYCH ROZWIĄZAŃ KONSTRUKCYJNYCH ŁOŻYSK ŚLIZGOWYCH

Polimerowe łożyska ślizgowe znajdują zastosowanie tam, gdzie tradycyjne panewki metalowe nie zdają egzaminu (np. brak smarowania, agresywne środowisko, kontakt z żywnością itp.). Istnieją również sytuacje, w których występuje konieczność zastąpienia metalowych łożysk tocznych polimerowymi łożyskami ślizgowymi. Występuje to między innymi w przypadku węzłów łożyskowych narażonych na agresywne działanie otoczenia. Zastosowanie polimerowych łożysk ślizgowych umożliwia rezygnację z stosowania specjalnych uszczelnień technicznych i prowadzi zwykle do zmniejszenia gabarytów zabudowy łożyska i co się z tym wiąże bardziej zwartej konstrukcji całego urządzenia [31], [34].



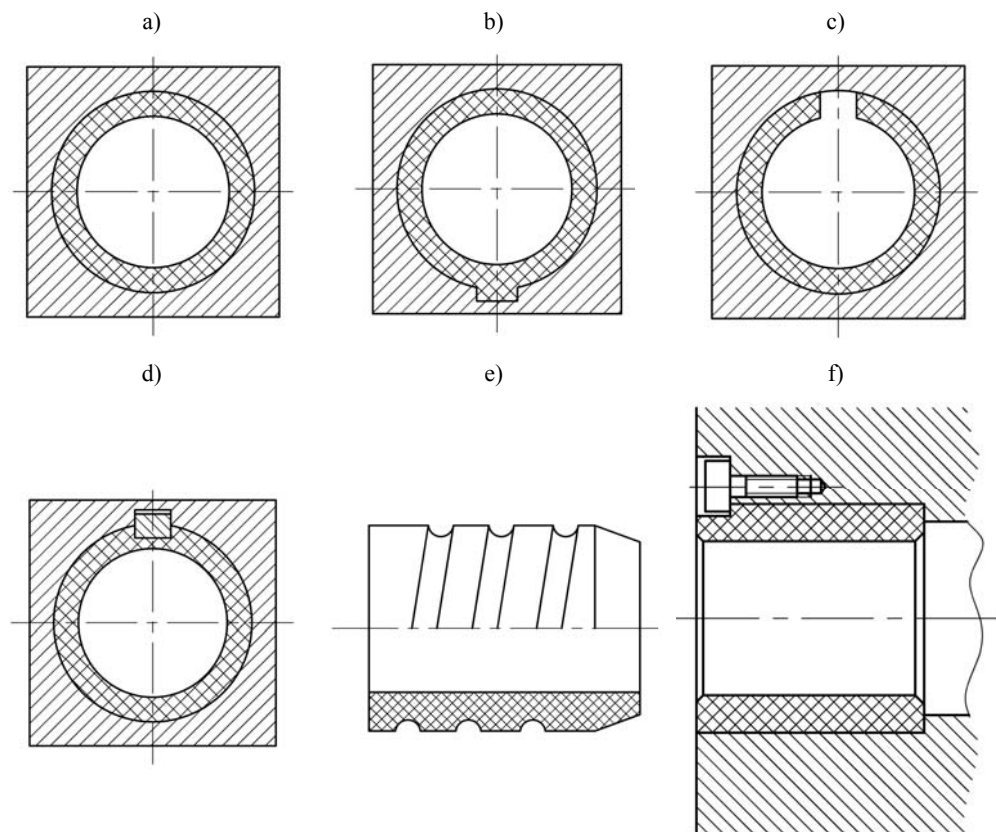
Rys. 8.1. Podstawowe postacie geometryczne polimerowych panewek w łożyskach ślizgowych:
a), b) łożyska poprzeczne, c), d) łożyska poprzeczno-wzdłużne, e) łożysko wzdłużne

W dziedzinie konstrukcji łożysk ślizgowych z polimerów istnieje wiele rozwiązań. Najczęściej stosowane są łożyska z czopem metalowym i panewką w postaci układu wielowarstwowego lub wkładki z polimeru – zwykle termoplastycznego. Panewka z polimeru (wykonana metodą wtrysku) o możliwie małej grubości ścianki musi być wystarczająco sztywna, aby można było ją wcisnąć bez trudności w metalowy korpus lub obudowę. Podstawowe postacie panewek przedstawiono na rysunku 8.1. W zależności od kierunku sił przenoszonych przez łożysko rozróżnia się łożyska poprzeczne, wzdłużne oraz poprzeczno-wzdłużne. Sposób osadzania panewek zależy przede wszystkim od sposobu obciążenia łożyska oraz temperatury pracy. Osadzanie panewek dla różnych przypadków obciążenia łożyska przedstawiono na rysunku 8.2.



Rys. 8.2. Przykłady osadzania panewek w obudowie dla różnych sposobów obciążenia łożyska

Właczanie tulei do gniazda obudowy łożyska stosuje się zwykle, gdy temperatura łożyska nie przekracza $60\text{ }^{\circ}\text{C}$. W innym przypadku należy zabezpieczyć tuleję łożyskową przed obluzowaniem w oprawie, np. z powodu relaksacji naprężeń. Można to zrobić przez jej wklejenie albo wykonując na jej powierzchni występ (rys. 8.3b), ewentualnie rowek, w którym będzie umiejscowiony występ wykonany na powierzchni gniazda łożyska lub wpust (rys. 8.3d). Obluzowaniu tulei łożyska można również zapobiegać za pomocą dodatkowego elementu zabezpieczającego, jak wkręt, kołek itp. (rys. 8.3f).



Rys. 8.3. Przykłady rozwiązań konstrukcyjnych zapobiegania obluzowaniu się tulei łożyska w oprawie

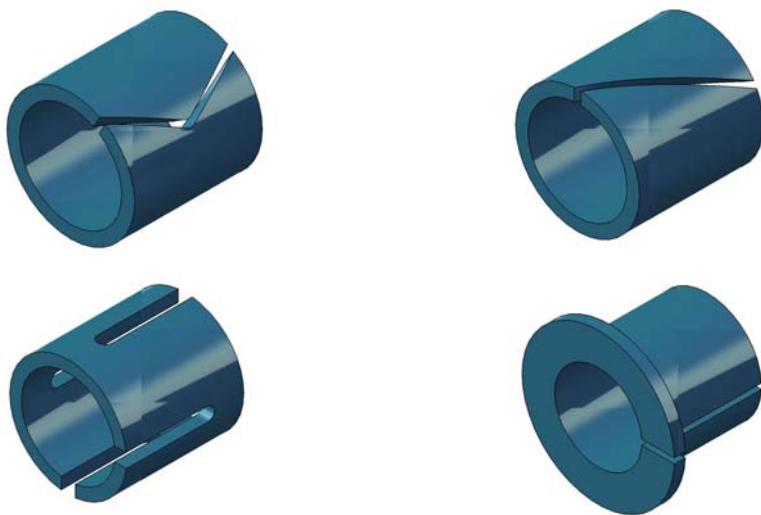
W wypadku wklejania tulei wykonanych z materiału polimerowego powinny mieć one odpowiednio przygotowaną powierzchnię zewnętrzną, która zapewni odpowiednią przyczepność kleju do materiału polimerowego. Niektóre materiały termoplastyczne (np. PTFE, PE) są trudne do klejenia. Wymagają one aktywacji chemicznej powierzchni polimeru na krótko przed klejeniem oraz stosowania specjalnych klejów. Alternatywą w przypadku zastosowania typowego kleju dla materiałów trudno sklejalnych może być wykonanie na zewnętrznej powierzchni tulei specjalnego

rowka, np. spiralnego (rys. 8.3e). Umieszczony w nim klej, związany adhezyjnie z materiałem gniazda łożyska, uniemożliwi przemieszczenie panewki przez oddziaływania mechaniczne. Należy jednak pamiętać o właściwym doborze kleju zarówno pod względem jego przyczepności do materiału polimerowego, jak i odporności na podwyższoną temperaturę.

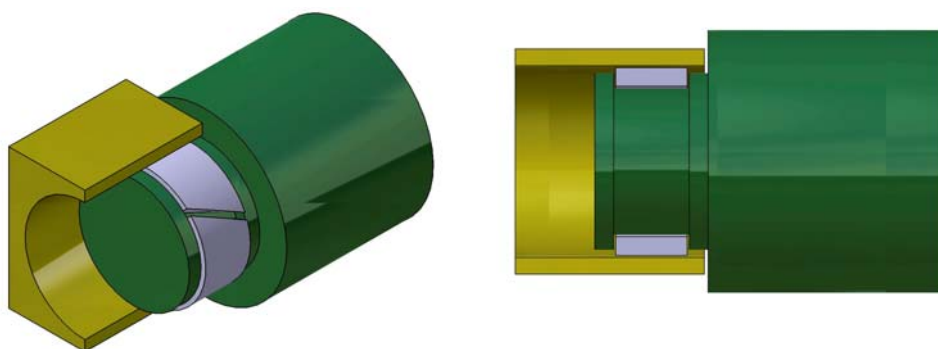
Wskutek wzrostu temperatury w wyniku tarcia, a także zmian wilgotności otoczenia, wymiary panewki zwiększają się, powodując zmiany luzu łożyskowego. Jednym ze sposobów kompensowania zmian luzu w łożysku jest takie ukształtowanie panewki, aby na jej ściance występowały wolne przestrzenie, tzw. szczeliny dylatacyjne, jak na rysunku 8.4.

Ze względu na większą trwałość oraz lepsze odprowadzanie ciepła czasami stosuje się układy pary odwróconej (rys. 8.5), w której polimerowa tuleja obraca się razem z wałem i współpracuje ślizgowo zewnętrzną powierzchnią z otworem w metalowej obudowie pełniącej rolę panewki. Rozwiązanie takie wymaga odpowiedniego przygotowania powierzchni otworu między innymi ze względu na odpowiednią strukturę geometryczną powierzchni (chropowatość, kierunkowość śladów obróbki) oraz twardość.

W wielu przypadkach łożyska polimerowe stosowane są w korpusach o niewielkiej grubości ścianek. Panewki mogą być wówczas mocowane w otworach wykonanych w ściankach korpusu z wykorzystaniem połączeń zatrzaskowych (rys. 8.6a, b). Jest to korzystne, zwłaszcza w produkcji wielkoseryjnej w zautomatyzowanym montażu elementów korpusu.

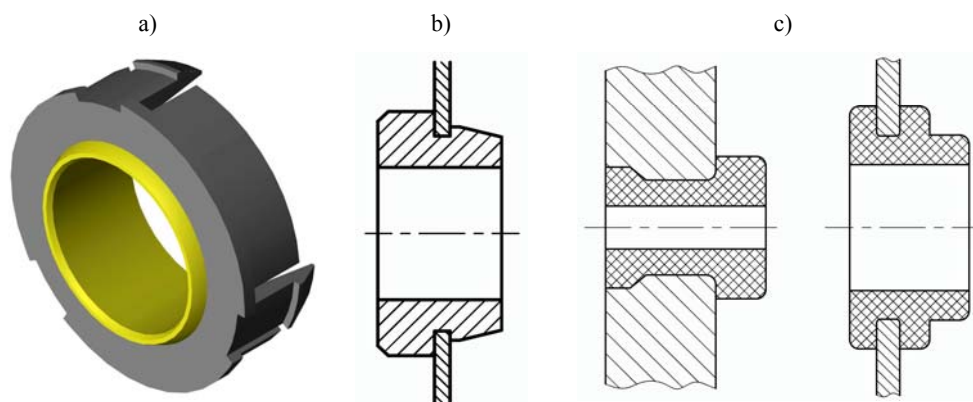


Rys. 8.4. Przykłady panewek ze szczelinami dylatacyjnymi [178]



Rys. 8.5. Przykład łożyska polimerowego pracującego w układzie pary odwróconej

Innym rozwiązaniem postaci konstrukcyjnej panewek w cienkich ściankach korpusu jest ich wykonanie z wykorzystaniem technologii Outsert (obtrysk elementów metalowych tworzywem sztucznym) (rys. 8.6c, d). Technologia ta polega na wtryskiwaniu subelementów z tworzywa polimerowego do prostych elementów metalowych, w celu zwiększenia ich funkcjonalności. Metodą tą są wytwarzane przede wszystkim hybrydowe elementy maszyn (metalowo-polimerowe) o dużej precyzji wykonania. Jest ona stosowana do wytwarzania elementów stosowanych między innymi w przemyśle motoryzacyjnym. Należy zauważyć, że metoda wytwarzania polimerowych panewek przez obtryskiwanie może być stosowana nie tylko w przypadku elementów metalowych, ale również elementów wytworzonych z materiałów polimerowych o niekorzystnych charakterystykach tribologicznych.

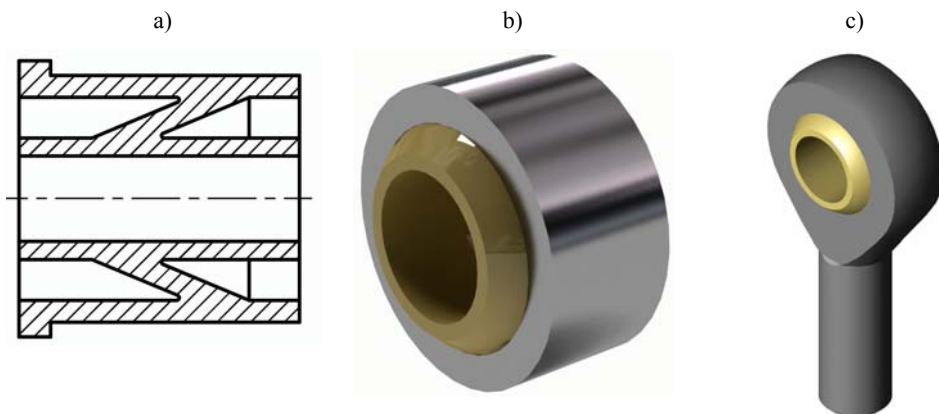


Rys. 8.6. Przykładowe sposoby osadzania panewek w obudowie dla łożysk przenoszących niewielkie obciążenia: a), b) panewka zatraskowa [214], c) panewki wykonane techniką Outsert

Łożyskowanie wałów wymaga czasami stosowania panewek podatnych, które będą tłumiły drgania oraz kompensowały niewielkie kąty ugięcia wału w miejscu łoży-

skowania [109]. Przykładem może być panewka, której przekrój przedstawiono na rysunku 8.7a. Takie rozwiązanie konstrukcyjne umożliwia tłumienie drgań występujących w układzie napędowym i zapobiega ich przeniesieniu na obudowę i inne związane z nią elementy konstrukcyjne.

W przypadku gdy występują większe kąty ugięcia wału w miejscu łożyskowania, aby zapobiec spiętrzaniu nacisku na brzegu panewki, należy stosować łożyska wahlwe. Przykłady tego typu łożysk z polimerowymi panewkami przedstawiono na rysunku 8.7b, c. Łożyska te są praktycznie bezobsługowe i charakteryzują się dużą trwałością. Zapewniają one lepsze wyrównanie nacisków, a także równomierność zużywania współpracujących powierzchni w porównaniu z łożyskami z panewką stałą.

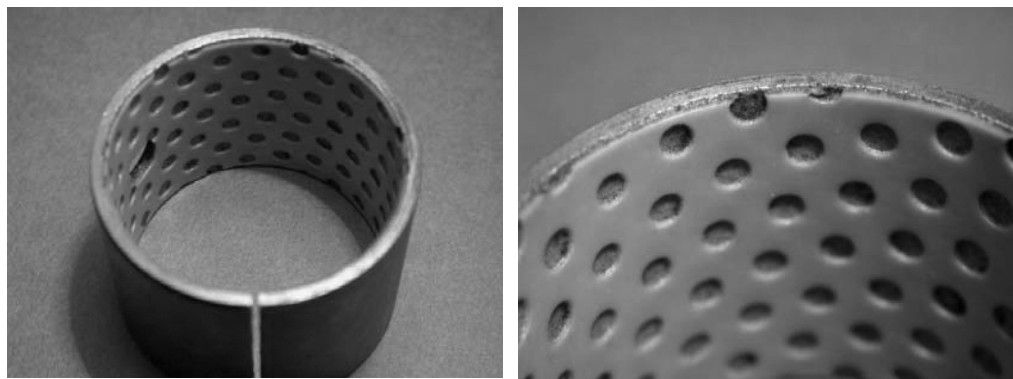


Rys. 8.7. Przykłady panewek podatnych: a) panewka podatna tłumiąca drgania, b), c) panewki wahlwe [214]

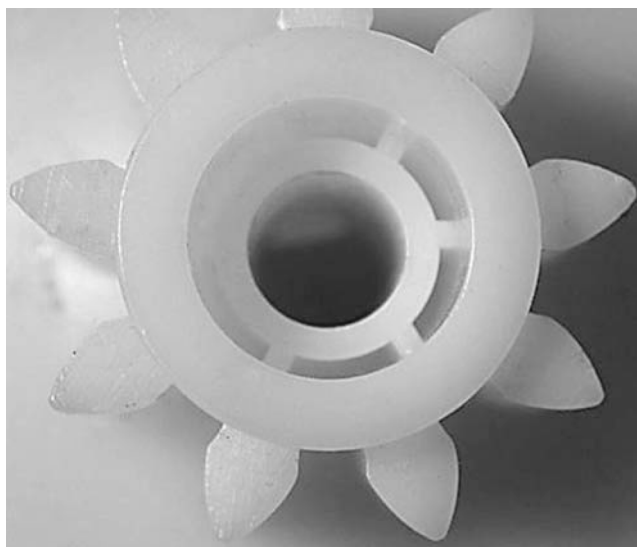
Jednym z głównych problemów stosowania łożysk z polimerowymi panewkami jest mała przewodność cieplna polimerów. Utrudnia to odprowadzanie ciepła z obszaru tarcia do otoczenia, zwłaszcza gdy panewka ma znaczną grubość ścianki. Z tego powodu stosuje się pokrywanie powierzchni otworu metalowej panewki warstewką polimeru. Warstewka polimeru o grubości około 0,3 mm jest наносzona zwykle przez napyłanie lub metodą fluidyzacyjną. Trwałość warstewki jest znacznie uzależniona od stanu powierzchni metalowej. Szczególną konstrukcję mają łożyska z nanoszoną warstwą materiału polimerowego na specjalnych podkładach. Łożyska, np. firmy Glacier typu DU budowane są na podkładzie w postaci taśmy stalowej o grubości 1–2,5 mm, na którą elektrolitycznie jest nałożona warstewka miedzi o grubości 0,01 mm. Na tej warstewce znajduje się warstewka ze spiekanego brązu cynowego nasycona PTFE. Dopiero na podkładzie brązu naniesiona jest warstewka z PTFE grubości około 0,03 mm. Taśma stalowa zapewnia sztywność, warstwa miedzi i brązu dobre odprowadzanie ciepła, a polimer zawarty w porach brązu w czasie wzrostu temperatury uzupełnia materiał polimerowy znajdujący się we właściwej warstwie ślizgowej (rys. 8.8). W łożyskach typu DX zamiast PTFE jest stosowany POM. Panewki łożyskowe z opisanych

taśm uzyskuje się przez przycięcie taśmy na określony wymiar, zwinięcie jej do postaci tulei i naniesienie pokrycia antykorozyjnego.

Polimerowe panewki mogą być wykonywane jako integralna część innych elementów maszyn wytworzonych z tego samego materiału polimerowego. Przykładem mogą być zespoły kół zębatych, których otwór piasty pełni rolę panewki łożyska ślizgowego. Zespół kół zębatych obraca się wówczas na nieruchomej metalowej osi. Ze względu na małą przewodność cieplną materiałów polimerowych i utrudniony w tym wypadku sposób odprowadzania ciepła z obszaru tarcia może być potrzeba wykonania odsunięcia panewki od piasty łożyska i zastosowanie żeber dystansowych pomiędzy panewką a piastą koła zębatego. Przykładem jest łożysko przedstawione na rysunku 8.9.



Rys. 8.8. Panewki łożysk z naniesioną powłoką polimerową (Glacier DX)



Rys. 8.9. Panewka łożyska wykonana jako jeden wspólny element z piastą koła zębatego

Różnorodność odmian polimerowych łożysk ślizgowych umożliwia ich szerokie stosowanie w układach napędowych maszyn i urządzeń. Zapewniają one praktycznie bezobsługową pracę, bez konieczności smarowania. Dzięki możliwości uzyskiwania gotowych wymiarów w podstawowych procesach przetwórstwa (np. podczas wtryskiwania) łożyska polimerowe są niezwykle atrakcyjne w wyrobach produkowanych wielkoseryjnie.

W zależności od warunków pracy łożyska wymagany jest jednak odpowiedni dobór postaci konstrukcyjnej polimerowej panewki. Łożyska pracujące w ciężkich warunkach (np. w pobliżu granicznej wartości iloczynu pv) powinny mieć panewki o jak najmniejszej grubości ścianek, aby ułatwić odprowadzanie ciepła do otoczenia. Z drugiej strony niewielka grubość ścianki panewki powoduje ograniczenie zużycia dopuszczalnego oraz małą podatność i zdolność do tłumienia drgań.

9. ZALECENIA KONSTRUKCYJNE DLA POLIMEROWYCH ŁOŻYSK ŚLIZGOWYCH

Polimerowe łożyska ślizgowe stosowane są w różnych wariantach cyklu czasu pracy. Może to być praca ciągła (np. łożyska wentylatorów) lub sporadyczna, gdy krótki czas pracy podzielony jest długimi okresami postoju. W zależności od wariantu bardziej istotne mogą być własności materiału polimerowego związane z jego zużyciem lub z oporami tarcia. W przypadku pracy ciągłej zalecenia będą dotyczyć przede wszystkim zapewnienia jak największej trwałości panewki, czyli optymalizacji cech materiałowych i konstrukcyjnych łożyska pod kątem uzyskania jak największej odporności na zużywanie. Z kolei w przypadku węzłów tarcia pracujących sporadycznie zalecenia konstrukcyjne powinny dotyczyć minimalizacji oporów tarcia podczas rozruchu. Zagadnienie to jest szczególnie istotne w maszynach i urządzeniach pracujących okresowo, z krótkim etapem ruchu i długim etapem postoju.

9.1. DOBÓR MATERIAŁÓW NA WĘZŁY ŚLIZGOWE

Dobór materiałów na elementy łożyska ślizgowego jest niezwykle istotny ze względu na zapewnienie odpowiedniej trwałości tego jednego z ważniejszych elementów maszyn i urządzeń. Często bowiem niezawodność łożyska decyduje o niezawodności całego urządzenia. Wybór powinien być poparty szeroką analizą warunków pracy łożyska dotyczących zarówno środowiska, jak i obciążenia.

Łożysko ślizgowe jest węzłem tarcia, w którym współpracują ślizgowo co najmniej dwa materiały, zwykle polimerowy i metalowy. O właściwościach tribologicznych decyduje skojarzenie tych dwóch materiałów. Wybór zatem dotyczy nie tylko materiału polimerowego, ale również materiału elementu, który z nim współpracuje.

9.1.1. DOBÓR MATERIAŁU POLIMEROWEGO

Podstawowymi kryteriami, którymi można kierować się podczas wybierania materiału polimerowego są:

- **Temperatura pracy** – podstawowe kryterium selekcionujące materiały polimerowe, w przypadku gdy projektowane łożysko ślizgowe może pracować w warunkach otoczenia różnych od warunków standardowych ($T_0 = 23\text{ °C}$). Temperatura pracy dotyczy zarówno minimalnej, jak i maksymalnej wartości, którą może podczas użytkowania mieć materiał polimerowy. Zakresy temperatury, w której mogą pracować wybrane materiały polimerowe stosowane w panewkach łożysk ślizgowych przedstawiono na rysunku 9.1 oraz w tabelach własności materiałów polimerowych (rozdz. 1). Określając maksymalną temperaturę użytkowania wybranego materiału polimerowego, należy uwzględnić rozgrzewanie materiału w wyniku tarcia pomiędzy panewką łożyska a wałem.

- **Odporność chemiczna** – powinna być rozpatrywana w wypadku pracy polimerowego łożyska ślizgowego w środowisku agresywnym chemicznie. Większość materiałów polimerowych wykazuje stosunkowo dobrą odporność chemiczną, jednak w przypadku materiałów kompozytowych stosowane napełniacze mogą ją pogorszyć. Odporność chemiczna wybranych materiałów polimerowych została przedstawiona w tabeli 4.3. Niekiedy materiały polimerowe mogą mieć kontakt z artykułami spożywczymi, np. w urządzeniach pracujących w przemyśle spożywczym (zakłady przetwórstwa mięsnego, wytwórnie napojów i soków itp.). Wówczas oczywiście, oprócz odpowiedniej odporności chemicznej, powinny mieć wymagane atesty dopuszczające je do kontaktu z żywnością.

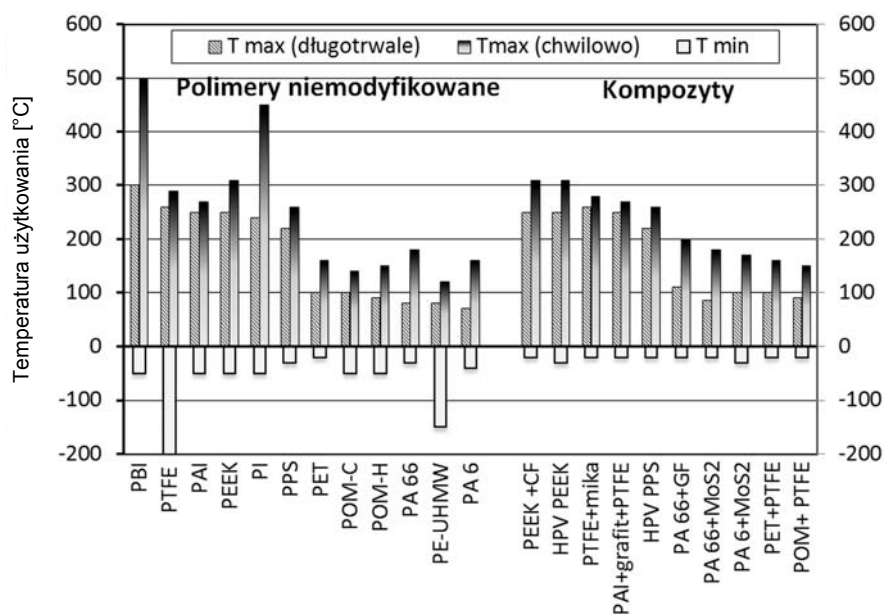
- **Graniczny iloczyn p_v (PVL)** – selekcionuje materiały pod kątem wymiarów projektowanego łożyska. Im wartość PVL dla danego materiału jest większa, tym mniejsze wymiary projektowanego łożyska mogą być uzyskane. Wartości iloczynu granicznego PVL dla wybranych materiałów przedstawiono na rysunku 9.2 oraz w tabeli 4.4.

- **Właściwości tribologiczne** (odporność na zużywanie, opory tarcia) – określają przydatność materiału do panewki łożyska w aspekcie jej trwałości, a także prognozowanych oporów tarcia. Jak wcześniej wspomniano, w zależności od przewidywanego charakteru pracy łożyska (praca ciągła, okresowa) w kryterium tym może być ważniejsza odporność na zużywanie (intensywność zużywania) ze względu na trwałość łożyska lub współczynnik tarcia (statycznego) oraz na opory tarcia również podczas rozruchu. Zestawienie właściwości tribologicznych wybranych materiałów polimerowych przedstawiono na rysunku 9.3 oraz na wykresach w rozdziałach 1 oraz 4.

- **Stabilność wymiarowa** – jest istotna w przypadku łożysk pracujących w szerokim zakresie temperatury otoczenia oraz w różnej wilgotności powietrza, zwłaszcza w urządzeniach precyzyjnych. Przykładem mogą być łożyska stosowane w przemyśle motoryzacyjnym. Zmiany wymiarów liniowych panewki łożyska mogą przyczynić się do zmniej-

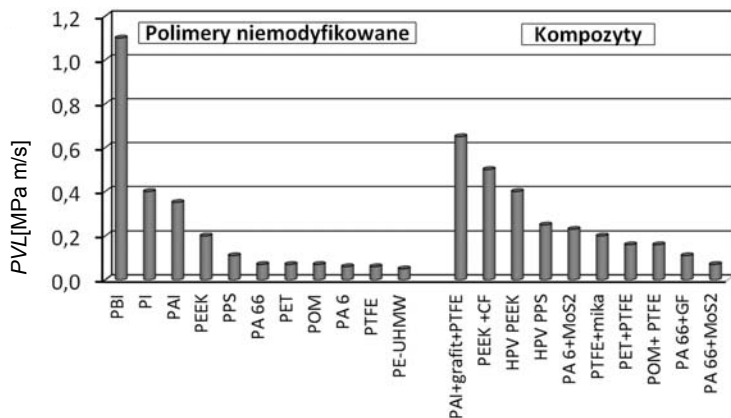
szenia wielkości luzu zapewniającego poprawną pracę łożyska i w rezultacie spowodować uszkodzenie łożyska lub jego przyspieszone zużywanie. Zmiany wymiarów materiału polimerowego wynikają najczęściej z rozszerzalności cieplnej oraz w przypadku niektórych polimerów z rozszerzalności liniowej w wyniku wchłaniania wilgoci. Zestawienie współczynników liniowej rozszerzalności cieplnej oraz rozszerzalności liniowej w wyniku wchłaniania wody przedstawiono na rysunku 9.4. Wartości współczynników rozszerzalności cieplnej przedstawione zostały również w tabeli 5.3.

• **Cena materiału** – może być istotna w wypadku produkcji wielkoseryjnej łożysk. Cena wytworzenia panewki łożyska ślizgowego, w tym cena materiału, zwykle nie stanowi znaczącego kosztu w całkowitych kosztach wyrobu, jakim jest maszyna lub urządzenie, w którym zastosowano polimerowe łożyska ślizgowe. Jednak jeżeli nie ma przeszkód w postaci spełnienia wymagań temperaturowych i tribologicznych czy odporności chemicznej, które ograniczałyby spektrum możliwych do zastosowania materiałów, to podczas doboru materiału na panewkę łożyska powinno się uwzględnić również kryterium cenowe. Na rysunku 9.5 przedstawiono relatywną cenę wybranych materiałów polimerowych odniesioną do ceny poliamidu PA 6, który jest jednym z najczęściej stosowanych polimerowych materiałów ślizgowych.

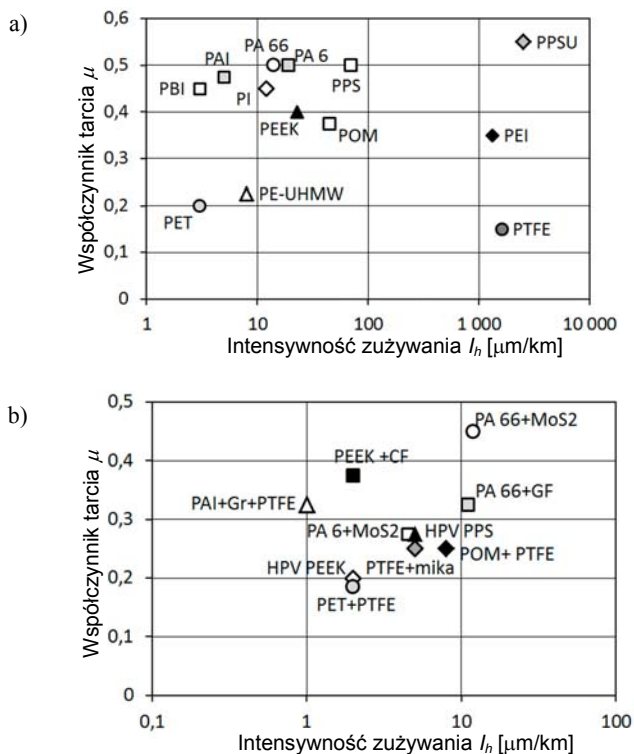


Rys. 9.1. Zakresy temperatury użytkowania materiałów polimerowych [185].

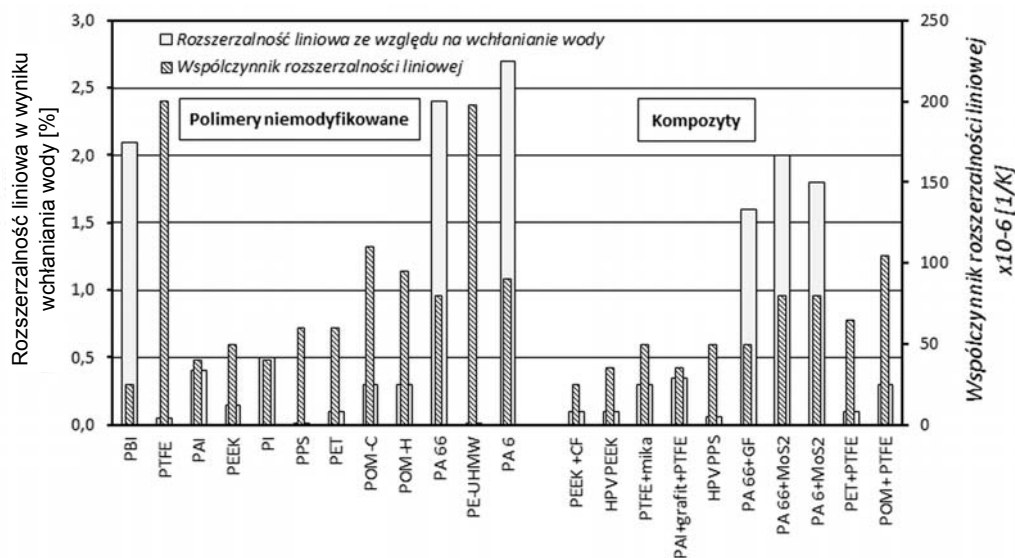
Oznaczenia: GF – włókno szklane, CF – włókno węglowe, Gr – grafit, HPV PPS – kompozyt PPS+CF+Gr+PTFE, HPV PEEK – kompozyt PEEK+CF+Gr+PTFE



Rys. 9.2. Wartości graniczne iloczynu $p v - PVL$ [MPa m/s] materiałów polimerowych stosowanych w łożyskach ślizgowych przy współpracy ze stalą ($v = 1 \text{ m/s}$, $T_0 = 23 \text{ }^\circ\text{C}$) [185]



Rys. 9.3. Charakterystyka tribologiczna materiałów polimerowych we współpracy ze stalą ($p = 3,0 \text{ MPa}$, $v = 0,33 \text{ m/s}$, $T_0 = 23 \text{ }^\circ\text{C}$, $R_a = 0,7-0,9 \text{ }\mu\text{m}$) [185]: a) polimery niemodyfikowane, b) kompozyty polimerowe. Oznaczenia: GF – włókno szklane, CF – włókno węglowe, Gr – grafit, HPV PPS – kompozyt PPS+CF+Gr+PTFE, HPV PEEK – kompozyt PEEK+CF+Gr+PTFE



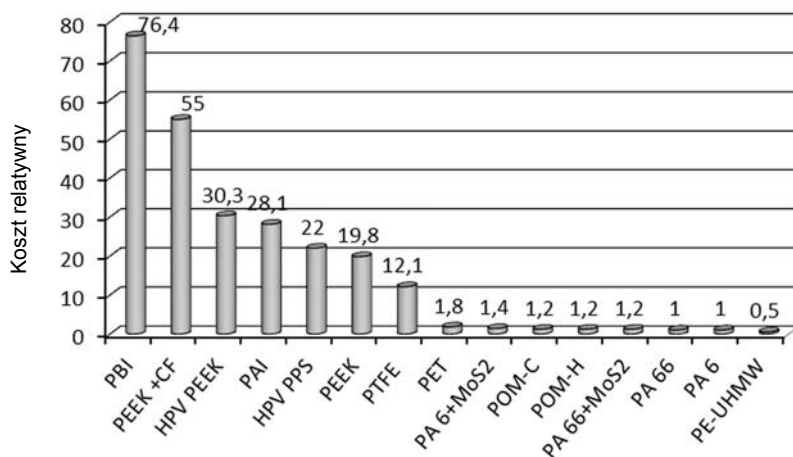
Rys. 9.4. Stabilność wymiarowa materiałów polimerowych we współpracy ze stałą [185]: rozszerzalność liniowa ze względu na wchłanianie wody w temperaturze 23 °C, współczynnik rozszerzalności liniowej ciepłej w przedziale temperatury 23–100 °C (oznaczenia: GF – włókno szklane, CF – włókno węglowe, Gr – grafit, HPV PPS – kompozyt PPS+CF+Gr+PTFE, HPV PEEK – kompozyt PEEK+CF+Gr+PTFE)

Wymienione kryteria w zależności od sytuacji mogą mieć różną wagę. Niektóre z nich mogą być w danym przypadku bardzo istotne, a inne mogą być pominięte. Decyzja należy do projektanta węzła ślizgowego, który powinien kierować się przede wszystkim uzyskaniem wymaganej trwałości łożyska oraz zapewnieniem jego niezawodności w uwzględnieniu warunków ekonomicznych (kosztów).

Oprócz wymienionych wcześniej podstawowych kryteriów wyboru materiału polimerowego, na panewkę łożyska ślizgowego można brać pod uwagę również inne warunki. Przykładowo istotnym kryterium podczas doboru materiału polimerowego może być jego sztywność, tj. wartość (charakterystyka) modułu sprężystości. Według wyników symulacji numerycznych (rozdz. 9.2) stwierdzono, że łożyska polimerowe, wykonane z materiałów o większej sztywności, wykazują mniejsze opory tarcia podczas rozruchu. Aby zmniejszyć opory tarcia podczas rozruchu, należy stosować zatem materiały polimerowe o większej wartości modułu sprężystości w przewidywanych warunkach pracy (temperatura otoczenia).

Dobór materiału polimerowego na ślizgowe elementy maszyn powinien uwzględniać środowisko, w jakim zachodzi proces tarcia (np. tarcie suche, tarcie mieszane w obecności oleju, wody lub innych środków smarujących). Podczas tarcia suchego tworzywa termoplastyczne wykazują zdolność tworzenia, w bardzo krótkim czasie cienkiej warstewki polimerowej (filmu) na powierzchni elementu metalowego. Warstewka

ta powstaje między innymi z produktów zużycia i znacząco ułatwia ślizganie w warunkach tarcia suchego. Występowanie środków smarujących, jak olej czy woda, może utrudnić lub wręcz uniemożliwić wytworzenie polimerowej warstewki, czego efektem może być szybsze zużywanie materiału polimerowego niż w warunkach tarcia suchego.



Rys. 9.5. Koszt relatywny wybranych materiałów polimerowych – koszt odniesiony do ceny poliamidu PA6 [185]. Oznaczenia: CF – włókno węglowe, Gr – grafit, HPV PPS – kompozyt PPS+CF+Gr+PTFE, HPV PEEK – kompozyt PEEK+CF+Gr+PTFE

9.1.2. DOBÓR MATERIAŁU NA ELEMENT WSPÓŁPRACUJĄCY

Najczęściej stosowanymi materiałami współpracującymi ślizgowo z polimerowymi panewkami są typowe stale konstrukcyjne stosowane na wały. Materiały te są zwykle ulepszone cieplnie w celu uzyskania odpowiednich własności mechanicznych. Ponieważ temperatura pracy większości polimerowych łożysk ślizgowych nie przekracza 250 °C, kryterium temperaturowe dla większości materiałów stosowanych na wały i osie może być pominięte.

Ulepszanie cieplne stali powoduje między innymi zmianę twardości powierzchni wału. Przeprowadzone badania dowiodły, że twardość stali w niewielkim stopniu wpływa na swobodną energię jej powierzchni i co się z tym wiąże na pracę adhezji pomiędzy stalą a materiałami polimerowymi. Wynika stąd, że twardość stali nie wpływa w znaczący sposób na trwałość elementu polimerowego, ani na opory tarcia. Jednak pośrednio wpływa na kształt mikronierówności powierzchni metalowej przy danym sposobie obróbki mechanicznej [163]. Kształt mikronierówności decyduje

między innymi o trwałości warstewki polimerowej wytworzonej podczas tarcia na powierzchni metalu, co z kolei wiąże się z intensywnością zużywania oraz z oporami tarcia. Zagadnienie wpływu chropowatości powierzchni współpracującego elementu metalowego na właściwości tribologiczne pary trącej polimer–metal zostało omówione w rozdziale 4.6.

Rozpatrując trwałość węzła tarcia jako całości, uwzględnia się zużywanie obu współpracujących ślizgowo materiałów, tj. polimeru i materiału metalowego. W tym wypadku im materiał metalowy jest twardszy, tym bardziej będzie odporny na zużywanie ściernie będące efektem oddziaływań mechanicznych twardych cząstek napelnaczy występujących w kompozytowych materiałach polimerowych (włókno szklane, węglowe), a także zanieczyszczeń mogących występować w otoczeniu węzła tarcia. Oznacza to, że gdy polimerowa panewka jest wytworzona z kompozytu polimerowego zawierającego napelniacze, jak włókno szklane bądź węglowe, twardość elementu metalowego powinna być możliwie duża, aby ochronić go przed nadmiernym zużyciem ściernym wynikającym ze ściernego oddziaływania twardych cząstek podczas procesu tarcia.

Niekiedy wymagana jest odporność chemiczna materiału wału ze względu na kontakt z wodą lub innymi agresywnymi chemicznie czynnikami otoczenia. Wówczas stosuje się stale nierdzewne lub stopy aluminium ewentualnie w specjalnych zastosowaniach inne materiały, np. ceramiczne. Zmiana rodzaju materiału elementu współpracującego z materiałem polimerowym wpływa oczywiście na zmianę właściwości tribologicznych pary trącej. Rezultatem jest zmiana współczynnika tarcia i co się z tym wiąże oporów tarcia, a także zmiana intensywności zużywania materiału polimerowego. W przypadku stosowania nietypowych materiałów na wały należy przeprowadzić badania tribologiczne skojarzenia tych materiałów z materiałami polimerowymi przewidywanymi do zastosowania w projektowanym łożysku ślizgowym.

9.1.3. STRUKTURA GEOMETRYCZNA POWIERZCHNI ELEMENTU METALOWEGO

Struktura geometryczna powierzchni elementu metalowego opisywana jest w praktyce inżynierskiej najczęściej za pomocą parametru chropowatości R_a . Jednak dla lepszej analizy procesów i zjawisk podczas tarcia i zużywania materiałów polimerowych należy stosować również inne parametry [163] chropowatości, jak R_{3z} , R_{max} , R_k , S_m , Δ itp., czy parametry uwzględniające trójwymiarowość powierzchni S_a , S_z , S_q , S_{ku} itp. Pozostając przy parametrze chropowatości R_a , jako najczęściej stosowanym w praktyce inżynierskiej, jego wpływ na właściwości tribologiczne par trących polimer–metal przedstawiono w rozdziale 4.6. Z przedstawionych analiz wynika, że dla większości materiałów polimerowych współpracujących ślizgowo z powierzchniami metali chropowatość tych ostatnich wpływa decydująco na wła-

ściwości tribologiczne. Wraz z wzrostem chropowatości powierzchni metali rośnie intensywność zużywania materiałów polimerowych. Jedynie przy bardzo gładkich powierzchniach ($R_a < 0,1 \mu\text{m}$) zmniejszanie chropowatości powoduje zauważalny wzrost szybkości zużywania materiału polimerowego wynikający z zwiększenia oddziaływań adhezyjnych. Opory tarcia, zwłaszcza statycznego, zależą również od chropowatości powierzchni metalowego elementu. Dla materiałów polimerowych o większej twardości (np. PA, POM, PEEK) opory tarcia statycznego są mniejsze, gdy chropowatość powierzchni współpracującego elementu stalowego R_a wynosi powyżej $0,5 \mu\text{m}$. Dla materiałów na osnowie PTFE najkorzystniejsza ze względu na opory tarcia podczas rozruchu jest chropowatość R_a poniżej $0,2 \mu\text{m}$.

Oprócz chropowatości powierzchni metalu na opory tarcia oraz intensywności zużywania materiału polimerowego wpływa również kierunek śladów obróbki względem kierunku ślizgania. Kierunek ten można określić za pomocą kąta β ($\beta = 0$ dla kierunku śladów obróbki równoległych do kierunku tarcia). Współczynnik tarcia statycznego rośnie wraz ze wzrostem kąta β . Wynika to przede wszystkim ze zwiększającego się w tym przypadku udziału mechanicznych oddziaływań mikronierówności powierzchni elementu stalowego, które zwiększają siłę tarcia i utrudniają ślizganie po nim elementu polimerowego. Najmniejszą wartość współczynnika tarcia statycznego zaobserwowano, gdy ślady obróbki były równoległe do kierunku ślizgania [167].

Podsumowując, gdy decydującym czynnikiem wynikającym z charakteru pracy łożyska ślizgowego jest jego trwałość, wówczas należy stosować powierzchnie metali o jak najmniejszej chropowatości. Z kolei w przypadku gdy decydują opory tarcia, współpracujący element metalowy powinien mieć chropowatość optymalną dobraną dla danego materiału polimerowego, np. na podstawie tabeli 4.6.

9.2. ZALECENIA DOTYCZĄCE WYMIARÓW ŁOŻYSK ŚLIZGOWYCH

Wymiary panewki łożyska z założoną prędkością obrotową wału n oraz obciążeniem siłą F_N wynikającą z reakcji w podporze, w której występuje łożysko, determinują podstawowe warunki pracy łożyska, jak prędkość poślizgu v , nacisk jednostkowy p oraz temperatura materiału polimerowego T . Minimalizacja wymiarów panewki łożyska powoduje zmniejszenie prędkości ślizgania v , ale jednocześnie rośnie nacisk jednostkowy p , co może wpływać niekorzystnie na odkształcenia panewki związane z płynięciem pod obciążeniem niektórych materiałów termoplastycznych (np. PTFE, PE-HD, PE-UHMW).

Średnica wewnętrzna panewki D_w – wpływa na nacisk jednostkowy oraz prędkość ślizgania v . Zwiększanie średnicy obniża wprawdzie średni nacisk jednostkowy,

ale w ustalonej prędkości obrotowej wału prowadzi do zwiększenia prędkości poślizgu v , a wraz z nią temperatury. Dodatkowo, jak wynika ze wzoru (5.48), trwałość łożyska L_h maleje wraz ze wzrostem prędkości. Zależność ta nie jest jednak oczywista, gdyż zmniejszenie nacisku zmniejsza również intensywność zużywania, co w efekcie może korzystnie wpłynąć na trwałość łożyska. Podane rozważania sugerowałyby jednak stosowanie łożysk o jak najmniejszych wymiarach, aby prędkość ślizgania oraz temperatura łożyska, wpływająca w znacznym stopniu na właściwości materiałów termoplastycznych, były jak najmniejsze. Jednak zbyt duży nacisk, zwłaszcza przekraczający nacisk dopuszczalny, może prowadzić do odkształceń plastycznych materiału polimerowego i uszkodzenia powierzchni ślizgowej łożyska. Podstawowe wymiary łożyska (średnicy i szerokości panewki) powinny być zatem tak dobrane, aby nacisk jednostkowy był możliwie duży, ale jednocześnie nie przekraczał nacisku dopuszczalnego dla zastosowanego materiału polimerowego.

Długość panewki B wpływa na wartość średniego nacisku jednostkowego. Zwiększenie długości prowadzi wprawdzie do zmniejszenia nacisku średniego (konturowego), ale utrudnia odprowadzanie ciepła, czego rezultatem może być rozgrzewanie łożyska do wyższej temperatury. Szerokie panewki utrudniają również usuwanie produktów zużycia na zewnątrz, co w przypadku występowania twardych cząstek (np. wykruszonych napelnaczy kompozytów, jak włókno szklane czy węglowe) w obszarze tarcia może przyczynić się do szybszego zużywania obu współpracujących materiałów pary polimer–metal. Jednocześnie krótsze panewki niewahliwe umożliwiają wyginanie się czopa bez nadmiernego wzrostu nacisków jednostkowych na krawędziach oraz wpływają na mniejsze wymiary łożyska. Sugerowałoby to zlecenie stosowania wąskich tulei łożyskowych. Aby średni nacisk jednostkowy nie przekroczył wówczas wartości dopuszczalnej, należy odpowiednio powiększyć średnicę łożyska. Jednak, jak wcześniej wspomniano, wraz ze zwiększaniem średnicy łożyska przy danej prędkości obrotowej rośnie prędkość obwodowa, a wraz z nią temperatura. Dlatego zwykle długość panewki łożyska nie przekracza jej średnicy wewnętrznej.

Grubość ścianki panewki G – wpływa przede wszystkim na ilość odprowadzane ciepła przez materiał polimerowy z obszaru tarcia. Ponieważ polimery słabo przewodzą ciepło, więc im mniejsza będzie grubość ścianki panewki, tym niższą temperaturę będzie osiągał materiał polimerowy w wyniku rozgrzewania wskutek tarcia. Zmniejszenie grubości panewek, powoduje zmniejszenie występujących oporów tarcia. Korzystne jest zatem w ujęciu minimalizacji oporów tarcia stosowanie panewek polimerowych o jak najmniejszej grubości. Równocześnie panewki o mniejszej grubości łatwiej odprowadzają do otoczenia ciepło wytworzone w wyniku tarcia. O minimalnej grubości ścianki decydują względy konstrukcyjne (np. wymagana sztywność panewki) oraz zużycie dopuszczalne, które nie może być większe niż grubość ścianki samej panewki. Z drugiej strony panewki o grubszych ściankach lepiej tłumią drgania i powodują, że przenoszą się one w mniejszym stopniu na obudowę łożyska. Stąd zaleca się, aby w wypadku występowania obciążenia o charakterze udarowym zwiększyć

szyc grubości ścianek. Z kolei w wypadku pracy łożyska w pobliżu dopuszczalnego iloczynu p_v , co przejawia się między innymi dużą ilością energii rozpraszanej w postaci ciepła, należy stosować mniejsze grubości ścianek.

Luz łożyska L_C (wzór 5.6) – wpływa przede wszystkim na poprawną pracę łożyska. Jego wielkość wpływa również na poprawną pracę innych elementów biorących udział w przeniesieniu napędu (np. kół zębatych) osadzonych na łożyskowanym wale lub bezpośrednio na panewce łożyska (układ pary odwróconej). Nadmierny luz może przyczynić się do przemieszczenia tych elementów względem prawidłowego położenia i spowodować ich szybsze zużywanie bądź uszkodzenie. Jednak, jak wynika z analizy przeprowadzonej w rozdziale 7.5, w przypadku zastosowania niektórych polimerów termoplastycznych na panewki łożysk o powiększonym luzie, będą się one charakteryzowały mniejszymi oporami tarcia podczas rozruchu niż łożyska z mniejszym luzem. Powiększenie luzu na początku okresu użytkowania łożyska powinno jednak zapewnić poprawną pracę całego urządzenia. Należy jednak pamiętać, że luz będzie się powiększał wraz z czasem pracy łożyska w wyniku zużywania materiałów pary trącej oraz ewentualnego pełzania materiału polimerowego. Powiększenie luzu, w stosunku do zalecanego w obliczeniach (rozd. 5.3.7) ze względu na opory tarcia, może być stosowane jedynie w wypadku łożysk pracujących przez krótki okres przeżywanego długimi czasami postoju.

Podsumowując podane zalecenia, można zauważyć, że wymiary łożyska wpływają na warunki tarcia, jakie występują pomiędzy czopem wału i panewką. Zmiana każdego z wymiarów poprawia pracę łożyska pod jednym względem (np. oporów tarcia), ale jednocześnie może przyczynić się do pogorszenia pod innym względem, np. trwałości łożyska. Wynika stąd, że dobór wymiarów, tak jak wybór materiału łożyska, powinien wynikać z analizy warunków pracy łożyska dotyczących zarówno środowiska, jak i obciążenia.

PODSUMOWANIE

Polimerowe łożyska ślizgowe są elementami maszyn, pracującymi zwykle bez smarowania przy średnich bądź niewielkich obciążeniach. Często łożyska takie pracują w urządzeniach, w których ruch odbywa się sporadycznie, a obciążenie węzłów ślizgowych jest niewielkie, np. w układach sterowania. W tym przypadku opory tarcia, zwłaszcza występujące w fazie rozruchu, odgrywają istotną rolę w określeniu sprawności napędu. Ponadto polimerowe łożyska ślizgowe mogą pracować w różnych warunkach atmosferycznych, np. gdy są stosowane w pojazdach samochodowych, lotnictwie i technice kosmicznej, a także w maszynach roboczych pracujących w przemyśle wydobywczym lub budownictwie.

W prezentowanych w literaturze metodach obliczeń ślizgowych elementów maszyn opory tarcia wyznaczone są zwykle dla ruchu ustalonego, a obliczenia koncentrują się na wyznaczeniu trwałości. W niniejszym opracowaniu dodatkowo przedstawiono wiele przykładów dotyczących zagadnienia oporów tarcia podczas rozruchu. Przedstawione rozważania dotyczyły przede wszystkim zagadnień związanych z projektowaniem i eksploatacją bezobsługowych łożysk ślizgowych z polimerów termoplastycznych. Omówione zostały procesy związane z tarciem i zużywaniem materiałów polimerowych we współpracy z metalami. Przedstawione zostały analizy procesu tarcia w bezobsługowych ślizgowych łożyskach polimerowych, w tym również pracujących okresowo w niskiej bądź w wysokiej (jak dla polimerów) temperaturze, a także w różnej wilgotności powietrza. Ponadto omówiono wpływ obecności różnych cieczy smarujących na opory tarcia oraz zużywanie polimerowych łożysk ślizgowych.

Na podstawie przeprowadzonych badań eksperymentalnych, analiz oraz rozważań wyników symulacji numerycznych można stwierdzić, że:

- Najważniejszym czynnikiem wpływającym na opory ruchu w polimerowych łożyskach ślizgowych jest skojarzenie materiałowe pary trącej. Jest oczywiste, że powinny być stosowane materiały, które, współpracując ślizgowo ze sobą, mają jak najmniejszą wartość współczynnika tarcia (statycznego, kinetycznego) w szerokim zakresie temperatury.

- Charakterystyki zmian momentu tarcia od temperatury dla łożysk polimerowych mają zbliżony przebieg do charakterystyk zmian współczynnika tarcia. Wskazuje to na

znaczący wpływ oporów tarcia wynikających z procesów tribologicznych w stosunku do składowej oporów wynikającej z deformacji materiału występujących w łożyskach pracujących w układzie pary prostej. Składowa deformacyjna może mieć natomiast istotny wpływ na opory tarcia w przypadku łożysk pracujących w układzie pary odwróconej, w których obszar styku panewki z wałem przemieszcza się na powierzchni materiału polimerowego.

- Własności mechaniczne materiałów polimerowych stosowanych w elementach ślizgowych mają również pewne znaczenie dla oporów tarcia. Łożyska polimerowe wykonane z materiałów o większej sztywności charakteryzują się mniejszą powierzchnią styku, i co się z tym wiąże, wykazują mniejsze opory tarcia podczas rozruchu.

Przedstawiona w książce metoda obliczeń łożysk ślizgowych (rozdz. 5.3) z tworzyw termoplastycznych powstała według adaptacji zależności przedstawionych w różnych opracowaniach literaturowych [52], [114], [126], [176] oraz własnych doświadczeń [34], [58]. Metoda ta umożliwia wyznaczenie podstawowych wymiarów tulei łożyskowej, współpracującego czopa, a także wymiarów gniazda w obudowie łożyska. Należy jednak zauważyć, że uzyskane tą metodą wymiary, a zwłaszcza wielkości luzów, powinny zostać zweryfikowane doświadczalnie. Wynika to z tego, że prezentowane zależności nie uwzględniają w pełni rzeczywistych warunków pracy łożyska. Ponadto zależności opisujące przewidywaną temperaturę pracy łożyska, jak i intensywność zużycia, oparte są na doświadczeniach przeprowadzonych dla tworzyw wyprodukowanych przez konkretnego producenta.

Zastosowanie materiałów polimerowych na panewki łożysk ślizgowych wiąże się również z pewnymi ograniczeniami wynikającymi z własności tych materiałów. Uwagi dotyczące konstrukcji i montażu takich łożysk a także uwagi dotyczące ich eksploatacji przedstawiono w rozdziałach 3, 4, 8 oraz 9. Najważniejsze ograniczenia wiążą się z zakresem temperatury ich użytkowania oraz większą odkształcalnością w porównaniu z innymi materiałami łożyskowymi, a także dużą zależnością własności polimerów termoplastycznych od temperatury.

Wykorzystanie metod numerycznych do prowadzenia obliczeń polimerowych łożysk jest niezwykle pomocne do analizowania odkształceń oraz ustalania warunków pracy w zakresie styku panewki z wałem. Przykładowe analizy przedstawiono w rozdz. 7. Pomimo że postać geometryczna łożyska jest zwykle bardzo prosta, to nieliniowe własności materiałów polimerowych oraz ich silna zależność od temperatury praktycznie uniemożliwiają prowadzenie obliczeń innymi metodami bez stosowania znacznych uproszczeń. Metody numeryczne są również pomocne podczas prowadzenia obliczeń łożysk ślizgowych stanowiących integralną część większych elementów maszyn, np. kół zębatach czy korpusów. Najważniejszymi zaletami prowadzenia obliczeń metodami numerycznymi są:

- **Szybkość obliczeń** – metody numeryczne umożliwiają wyznaczenie oporów tarcia oraz zużycia węzłów tarcia w krótkim okresie (w zależności od stopnia skompli-

kowania modelu oraz możliwości obliczeniowych komputera). Prowadzenie tradycyjnych doświadczalnych badań tribologicznych gotowych łożysk jest znacznie bardziej czasochłonne, zwłaszcza gdy dotyczy badań związanych z trwałością (zużywaniem) elementów łożyska.

- **Wszechstronność** – oprócz badania oporów tarcia oraz zużywania, możliwe jest kompleksowe prowadzenie analiz innych wielkości, jak rozkład naprężeń, nacisków, rozkład temperatury (przepływy ciepła), wartości przemieszczeń itp. W tradycyjnych metodach obliczeniowych (empiryczno-analitycznych) uzyskanie informacji, np. o rozkładzie temperatury wewnątrz panewki łożyska, jest praktycznie niemożliwe.

- **Parametryzacja** – modele numeryczne umożliwiają łatwe i szybkie dokonywanie zmian kształtu oraz wymiarów elementów łożyska, własności mechanicznych oraz charakterystyk tribologicznych zastosowanych materiałów, a także wielkości i rodzaju występujących w łożysku obciążeń. Umożliwia to wykonywanie automatycznych procesów optymalizacji wymiarów łożyska. Warunkiem jest dysponowanie odpowiednią bazą charakterystyk materiałów obejmującą ich własności mechaniczne oraz tribologiczne uwzględniające wpływ temperatury.

- **Mały koszt** – koszty związane z prowadzeniem badań za pomocą metod numerycznych są znacznie mniejsze w porównaniu z kosztami badań rzeczywistych obiektów w postaci łożysk ślizgowych przede wszystkim ze względu na czas prowadzenia badań. Dodatkowo koszty związane z zakupem oprogramowania oraz komputerów są niższe niż zakup specjalistycznej aparatury pomiarowej do badań eksperymentalnych. Zakup oprogramowania jest praktycznie kosztem jednorazowym. Ponadto istnieją również niekomercyjne pakiety oprogramowania.

Podczas korzystania z metod numerycznych, a także analitycznych w obliczeniach polimerowych łożysk ślizgowych, należy pamiętać o ich ograniczeniach. Przede wszystkim obliczenia teoretyczne zarówno analityczne, jak i numeryczne zakładają zwykle idealne kształty cylindryczne wału (brak bicia) oraz panewki łożyska, równoległość osi wału i panewki oraz równomierne obciążenie panewki. W praktyce może być to niemożliwe do osiągnięcia, zwłaszcza gdy łożysko jest integralną częścią większego elementu. Ponadto w obliczeniach teoretycznych robionych jest wiele innych uproszczeń związanych z modelami własności materiałów, a także występujących podczas pracy łożyska obciążeń zmiennych wynikających z drgań w układzie napędowym czy zmienności sił tarcia (np. zjawisko *stick-slip*). Zastosowanie znaczących uproszczeń może spowodować dużą różnicę między wynikami obliczeń a wynikami uzyskanymi dla obiektu rzeczywistego (łożyska ślizgowego). Z kolei próba uwzględnienia zbyt wielu czynników może spowodować, że obliczenia będą mało wydajne, a ich dokładność będzie niewiele większa niż, gdy część z czynników zostałaby pominięta.

Obliczenia metodami numerycznymi mogą być również obarczone błędami wynikającymi z wielokrotnych przybliżeń. Nakładające się błędy obliczeń powodują, że uzyskane rozwiązanie jest nieprawidłowe lub jest wręcz niemożliwe do uzyskania metodą numeryczną. Aby mieć pewność poprawności przeprowadzonych obliczeń,

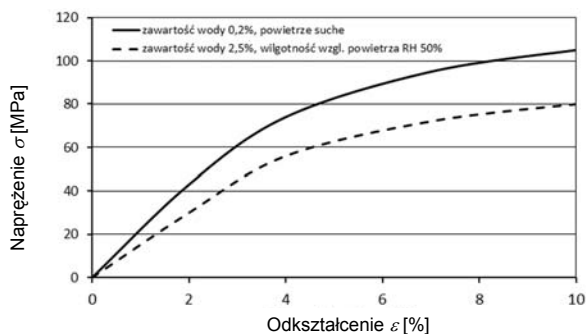
konieczna jest ich weryfikacja doświadczalna. Zwykle jest ona prowadzona dla wybranego typu łożyska dla kilku przyjętych wariantów warunków pracy.

Zastosowanie metod numerycznych do analiz tribologicznych rozwija się znacznie wolniej w porównaniu do ich stosowania w analizach wytrzymałościowych czy cieplnych. Jest to spowodowane prawdopodobnie tym, że modelowanie procesów tribologicznych w analizie numerycznej jest trudniejsze niż procesów mechanicznych, ze względu na dużą liczbę parametrów wpływających na przebieg procesów tribologicznych, zwłaszcza w przypadku materiałów polimerowych. Korzyści płynące z wykorzystania metod komputerowych w badaniach tarcia i zużycia materiałów polimerowych są jednak na tyle duże, że należy się spodziewać w najbliższych latach znacznego wzrostu zastosowania analiz numerycznych w obszarze tribologii polimerów.

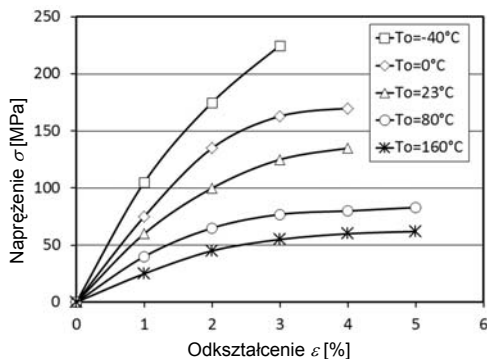
Przedstawione w książce przykłady ilustrują zagadnienia związane z procesami tarcia i zużywania polimerowych łożysk ślizgowych. Mogą one stanowić punkt wyjścia do dalszych badań tribologicznych, a także analiz numerycznych dotyczących wpływu wybranych wielkości na rozkład nacisków, opory tarcia oraz zużywanie elementów łożysk ślizgowych. Ponadto przedstawione propozycje badań materiałów polimerowych dają możliwość świadomej modyfikacji materiałów w aspekcie optymalizacji ich właściwości tribologicznych.

ZAŁĄCZNIK

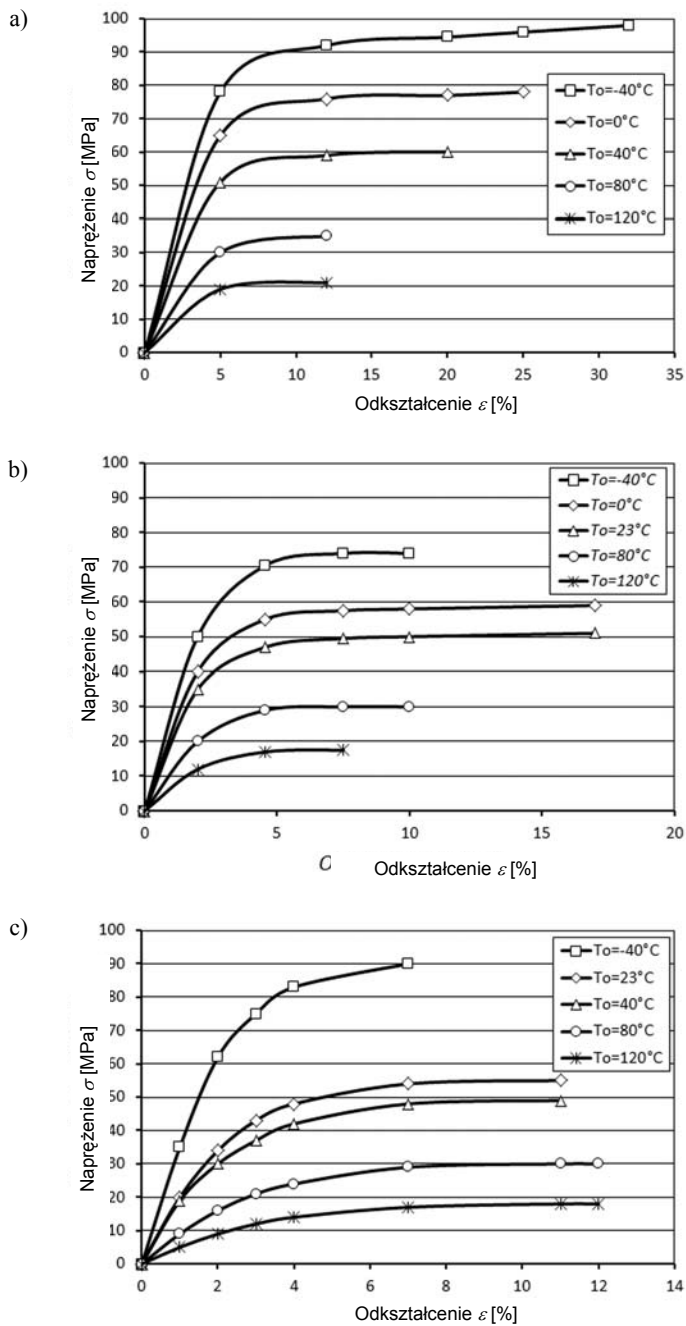
CHARAKTERYSTYKI NAPRĘŻENIOWO-ODKSZTAŁCENIOWE WYBRANYCH POLIMERÓW STOSOWANYCH NA PANEWKI ŁOŻYSK ŚLIZGOWYCH



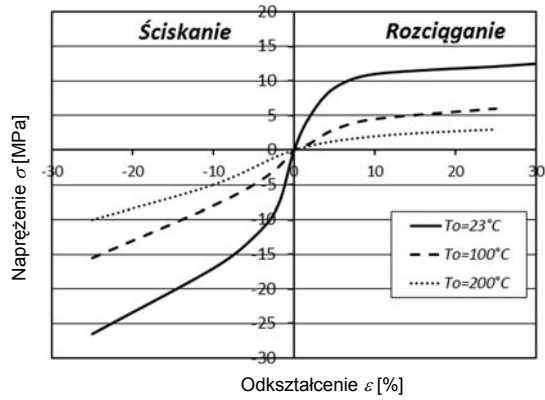
Rys. 1. Wpływ wilgotności względnej powietrza na zmianę charakterystyki σ - ϵ poliamidu PA66 [96]



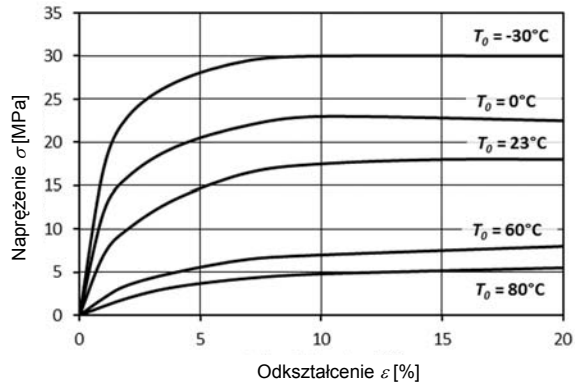
Rys. 2. Wpływ temperatury na zmianę charakterystyki σ - ϵ poliamidu PA66+30% włókna szklanego [96]



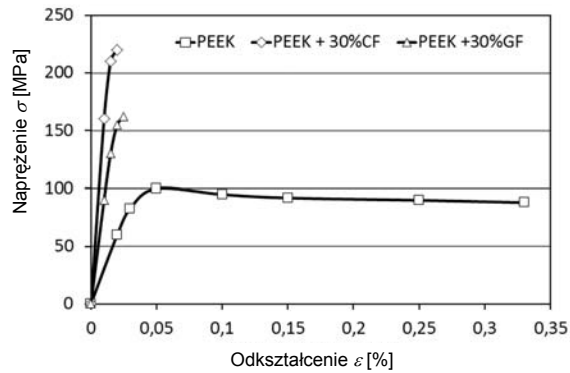
Rys. 3. Wpływ temperatury na zmianę charakterystyki σ - ϵ poliacetalu [96]:
a) POM-H, b) POM-H+25% PTFE, c) POM-C



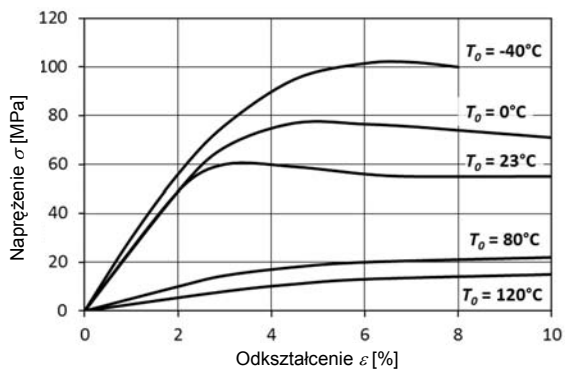
Rys. 4. Wpływ temperatury na zmianę charakterystyki σ - ε PTFE [202]



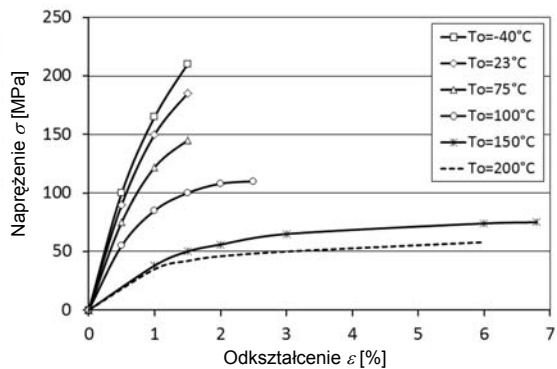
Rys. 5. Wpływ temperatury na zmianę charakterystyki σ - ε PE-UHMW [212]



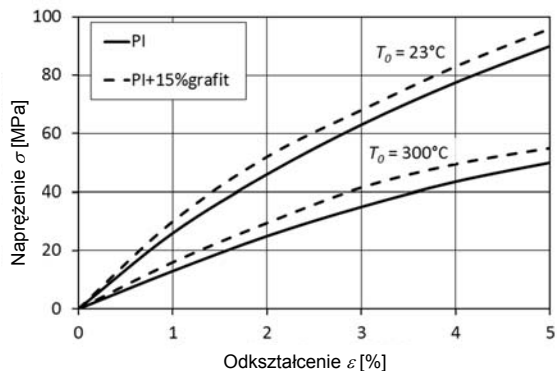
Rys. 6. Charakterystyki naprężenie-odkształcenie (σ - ε) dla materiałów na osnowie PEEK [96]



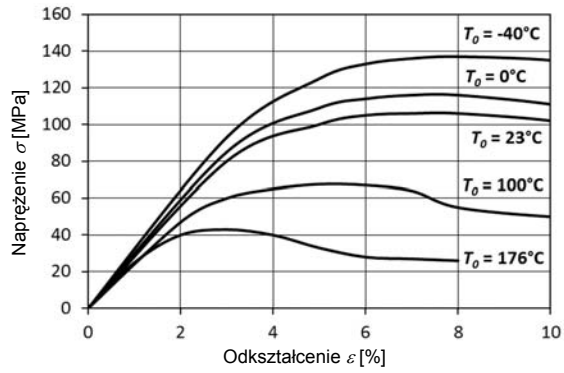
Rys. 7. Charakterystyki naprężenie–odkształcenie (σ – ε) dla PBT w zależności od temperatury [208]



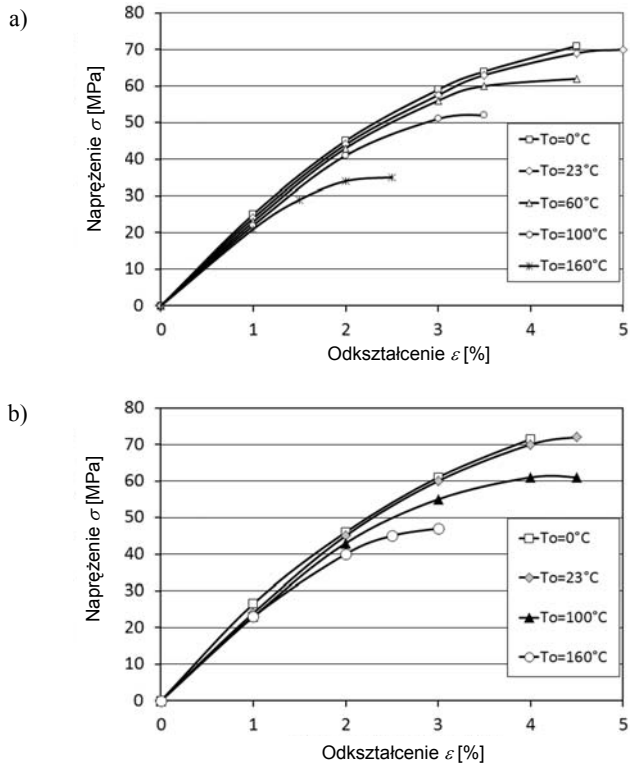
Rys. 8. Wpływ temperatury na zmianę charakterystyki σ – ε kompozytu PPS+40% włókna szklanego [96]



Rys. 9. Charakterystyki naprężenie–odkształcenie (σ – ε) dla poliimidu PI w zależności od temperatury [96]



Rys. 10. Charakterystyki naprężeni–odkształcenie (σ – ϵ) polieteroimidu PEI w zależności od temperatury [96]



Rys. 11. Wpływ temperatury na zmianę charakterystyki σ – ϵ [96]:
 a) polisulfonu PSU, b) polieterosulfonu PESU

LITERATURA

- [1] ABDEL-AAL H.A., *On the bulk temperatures of dry rubbing metallic solid pairs*, International Comm. in Heat and Mass Transfer, Vol. 26, No. 4, 1999, 587–596.
- [2] ABO-ELKHIER M., *Elasto-plastic finite element modeling of strip cold rolling using Eulerian fixed mesh technique*, Finite Elements in Analysis and Design, 27, 1997, 323–334.
- [3] *Adhesion*, W. Possart (ed.), Willey-VCH, Weinheim 2005.
- [4] AMAZU J.K.A., *The effect of humidity on friction and shear strength of nylon*, Journal of Materials Science Letters, 3, 1984, 291–292.
- [5] ASHBY M.F., JONES D.R.H., *Engineering Materials. 2. An Introduction to Microstructures, Processing and Design*, 3rd ed., Butterworth–Heinemann, 2006.
- [6] BAHADUR S., *The development of transfer layers and their role in polymer tribology*, Wear, Vol. 245, 2000, 92–99.
- [7] BALTA-CALLEJA F.J., FAKIROV S., *Microhardness of polymers*, Cambridge University Press, 2000.
- [8] BARBOUR P., BARTON D., FISHER J., *The influence of contact stress on the wear of PE-UHMW for total replacement hip prostheses*, Wear, 181–183, 1995, 250–257, 4.
- [9] BARBOUR P., BARTON D., FISHER J., *The influence of stress conditions on the wear of PE-UHMW for total joint replacements*, Journal of Materials Science: Materials in Medicine, 8, 1997, 603–611. 5.
- [10] BASCHEK G., HARTWIG G., ZAHRADNIK F., *Effect of water absorption in polymers at low and high temperatures*, Polymer, Vol. 40, Iss. 12, 1999, 3433–3441.
- [11] BELYJ V.A., SVIRIDENOK A.I., PETROKOVEC M.I., SAVKIN V.G., *Trenie polimerov*, Izd. Nauka, Moskva 1972.
- [12] BESNEA A., TRUFASU D., ANDREI G., DELEANU L., *Wear behaviour of polyphenylene sulphide composites during dry sliding tests*, Mechanical Testing and Diagnosis, Vol. 2, 2012, 15–20.
- [13] BHUSHAN B., *Modern tribology handbook*, CRC Press, Boca Raton, Florida, 2001.
- [14] BHUSHAN B., GUPTA B.K., *Handbook of tribology*, McGraw-Hill, Inc., 1991.
- [15] BIJAK-ŽOCHOWSKI M., MAREK P., *Residual stress in some elasto-plastic problems of rolling contact with friction*, Int. J. Mech. Sci., Vol. 39, No. 1, 1997, 15–32. 14.
- [16] BIJWE J., LOGANI C.M., TEWARI U.S., *Influence of fillers and fibre reinforcement on abrasive wear resistance of some polymeric composites*, Wear, Vol. 138, 1990, 77–92.
- [17] BIRON M., *Thermoplastics and thermoplastic composites*, Elsevier Science, 2007.
- [18] BRAMHAM R.W., KING R.B., LANCASTER J.K., *The wear of PTFE – containing dry bearing liners contaminated by fluids*, ASLE Transactions, Vol. 24, No. 4, 1981, 479–489.
- [19] BRANDRUP J., IMMERGUT E.H., GRULKE E.A. (eds.), *Polymer handbook, fourth edition*, John Wiley & Sons Inc. Publication, New Jersey 1999.
- [20] BRISCOE B.J., *A view of polymer composite tribology*, ASM International Conference “Tribology of Composite Materials”, Oak Ridge, 1990, 15–23.

- [21] BRISCOE B.J., CHATEAUMINOIS A., *Generation of compacted polymer third bodies within fretting contacts*, Proc. of 2nd World Tribology Congress, Vienna 2001, CD-ROM, ISBN 3-901657-09-6.
- [22] BROCKLEY C.A., DAVIS H.R., *The time dependence of static friction*, Journal of Lubrication Technology, Vol. 90, 1968, 35–41.
- [23] BROSTOW W., DATASHVILI T., HUANG B., *Tribological properties of blends of melamine-formaldehyde resin with low density polyethylene*, Polymer Engineering and Science, 2008, 292–296.
- [24] BURAKOWSKI T., MARCZAK R., *Eksploatacyjna warstwa wierzchnia i jej badanie*, Zagadnienia Eksploatacji Maszyn, t. 30, nr 3, 1995, 327–337.
- [25] BURCAN J., *Łożyska wspomagane polem magnetycznym*, WNT, Warszawa 1996.
- [26] BURGOYNE C.J., *Aramid fibres for civil engineering applications*, [in:] D.K. Doran (ed.), *Construction Materials Reference Book*, Butterworths 1992.
- [27] BURRIS D., BOESL B., BOURNE G.R., SAWYER W.G., *Polymeric Nanocomposites for Tribological Applications*, Macromolecular Materials and Engineering, 292, 2007, 387–402.
- [28] BURRIS D., SAWYER W.G., *A low friction and ultra low wear rate PEEK/PTFE composite*, Wear, 261, 2006, 410–418.
- [29] BURRIS D., SAWYER W.G., *Improved wear resistance in alumina-PTFE nanocomposites with irregular shaped nanoparticles*, Wear, 260, 2006, 915–918.
- [30] CAPANIDIS D., KOWALEWSKI P., WIELEBA W., *Wpływ wartości nacisku oraz czasu jego działania w okresie spoczynku na współczynnik tarcia statycznego PA i POM po stali*. Materiały XII Międzynarodowa konferencja naukowo-techniczna uszczelnienia i technika uszczelniania maszyn i urządzeń, Wrocław-Kudowa Zdrój, 26–28 maja 2010, SIMP, Ośrodek Doskonalenia Kadr, 2010, 50–58.
- [31] CAPANIDIS D., LAWROWSKI Z., ZIEMIAŃSKI K., BIELEC J., FRYC Z., *Rozwiązania konstrukcyjne polimerowych węzłów ślizgowych zastępujących węzły z łożyskowaniem tocznym*, VII Seminarium „Tworzywa sztuczne w budowie maszyn”, Kraków, 6–8 października 1994, 55–60.
- [32] CAPANIDIS D., WIELEBA W., ZIEMIAŃSKI K., *Computer Techniques for Optimization the Polymer Composites Content by Tribologic Measurements*, EUROTRIB '93, Budapeszt 1993, 106–111.
- [33] CAPANIDIS D., WIELEBA W., ZIEMIAŃSKI K., *Tribological investigations of a new multicomponent slide composites on the basis of PTFE*. V International Symposium INTERTRIBO '93, „Tribological Problems in Exposed Friction System”, Bratislava, 26–28 August 1993, 82–87.
- [34] CAPANIDIS D., WIELEBA W., ZIEMIAŃSKI K., *Polimerowe łożyska ślizgowe*, [w:] *Tribologia i tribotechnika*, Wyd. ITeE, Radom 2000, 683–699.
- [35] CAPANIDIS D., WIELEBA W., ZIEMIAŃSKI K., *Wpływ warunków eksploatacji na dobór polimerów i kompozytów polimerowych jako materiałów ślizgowych*, Tribologia, Vol. 28, nr 5–6, 1997, 529–539.
- [36] CAPANIDIS D., ZIEMIAŃSKI K., *Obliczanie łożysk ślizgowych z wykorzystaniem mikrokomputera*, [w:] *Elementy maszyn z tworzyw sztucznych i obliczenia polimerowych węzłów tarcia*, Ośrodek Postępu Technicznego NOT, nr 586/87, Warszawa 1987, 1–29.
- [37] CAPANIDIS D., ZIEMIAŃSKI K., *Planowanie sympleksowe eksperymentu w badaniach właściwości wieloskładnikowych kompozytów polimerowych*. Ogólnopolskie Sympozjum „Kompozyty i kompozycje polimerowe”, Szczecin, 22–24 czerwca 1994, 257–260.
- [38] CAPANIDIS D., *Problemy związane z optymalizacją składu wieloskładnikowych kompozytów polimerowych*. VII Seminarium „Tworzywa sztuczne w budowie maszyn”, Kraków, 6–8 października 1994, 47–53.
- [39] CAPANIDIS D., *Selected aspects of the methodology of tribological investigations of polymer materials*, Archives of Civil and Mechanical Engineering, Vol. 7, No. 4, 2007, 39–55.
- [40] CAPANIDIS D., *Zastosowanie metod optymalizacji w określaniu składu kompozytów o żądanych właściwościach użytkowych*. XII Krajowa Konferencja Polioptymalizacja i Komputerowe Wspomaganie Projektowania, Koszalin–Mielno, czerwiec 1994.

- [41] CAROLI C., NOZIÈRES Ph., *Hysteresis and elastic interactions of microasperities in dry friction*, The European Physical Journal B, 1998, No. 4, 233–246.
- [42] CHOW W.S., MOHD ISHAK Z.A., *Mechanical, morphological and rheological properties of polyamide 6/organo-montmorillonite nanocomposites*, eXPRESS Polymer Letters, Vol. 1, No. 2, 2007, 77–83.
- [43] CICHOS H., *Tribology – a systems approach to the science and technology of friction, lubrication and wear*, Elsevier, Amsterdam 1978.
- [44] CICHOSZ P., KOWALSKI M., WIELEBA W., WOŹNIAK J., *Wpływ kierunkowości śladów obróbki powierzchni stali na właściwości tribologiczne współpracujących kompozytów PTFE*. Materiały X Jubileuszowy Kongres Eksploatacji Urzędzeń Technicznych, Wydawnictwo Instytutu Technologii Eksploatacji w Radomiu, Stare Jabłonki 2005, 83–90.
- [45] CICHOSZ P., KRAWIEC ST., KUZINOVSKI M., ŻEBROWSKI H., *Wpływ zużycia czopa i panewki na chropowatość eksploatacyjnej warstwy wierzchniej*. Międzynarodowe Sympozjum „Inżynieria Powierzchni '99”, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1999, 71–82.
- [46] CILIBERTO S., LAROCHE C., *Energy dissipation in solid friction*, The European Physical Journal B, No. 9, 1999, 551–558.
- [47] COLLINS J.A., *Failure of materials in mechanical design: analysis, prediction, prevention*, 2nd ed., John Wiley & Sons, 1993.
- [48] DASIEWICZ J., DRABIK J., JANECKI J., PAWELEC Z., *Zastosowanie kompozytów metalożwicznych w regeneracji elementów maszyn*, Problemy Eksploatacji, nr 2, 1995, 127–134.
- [49] DASIEWICZ J., PAWELEC, Z., *Możliwości stosowania kompozytu metalożwicznego do regeneracji węzłów tarcia maszyn włókienniczych*, Problemy Eksploatacji, nr 4, 2000, 103–112.
- [50] DELADI E.L., *Static friction in rubber-metal contacts with application to rubber pad forming processes*, Dissertation, Printed by Print Partners IPSKAMP, The Netherlands, 2006, 18–19.
- [51] DOBROSZ K., MATYSIAK A., *Tworzywa sztuczne – właściwości i zastosowanie*, WSiP, Warszawa 1985.
- [52] DOWSON D., CHARDING R.T., *The wear characteristics of ultra-high molecular weight polyethylene against a high density alumina*, [in:] *Wear of Materials*, ASME, New York 1981, 133–143.
- [53] EHRENSTEIN G.W., *Polymeric Materials*, Hanser Publishers, Munich 2001.
- [54] ERHARD G., STRICKLE E., *Maschinenelemente aus thermoplastischen Kunststoffen*, B. 1–2, Düsseldorf 1976.
- [55] ERHARD G., *Design with plastics*, Carl Hanser Verlag, Munich 2006.
- [56] ERHARD G., *Sliding friction behaviour of polymer-polymer material combinations*, *Wear*, nr 84 1983, 167–181.
- [57] FEJDYŚ M., ŁANDWIJT M., *Włókna techniczne wzmacniające materiały kompozytowe*, *Techniczne Wyroby Włókiennicze*, vol. 18, nr 1/2, 2010, 12–22.
- [58] FENC J., WIELEBA W., *Polimerowe łożyska ślizgowe – obliczenia wspomagane komputerem*, Międzynarodowa Konferencja Naukowa MASAD '88 „Zastosowanie komputerów w analizie wytrzymałościowej i projektowaniu konstrukcji”, *Prace Naukowe IKiEM PWr, Seria Konferencje*, Wrocław 1989, 414–417.
- [59] FRANKLIN S.E., DE KRAKER A., *Investigation of counterface surface topography effects on the wear and transfer behaviour of a POM–20% PTFE composite*, *Wear*, 255, 2003, 766–773.
- [60] FRIEDRICH K., WALTER R., *Microstructure and tribological properties of short fiber-thermoplastic composites*. Proc. of a Conference „Tribology of Composite Materials”, Oak Ridge, USA, 1990, 217–226.
- [61] *Functional fillers for plastics*, M. Xanthos (red.), Wiley-VCH, Weinheim 2005.
- [62] FUSARIO R., *Polyimides – tribological properties and their use as lubricants*, [in:] K.L. Mittal (ed.), *Polyimides – Synthesis. Characterization and applications*, Plenum Press, New York and London 1984, Vol. II, 1053.

- [63] GRUIN I., *Materiały polimerowe*, Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 2003.
- [64] HEBDA M., WACHAL A., *Trybologia*, WNT, Warszawa 1980.
- [65] *High-performance fibres*, J.W.S. Hearle (ed.), Woodhead Publishing Limited, 2001.
- [66] JANKAUSKAS V., BELYAEV S., *Influence of counterbody surface hardness of a friction pair "steel-steel" on tribological behaviour of zinc nanopowder in oil*, *Mechanika*, Nr 3 (83), 2010, 45–50.
- [67] JIA B.B., LI T.S., LIU X.J., CONG P.H., *Tribological behaviors of several polymer-polymer sliding combinations under dry friction and oil-lubricated conditions*, *Wear*, 262, 2007, 1353–1359.
- [68] JINTANG G., *Tribochemical effects in formation of polymer transfer film*, *Wear*, Vol. 245, 2000, 100–106.
- [69] JONES J.R., *Lubrication, friction and wear*, Monograph NASA SP-8063, 1971.
- [70] KACZMAR J.W., TRZASKA O., *Termoplastyczne tworzywa wysokotemperaturowe*, *Tworzywa Sztuczne w Przemysle*, nr 4, 2011, 34–38.
- [71] KALETA J., *Doświadczalne podstawy formułowania energetycznych hipotez zmęczenia*, *Prace Naukowe IMiMT PWR Nr 59*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1998.
- [72] KATO S., SATO N., MATSUBAYASHI T., *Some consideration on characteristics of the static friction of machine tool slideway*, *Journal of Lubrication Technology*, Vol. 94, 1972, 234–247.
- [73] KEY E., *The corrosion of steel in contact with molybdenum disulphide*, *Wear*, 12, 1968, 165–171.
- [74] KHAN A.S., FARROKH B., *Thermo-mechanical response of nylon 101 under uniaxial and multi-axial loadings. Part I. Experimental results over wide ranges of temperatures and strain rates*, *International Journal of Plasticity*, Vol. 22, 2006, 1506–1529.
- [75] KINLOCH A.J., *The science of adhesion*, *Journal of Materials Science*, 15, 1980, 2141–2166.
- [76] KLESZCZYŃSKI A., *Badania tribologiczne warstwowych kompozytów poliamidowo-stalowych*. V Konferencja naukowo-techniczna „Nowe kierunki modyfikacji i zastosowań tworzyw sztucznych”, Rydzyna, 25–27 maja 1992.
- [77] KOŁODZIEJ E., *Prognozowanie trwałości metalowo-polimerowych węzłów ślizgowych typu czop-panewka*, *Problemy Eksploatacji*, nr 6, 1995, 47–57.
- [78] KOVALENKO E.V., EVTUŠENKO A.A., *Izнос подšipnika skolženija s učetom teplovydelenija ot trenija*, *Trenie i Izнос*, Vol. 14, No. 2, 1993, 259–269.
- [79] KOWALEWSKI P., PTAK A., WIELEBA W., *Wpływ parametrów docierania PE-UHMW na wartość jego współczynnika tarcia statycznego po stali i aluminium*. Materiały XII Międzynarodowej konferencji naukowo-technicznej „Uszczelnienia i technika uszczelniania maszyn i urządzeń”, Wrocław-Kudowa Zdrój, 26–28 maja 2010, SIMP, Ośrodek Doskonalenia Kadr, 2010, 78–83.
- [80] KOWALEWSKI P., WIELEBA W., PTAK A., *Zastosowanie metody elementów skończonych do analizy styku występującego w standardowych węzłach tribologicznych*, *Górnictwo Odkrywkowe*, vol. 51, nr 3, 2010, 144–147.
- [81] KOWALEWSKI P., WIELEBA W., *Stanowisko do badania współczynnika tarcia statycznego par trących typu: metal-polimer*, *Czasopismo Techniczne M, Mechanika*, vol. 106, z. 1-M, 2009, 191–194.
- [82] KRAGELSKY I.V., ALISIN V.V., *Tribology: Lubrication, friction and wear*, Mir Publishers, Moscow 1982.
- [83] KUKIEŁKA L., *Podstawy badań inżynierskich*, PWN, Warszawa 2002.
- [84] KWACZ M., RYMUZA Z., KUSZNIEREWICZ Z., *Prognozowanie oporów tarcia w fazie rozruchu w mikrołożysku ślizgowym polimerowym*, *Trybologia*, 1, 2002, 299.
- [85] LAFAYE S., GAUTHIER C., SCHIRRER R., *Apparent and true friction coefficients in viscoelastic polymer*. Proc. of 2nd World Tribology Congress, Vienna 2001, CD-ROM, ISBN 3-901657-09-6.
- [86] LAWROWSKI Z., *Bezobsługowe łożyska ślizgowe*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2006.
- [87] LAWROWSKI Z., *Trybologia. Tarcie zużywanie i smarowanie*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2008.

- [88] LEDA H., *Kompozyty polimerowe z włókien ciągłych*, Wyd. Politechniki Poznańskiej, Poznań 2000.
- [89] LIZAREV A.D., ROSTANINA N.B., SYSOJEV P. V., *O sostojanii i perspektivach razvitija metodov polimernych podščipnikov skolženia*. Trenie i Iznos, 1986, Vol. VII, No. 3, 500–518.
- [90] LUDEMA K.C., *Mechanism-based modeling of friction and wear*, Wear, Vol. 200, 1996, 1–7.
- [91] ŁĄCZYŃSKI B., *Niemetalowe elementy maszyn*, WNT, Warszawa 1988.
- [92] ŁĄCZYŃSKI B., *Tworzywa wielkocząsteczkowe. Rodzaje i własności*, WNT, Warszawa 1982.
- [93] MAŃCZAK K., *Technika planowania eksperymentu*, WNT, Warszawa 1976.
- [94] MAŠKOV J.K., GADIEVA L.M. i in., *Povyšenie iznosostojkosti napolnenogo politetraforetylena putem optimizacii sodržanija nopolnitlej*, Trenie i Iznos, Vol. 9, 1988, 606.
- [95] MAYER P., KACZMAR J.W., *Właściwości i zastosowania włókien węglowych i szklanych*, Tworzywa Sztuczne i Chemia, nr 6, 2008, 52–56.
- [96] McKEEN L.W., *The effect of temperature and other factors on plastics and elastomers*, 2nd ed., William Andrew, Inc., Norwich 2008.
- [97] MENS J.W.M., de GEE A.W.J., *Friction and wear behaviour of 18 polymers in contact with steel in environment of air and water*, Wear, No. 149, 1991, 255–268.
- [98] MOURIK J.A., *Introduction to bearing design with “Teflon” resins*, The Journal of Teflon, Du Pont, No. 102 D.
- [99] MYSHKIN N.K., PETROKOVETS M.I., KOVALEV A.V., *Tribology of polymers: Adhesion, friction, wear, and mass-transfer*, Tribology International, 38, 2005, 910–921.
- [100] NAITO K., TANAKA Y., YANG J.M., KAGAWA Y., *Tensile properties of ultrahigh strength PAN-based, ultrahigh modulus pitch-based and high ductility pitch-based carbon fibers*, Carbon, 46, 2008, 189–195.
- [101] NOWAK M., *Wytrzymałość tworzyw sztucznych*, Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1987.
- [102] OLEJNIK M., *Nanokompozyty polimerowe z udziałem montmorylonitu – otrzymanie, metody oceny, właściwości i zastosowanie*, Techniczne Wyroby Włókiennicze, nr 3–4, 2008, 67–74.
- [103] O’ROURKE J.T., *PV and wear data for bearings of “Teflon” resins*, The Journal of Teflon, Du Pont, No. 102 D, 6–9.
- [104] OCZOŚ K.E., *Kompozyty włókniste – właściwości, zastosowanie, obróbka ubytkowa*, Mechanik, nr 7, 2008, 580–592.
- [105] PASZKOWSKI M., WIELEBA W., WRÓBLEWSKI R.M., *Badania właściwości adhezyjnych stali oraz tworzyw sztucznych w kontekście zastosowania ich na węzły tarcia*, Tribologia, vol. 41, nr 5, 2010, 95–104.
- [106] PAWELEC Z., WOLSZCZAK M. i in., *Dwuskładnikowy kompozyt metalopolimerowy*, Patent PL 211779, 2012.
- [107] PELLETIER H., GAUTHIER Ch., SCHIRRER R., *Influence of the friction coefficient on the contact geometry during scratch onto amorphous polymers*, Wear, 268, 2010, 1157–1169.
- [108] PERSSON B.N.J., *On the theory of rubber friction*, Surface Science Reports, Vol. 401, 1998, 445–454.
- [109] PITORAK M., *Wpływ podatności polimerowego łożyska ślizgowego na jego właściwości tribologiczne*, rozprawa doktorska, Instytut Konstrukcji i Eksploatacji Maszyn Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2004.
- [110] PŁAZA S., MARGIELEWSKI L., CELICHOWSKI G., *Wstęp do tribologii i tribotechniki*, Wydawnictwo Uniwersytetu Łódzkiego, Łódź 2005.
- [111] POLAK A., *The mechanism of transfer film formation on metal surface*. Proc. of the International Conference “Problems of Non-Conventional Bearing Systems”, NCBS ‘99, Zielona Góra, 1999, 241–245.
- [112] POLAK A., *Wpływ energii powierzchniowej polimeru na zużycie podczas przenoszenia materiału w parze tribologicznej polimer-stal w obecności twardych cząstek ściernych*, Zagadnienia Eksploatacji Maszyn, vol. 123, z. 3, 2000, 69–79.

- [113] POLAŃSKI Z., *Planowanie doświadczeń w technice*, PWN, Warszawa 1984.
- [114] POPLAWSKI Z., *Konstruowanie łożysk ślizgowych poprzecznych z tworzyw sztucznych*, Zeszyty Naukowe AGH, nr 592, z. 8, Kraków 1977.
- [115] PTAK A., WIELEBA W., KOWALEWSKI P., CAPANIDIS D., *Wpływ wilgotności i temperatury powietrza na współczynnik tarcia statycznego wybranych par ślizgowych metal-polimer*, Tribologia, vol. 42, nr 5, 2011, 181–188.
- [116] PYTKO S., *Podstawy tribologii i techniki smarowniczej*, Wydawnictwo AGH, Kraków 1989.
- [117] PYTKO S., LEWITOWICZ J., *Zagadnienia tarcia i zużycia*, praca zbiorowa, *Wybrane problemy tribologii*, PWN, Warszawa 1990, 25–38.
- [118] QUINN J.A., *Composites – Design Manual*, 3rd ed., James Quinn Associates, Ltd., Liverpool 2002.
- [119] REZAEI A., OST W., VAN PAEPEGEM W., DEGRIECK J., DE BAETS P., *Experimental Study and Numerical Simulation of the Large-Scale Testing of Polymeric Composite Journal Bearings: Two-Dimensional Modelling and Validation*, Tribology Letters, 37, 2010, 261–272.
- [120] RUKUIZA R., ULOZAS G., *Tribological materials: calculation methodology of dry sliding bearing of metal-polymeric reverse friction pair*. Proceedings Conference BALTRIB 2007, 202.
- [121] RUSIŃSKI E., *Metoda elementów skończonych – System Cosmos/M*, Wydawnictwa Komunikacji i Łączności, Warszawa 1994.
- [122] RUSIŃSKI E., *Zaawansowana metoda elementów skończonych w konstrukcjach nośnych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2000.
- [123] RYMUZA Z., *Energy concept of the coefficient of friction*, Wear, Vol. 199, 1996, 187–196.
- [124] RYMUZA Z., *Prognozowanie zużycia polimerów*, Trybologia, nr 4–5, 1987, 14.
- [125] RYMUZA Z., *Tribology of polymers*, Archives of Civil and Mechanical Engineering, Vol. 7, No. 4, 2007, 177–184.
- [126] RYMUZA Z., *Trybologia polimerów ślizgowych*, WNT, Warszawa 1986.
- [127] RYMUZA Z., *Zużycie tarciove polimeru a jego własności fizyczne*. Materiały VI Seminarium „Tworzywa sztuczne w budowie maszyn”, Kraków 1991, 185–193.
- [128] SAWYER W.G., FREUDENBERG K.D., BHIMARAJ P., SCHADLER L.S., *A study on the friction and wear behavior of PTFE filled with alumina nanoparticles*, Wear, 254, 2003, 573–580.
- [129] SEABRA L.C., BAPTISTA A.M., *Tribological behaviour of food grade polymers against stainless steel in dry sliding and with sugar*, Wear, 253, 2002, 394–402.
- [130] SENATREV A.N., SMURUGOV V.A., BIRBAN V.V., SAVKIN V.G., *O načalnych stadijach trenia i perenosa PTFE*, Trenie i Iznos, Vol. 14, No. 5, 1993, 865–869.
- [131] DA SILVA C.H., TANAKA D.K., SINATORA A., *The effect of load and relative humidity on friction coefficient between high density polyethylene on galvanized steel—preliminary results*, Wear, 225–229, 1999, 339–342.
- [132] STACHOWIAK G.W., BATCHELOR A.W., *Engineering Tribology*, 3rd ed., Elsevier, Butterworth-Heinemann, Oxford 2005.
- [133] STADTHAUS W. i in., *Reibung und Schmierung im Vakuum*, Feingeratetechnik, Berlin, Jg. 53, H. 8, 1984, 360–363.
- [134] STOLARSKI T.A., *Analysis of resistance to motion in a sliding contact*, Wear, Vol. 171, 1994, 203–209.
- [135] STOLARSKI T.A., *Tribology in machine design*, Butterworth-Heinemann, Oxford 2000.
- [136] TANAKA K., KAWAKAMI S., *Effect of various fillers on the friction and wear of polytetrafluoroethylene-based composites*, Wear, Vol. 79, 1982, 383–398.
- [137] TANAKA K., MIYATA T., *Studies of the friction and transfer of semicrystalline polymers*, Wear, Vol. 41, 1977, 383–398.
- [138] TANAKA K., *Friction and wear of semicrystalline polymers sliding against steel under water lubrication*, Transactions of the ASME – Journal of Lubrication Technology, Vol. 102, No. 4, 1980, 526–533.

- [139] TARNOWSKI W., KICZKOWIAK T., *Komputerowe wspomaganie projektowania*, Skrypt WSI w Koszalinie, Koszalin 1994.
- [140] THORP J.M., *Abrasive wear of some commercial polymers*, Tribology International, Vol. 15, No. 2, 1982, 89–135.
- [141] *Tribologia i tribotechnika*, praca zbiorowa pod red. M. Szczerka i M. Wiśniewskiego, Wydawnictwo Instytutu Technologii Eksploatacji w Radomiu, Warszawa 2000.
- [142] TSUCHIDA Y., *Theory of frictional force*. Proc. of the Japan International Tribology Conference, Nagoya 1990, 1219–1224.
- [143] UNAL H., SEN U., MIMAROGLU A., *Dry sliding wear characteristics of some industrial polymers against steel counterface*, Tribology International, 37, 2004, 727–732.
- [144] VAJNSTEJN V.E., TROJANOVSKAJA G.I., *Suchie smazki i samosmazывajuščiesia materialy*, Mašinostroenie, Moskva 1986.
- [145] VISWANATH N., BELLOW D.G., *Development of an equation for the wear of polymers*, Wear, Vol. 181–183, 1995, 42–49.
- [146] WANG S.Y., SU Y.T., *An investigation on machinability of different materials by hydrodynamic polishing process*, Wear, Vol. 211, 1997, 185–191.
- [147] WARD J.M., *Mechaniczne własności polimerów jako tworzyw konstrukcyjnych*, PWN, Warszawa 1975.
- [148] WIELEBA W., KOWALEWSKI P., *Wykorzystanie metody elementów skończonych do wyznaczenia momentu tarcia w polimerowym łożysku ślizgowym*, Górnictwo Odkrywkowe, vol. 48, nr 7/8, 2006, 179–182.
- [149] WIELEBA W., CAPANIDIS D., KOWALEWSKI P., PASZKOWSKI M., *Tarcie statyczne materiałów polimerowych stosowanych w uszczelnieniach technicznych*. Materiały XII Międzynarodowej konferencji naukowo-technicznej „Uszczelnienia i technika uszczelniania maszyn i urządzeń”, Wrocław–Kudowa Zdrój, 26–28 maja 2010, SIMP, Ośrodek Doskonalenia Kadr, 2010, 84–91.
- [150] WIELEBA W., CAPANIDIS D., KOWALEWSKI P., PASZKOWSKI M., *Materiały polimerowe w uszczelnieniach – tarcie statyczne*, Hydraulika i Pneumatyka, vol. 31, nr 6, 2011, 10–13.
- [151] WIELEBA W., CAPANIDIS D., ZIEMIAŃSKI K., *Własności tribologiczne wybranych kompozytów PTFE w warunkach tarcia mieszanego*, [w:] *Projektowanie, stosowanie i eksploatacja elementów maszyn i urządzeń z tworzyw sztucznych*, pod red. J. Koszkuła, Wydawnictwo Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa 1996, 211–216.
- [152] WIELEBA W., CAPANIDIS D., ŻELISZEWSKI J., *Wpływ wybranych napelniczy stosowanych w kompozytach PTFE na współczynnik tarcia statycznego po stali*, Tribologia, vol. 41, nr 6, 2010, 187–197.
- [153] WIELEBA W., GIDZIŃSKI W., *Opory tarcia w parach ślizgowych metal-polimer, pracujących w układzie odwróconym*, Tribologia, vol. 39, nr 4, 2008, 185–193.
- [154] WIELEBA W., WILAMOWSKI Ł., *Analiza trwałości tribologicznej pierścienia uszczelniającego wały obrotowe wykonanego z elastomeru termoplastycznego*. Materiały X Międzynarodowej konferencji „Uszczelnienia i technika uszczelniania maszyn i urządzeń”, Wrocław–Polanica Zdrój, 25–27 maja 2004, Ośrodek Doskonalenia Kadr SIMP, 177–186.
- [155] WIELEBA W., WILAMOWSKI Ł., *Wykorzystanie metody elementów skończonych do oszacowania trwałości pierścieni uszczelniających*, Systems: Journal of Transdisciplinary Systems Science, Vol. 9, Spec. Iss. 2, 2004, 847–855.
- [156] WIELEBA W., ZIEMIAŃSKI K., *Badania porównawcze wpływu brzoźów cynowych o różnej granulacji na właściwości tribologiczne kompozytów PTFE*. Zbiór prac z Konferencji naukowo-technicznej „Postęp w przetwórstwie tworzyw termoplastycznych”, pod red. J. Koszkuła, Wydawnictwo SIMP, Częstochowa 1995, 121–128.
- [157] WIELEBA W., ZIEMIAŃSKI K., *Tribologiczne aspekty wykorzystania wieloskładnikowych kompozytów polimerowych na podstawie PTFE*. VII SEMINARIUM „Tworzywa sztuczne w budowie maszyn”, Kraków, 6–8 października 1994, 417–422.

- [158] WIELEBA W., *Analiza procesów tribologicznych zachodzących podczas współpracy kompozytów PTFE ze stalą*, Ofic. Wyd. PWR, Wrocław 2002.
- [159] WIELEBA W., *Metoda numeryczno-doświadczalna wyznaczania oporów tarcia w polimerowych łożyskach ślizgowych podczas rozruchu*, Tribologia, vol. 38, nr 3, 2007, 329–337.
- [160] WIELEBA W., *Tarcie i zużycie wybranych kompozytów PTFE stosowanych w nowoczesnych uszczelnieniach wargowych*. Materiały IX Międzynarodowej konferencji „Uszczelnienia i technika uszczelniania maszyn i urządzeń”, Wrocław–Polanica Zdrój, 22–24 maja 2001, Ośrodek Doskonalenia Kadr SIMP, 147–156.
- [161] WIELEBA W., *Temperatura tarcia w kompozytach PTFE współpracujących ze stalą*, Zagadnienia Eksploatacji Maszyn, nr 3, 2001, 283–291.
- [162] WIELEBA W., *The mechanism of tribological wear of thermoplastic materials*, Archives of Civil and Mechanical Engineering, Vol. 7, No. 4, 2007, 185–199.
- [163] WIELEBA W., *The statistical correlation of the coefficient of friction and wear rate of PTFE composites with steel counterface roughness and hardness*, Wear, No. 252, 2002, 719–729.
- [164] WIELEBA W., *Wpływ procesu tarcia na zmianę mikrotwardości warstwy wierzchniej materiałów polimerowych*, Mechanika, Czasopismo Techniczne Technical Transaction, Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, nr 1 – M, vol. 106, z. 3, 2009, 361–365.
- [165] WIELEBA W., *Wpływ smarowania olejem na właściwości tribologiczne kompozytów PTFE*. Materiały VIII Seminarium „Tworzywa sztuczne w budowie maszyn”, Kraków 1997, 521–528.
- [166] WIELEBA W., *Wpływ stanu powierzchni elementu stalowego na właściwości tribologiczne kompozytów PTFE*. Materiały IX Seminarium „Tworzywa sztuczne w budowie maszyn”, Kraków 2000, 359–362.
- [167] WIELEBA W., *Wpływ ukształtowania struktury geometrycznej powierzchni stali na współczynnik tarcia statycznego współpracujących materiałów polimerowych*, Tribologia, nr 5 (227), 2009, 203–209.
- [168] WILCZYŃSKI A.P., *Mechanika polimerów w praktyce konstrukcyjnej*, WNT, Warszawa 1984.
- [169] WŁODARSKI G., *Włókna chemiczne. Poradnik inżyniera i technika*, WNT, Warszawa 1977.
- [170] YAMAMOTO Y., TAKASHIMA T., *Friction and wear of water lubricated PEEK and PPS sliding contacts*, Wear, 253, 2002, 820–826.
- [171] YANG E.L., HIRVONEN J.P., TOIVANEN R.O., *Effect of temperature on the transfer film formation in sliding contact of PTFE with stainless steel*, Wear, Vol. 146, 1991, 367.
- [172] ZHANG S.W., *State-of-the-art of polymer tribology*, Tribology International, Vol. 31, No. 1–3, 1998, 49–60.
- [173] ZHANG Z.Z., SHEN W.C., LIU W.M., XUE Q.J., LI T.S., *Tribological properties of polytetrafluoroethylene-based composite in different lubricant media*, Wear, Vol. 196, 1996, 164–170.
- [174] ZHANG Z.Z., XUE Q.J., LIU W.M., SHEN W.C., *Friction and wear properties of metal powder filled PTFE composites under oil lubricated conditions*, Wear, Vol. 210, 1997, 151–156.
- [175] ZIEMIAŃSKI K., CAPANIDIS D., WIELEBA W., *Physical modification of PTFE with glass fibre, carbon fibre and graphite and its influence on tribologic properties of the composite*, Appl. Mech. Eng., Vol. 4, 1999, 251–257.
- [176] ZIEMIAŃSKI K., CAPANIDIS D., WIELEBA W., *Tribologic investigations of PTFE composites against steel*, Journal of Polymer Engineering, Vol. 12, No. 3, 1993, Freund Publishing House, London, England, 239–255.
- [177] ZIEMIAŃSKI K., CAPANIDIS D., *Neue Konstruktionsverbundwerkstoffe auf Polyoxymethylenbasis*, Konstruktion, nr 1 (41), 1989, 13–17.
- [178] ZIEMIAŃSKI K., *Zastosowanie tworzyw sztucznych w budowie maszyn – wybrane zagadnienia*. Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1995.
- [179] ŻENKIEWICZ M., *Adhezja i modyfikowanie warstwy wierzchniej tworzyw wielkocząsteczkowych*, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa 2000.
- [180] ŻUCHOWSKA D., *Polimery konstrukcyjne*, WNT, Warszawa 2000.

Normy

- [181] ISO 3547-1:2006. *Plain bearings – Wrapped bushes – Part 1: Dimensions.*
- [182] PN ISO 1043-1:2011. *Tworzywa sztuczne – Symbole i skróty nazw – Część 1: Polimery podstawowe i ich cechy charakterystyczne.*
- [183] PN-EN ISO 291:2010. *Tworzywa sztuczne – Znormalizowane warunki klimatyczne kondycjonowania i badania.*

Materiały firmowe

- [184] *Konstrukcyjne tworzywa sztuczne. Materiały, właściwości, zastosowania.* Materiały firmy Quadrant EPP Kaprolan Sp. z o.o., Poznań, 2001, <http://www.kaprolan.pl/>
- [185] Engineering Plastics. Product Guide for Design Engineers. Materiały firmy Quadrant http://www.quadrantplastics.com/fileadmin/quadrant/documents/QEPP/EU/Brochures_PDF/General_GBP_etc._ProAppGuide_br_E.pdf
- [186] *Design and Fabrication Reference Guide.* Quadrant Engineering Plastic Products, http://www.quadrantplastics.com/fileadmin/quadrant/documents/QEPP/NA/Brochures_PDF/General/Quadrant_Design_and_Machining_Guide.pdf
- [187] Dane materiałowe polimerów TECAMID – PA, TECAFORM – POM, TECADUR – PETP, www.solutions-in-plastics.info
- [188] Dane materiałowe polimeru Ultrason – PSU, www.plasticsportal.com
- [189] Ultrason E, S, P (PESU, PSU, PPSU). Product Brochure, <http://www.ultrason.de/>
- [190] *DIC.PPS Technical information.* Materiały firmy DIC Corporation, http://www.dic-global.com/eu/en/products/pps/pdf/dic_pps_06tsd1005.pdf
- [191] *Delrin. Low wear, low friction.* Materiały firmy DuPont, <http://plastics.dupont.com/plastics/pdf/europe/delrin/DELLWLF.pdf>
- [192] *DU/DU-B Dry bearings. Designer's handbook.* Materiały firmy Glacier Garlock Bearings. 2004, www.nomo.se/pdf/DU-gb.pdf
- [193] TENMAT –Wearing and Bearing Composites: Materiały reklamowe firmy TENMAT.
- [194] Tworzywa.pl – serwis branży tworzyw sztucznych: www.tworzywa.pl
- [195] Materiały Tangram Technology, Ltd. – Consulting Engineers for Plastics Products: <http://www.tangram.co.uk/TI-Polymer-Introduction.html>
- [196] *ENSINGER essentials. Technical know-how for plastic applications.* Materiały firmy ENSINGER Inc., <http://www.ensinger-inc.com/>
- [197] Materiały firmy Chester Molecular Sp. z o.o. – Karty danych technicznych produktów, www.chester.com.pl
- [198] *Material regeneracyjny Moglice* – Materiały informacyjne firmy Mercator – Tomasz Jaworski, www.mercator-e.pl
- [199] Materiały informacyjne firmy ELESA + GANTER, http://cdm.elesa.it/file_link/Elesa+Ganter/pl/Dane%20Techniczne%20-%20Ogolny.pdf
- [200] *Plastics for longer life.* Materiały firmy Igus, Inc., www.igus.com
- [201] Bushings. Plastic EP Series – EP Material Guide Selector. Materiały firmy Daemar, Inc., http://www.daemar.com/pdfs/DMR_EP_SelectionGuide.pdf
- [202] Teflon PTFE – fluoropolymer resin. Properties Handbook. Materiały firmy DuPont, http://www.rjchase.com/ptfe_handbook.pdf
- [203] *Mechanical properties of unfilled PTFE.* Materiały firmy: Hindustan Nylons Standard Fluoromers Pvt, Ltd., <http://www.hindustan-nylons.com>
- [204] *PTFE – Visco-elastic properties.* Materiały firmy NETZSCH Instrumenty Sp. z o.o., <http://www.netzsch-thermal-analysis.com/pl/materialy-zastosowanie/tworzywa-sztuczne.html>

- [205] *Datasheets PTFE Compounds*. Materiały firmy Vaneflon n.v. S.A., <http://www.vaneflon.be/>
- [206] *Solutions-in-plastics.info*. Materiały firmy ERIKS, <http://eriks.com/en/home/>
- [207] *Designing with Fortron – Polyphenylene Sulfide. Design Manual*. Materiały firmy Ticona, <http://tools.ticona.com/tools/mcbasei/product-tools.php?sPolymer=&sProduct=>
- [208] *Designing with Celanex, Vandar, Impet & Riteflex Thermoplastic Polyesters. Design Manual*. Materiały firmy Ticona, <http://tools.ticona.com/tools/mcbasei/product-tools.php?sPolymer=&sProduct=>
- [209] *Techniczne dane materiałowe*. Materiały firmy Ensinger, <http://www.ensinger-online.com/en/>
- [210] *Victrex PEEK – Materials Properties Guide*. Materiały firmy Victrex, <http://www.victrex.com/>
- [211] *Properties of DuPont VESPEL Parts*. Materiały firmy Du Pont, <http://www.professionalplastics.com/professionalplastics/content/VespelPropertiesGuide.pdf>
- [212] GUR – ultra-high molecular weight polyethylene (PE-UHMW). Broszura firmy Ticona.
- [213] MatWeb – Material Property Data, <http://www.matweb.com/>
- [214] GRABCAD – CAD models, www.grabcad.com