



POLITECHNIKA OPOLSKA
WYDZIAŁ MECHANICZNY
**KATEDRA TECHNOLOGII MASZYN
I AUTOMATYZACJI PRODUKCJI**

mgr inż. DAMIAN KOWALCZYK

**BADANIE I MODELOWANIE TARCIA I ZUŻYCIA
W SKRAWANIU ŻELIWA SFEROIDALNEGO OSTRZAMI
Z CERAMIKI AZOTKOWEJ I CBN**

ROZPRAWA DOKTORSKA

Słowa kluczowe:

modelowanie tarcia, modelowanie zużycia ostrza,
żeliwo sferoidalne, ceramika azotkowa, CBN

Promotorzy:

prof. dr hab. inż. Wit Grzesik

prof. DSc Jöel Rech

OPOLE 2013

SPIS TREŚCI

WYKAZ OZNACZEŃ.....	3
WSTĘP.....	5
1. ANALIZA ZAGADNIENIA	7
1.1. MECHANISTYCZNE MODELE SKRAWANIA.....	7
1.2. SIŁY W PROCESIE SKRAWANIA	11
1.3. WYZNACZANIE SKŁADOWYCH CAŁKOWITEJ SIŁY SKRAWANIA W UKŁADZIE NARZĘDZIA.....	18
1.4. KĄT SPŁYWU WIÓRA	22
1.5. TARCIE W PROCESIE SKRAWANIA	25
1.6. ZUŻYCIE OSTRZA.....	30
1.6.1. Mechanizmy zużycia ostrza.....	30
2. PROBLEMATYKA, CEL I ZAKRES PRACY.....	36
2.1. PROBLEM BADAWCZY	36
2.2. CEL I ZAKRES PRACY.....	37
3. MATERIAŁ OBRABIANY I NARZĘDZIA SKRAWAJĄCE.....	38
3.1. ŻELIWO SFEROIDALNE.....	38
3.2. CERAMIKA AZOTKOWA I CBN	43
4. WARUNKI I METODYKA BADAŃ.....	46
4.1. BADANIE I MODELOWANIE ZUŻYCIA OSTRZY	47
4.1.1. Warunki badań	47
4.1.2. Obrabiarka	47
4.1.3. Próbkki do badań zużycia.....	48
4.1.4. Pomiar składowych całkowitej siły skrawania	50
4.1.5. Stanowisko do wizualizacji zużycia ostrza.....	52
4.1.6. Modelowanie zużycia ostrzy	54
4.2. BADANIE I MODELOWANIE TARCIA	57
4.2.1. Warunki badań	57
4.2.2. Stanowisko do prób tribologicznych.....	57
4.2.3. Próbkki do badań tribologicznych.....	59
4.2.4. Metodyka badań symulacyjnych.....	61
4.2.5. Modelowanie tarcia.....	61
5. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ	65
5.1. WYNIKI BADAŃ ZUŻYCIA OSTRZY SKRAWAJĄCYCH	65
5.1.1. Wyniki badań uzyskane dla ostrza z Si_3N_4	65
5.1.2. Wyniki badań uzyskane dla ostrza z Si_3N_4 z powłoką Al_2O_3/TiN	78

5.1.3.	Wyniki badań uzyskane dla ostrza z CBN.....	90
5.1.4.	Wyniki modelowania zużycia ostrzy skrawających.....	109
5.2.	TRIBOLOGICZNE CHARAKTERYSTYKI BADANYCH WĘZŁÓW TARCIA.....	122
5.2.1.	Siła tarcia	122
5.2.1.1.	Wyniki badań uzyskane dla ostrza z Si ₃ N ₄	122
5.2.1.2.	Wyniki badań uzyskane dla ostrza z Si ₃ N ₄ +Al ₂ O ₃ /TiN.....	126
5.2.1.3.	Wyniki badań uzyskane dla ostrza z CBN	130
5.2.2.	Średni współczynnik tarcia.....	134
5.2.2.1.	Wyniki badań uzyskane dla pary tribologicznej Si ₃ N ₄ – EN-GJS-500-7.....	134
5.2.2.2.	Wyniki badań uzyskane dla pary tribologicznej Si ₃ N ₄ +Al ₂ O ₃ /TiN – EN-GJS-500-7	140
5.2.2.3.	Wyniki badań uzyskane dla pary tribologicznej CBN – EN-GJS-500-7.....	146
5.2.3.	Wyniki badań testów tribologicznych	153
6.	WNIOSKI KOŃCOWE.	159
7.	LITERATURA	163

Wykaz oznaczeń

b_{cf}	- szerokość ścinu powierzchni natarcia, mm
F	- siła całkowita, N
F_c	- siła skrawania, N
F_f	- siła posuwowa, N
F_p	- siła odporowa, N
F_D	- siła poprzeczna, N
F_a	- siła czynna, siła tworzenia wióra, N
$F_\gamma, F_{\gamma N}$	- siła równoległa (tarcia) i siła prostopadła do powierzchni natarcia, N
f	- posuw, mm/obr
F_{sh}, F_{shN}	- siła równoległa i prostopadła do płaszczyzny poślizgu, N
h_{ch}	- grubość wióra, mm
h	- grubość warstwy skrawanej, mm
l	- szerokość płytki skrawającej, mm
μ	- współczynnik tarcia,
R_a	- średnie arytmetyczne odchylenie profilu chropowatości, μm
R_m	- wytrzymałość doraźna na rozciąganie, N/mm^2
$R_{p0,2}$	- granica plastyczności, N/mm^2
r_e	- promień naroża, mm
T	- okres trwałości ostrza, min
t	- czas, min
VB_C	- szerokość pasma zużycia naroża, mm
VB_B	- średnia szerokość pasma zużycia, mm
VB_{Bmax}	- największa szerokość pasma zużycia, mm
VB_N	- szerokość wyłobienia, mm
KT	- max głębokość rowka, mm
KF	- odległość rowka od krawędzi skrawającej, mm
KM	- odległość między początkowym położeniem krawędzi skrawającej a miejscem pomiaru KT , mm
KE	- cofnięcie naroża ostrza mierzone od płaszczyzny bocznej P_f w położeniu początkowym, mm
v_c	- prędkość skrawania, m/min
v_{ch}	- prędkość ruchu wióra, m/min

v_s	- prędkość poślizgu, m/min
α_o	- kąt przyłożenia ortogonalny, °
$\gamma_o, \gamma_n, \gamma_{cf}, \gamma_{eq}$	- kąt natarcia ortogonalny, normalny, ścinu, zastępczy, °
η_c	- kąt spływu wióra, °
κ_r	- kąt przystawienia główny, °
λ_s	- kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej, °
Φ	- kąt poślizgu, °
Θ	- kąt tarcia, °
ADI	- żeliwo sferoidalne z przemianą izotermiczną
BSE	- elektrony wstecznie rozproszone (Back Scattered Electrons)
CBN	- regularny azotek boru,
CVD	- chemiczne (niskotemperaturowe) osadzanie z pary
EDX	- energia dyspersji promieniowania rentgenowskiego (Energy-dispersive X-ray spectroscopy)
ESED	- detektor elektronów wtórnych (Environmental Secondary Electron Detector)
MES	- metoda elementów skończonych
SCI	- żeliwo sferoidalne (Spheroidal Cast Iron)
PVD	- fizyczne (wysokotemperaturowe) osadzanie z pary,
SEM	- Skaningowy mikroskop elektronowy (Scanning Elektron Microscopy)
TWW	- Technologiczna warstwa wierzchnia

Wstęp

W życiu codziennym mamy styczność z wieloma przedmiotami, które powstawały częściowo, bądź też w całości, dzięki obróbce ubytkowej. Wykonane z różnych materiałów, o różnych kształtach i różnym stopniu skomplikowania w znacznej mierze powstają bezpośrednio, bądź pośrednio dzięki obróbce ubytkowej. Typowe elementy części maszyn czy urządzeń mechanicznych, takie jak wały napędowe, korpusy, tuleje itp. zazwyczaj uzyskują swoją ostateczną postać dzięki obróbce przez frezowanie, toczenie, obróbce elektroerozyjnej bądź ścierniej. Szerokie spektrum rzeczy codziennego użytku wykonanych z tworzyw sztucznych powstaje w trakcie kształtowania w formach wtryskowych, które również powstają dzięki obróbce ubytkowej. Używając większości przedmiotów codziennego użytku nawet nie zastanawiamy się, w jaki sposób powstawały oraz jak skomplikowany był ich proces wytwórczy. Obróbka ubytkowa jest nierozłącznym elementem wielu gałęzi przemysłu. Stosowana jest w przemyśle motoryzacyjnym, budowie maszyn, zbrojeniowym i wielu innych tam, gdzie wymagana jest duża dokładność wymiarowo-kształtowa oraz powtarzalność. W dzisiejszych czasach, kiedy procesy obróbki wiórowej są niezastąpione w procesach wytwarzania, ogromny nacisk stawia się na ich optymalizację. Wraz z szybkim rozwojem przemysłu powstają coraz to nowsze obrabiarki i narzędzia skrawające o różnych właściwościach skrawnych i możliwościach stosowania w zależności od rodzaju realizowanego procesu i materiału obrabianego.

W niniejszej rozprawie doktorskiej została podjęta problematyka modelowania zjawiska tarcia na styku ostrze – materiał obrabiany oraz przebiegu zużycia ostrzy skrawających z ceramiki azotkowej i CBN podczas nieswobodnego skrawania żeliwa sferoidalnego. Ma ona na celu pokazanie, jakie mechanizmy zużycia oddziałują na ostrze skrawające oraz jaki jest ich wpływ na zmianę jego geometrii w funkcji prędkości skrawania i posuwu oraz na wartości współczynnika tarcia ślizgowego dla wybranych par tribologicznych. Proponowany przestrzenny model wyznaczania wartości współczynnika tarcia dla realizowanego nieswobodnego procesu skrawania oparty jest na zasadzie ekwiwalentności do fundamentalnego modelu ortogonalnego. Do wyznaczenia modelowej wartości wskaźnika zużycia VB_C został wykorzystany powszechnie znany model regresji potęgowej opisujący zużycie ostrza w funkcji czasu i prędkości skrawania. Ponadto, z uwagi na zakres realizowanych badań, w pracy zostały uwzględnione zagadnienia związane z mechaniką procesu skrawania nieswobodnego ostrzami o zaokrąglonym narożu

ostrza skrawającego, tribologią procesu skrawania oraz zużycia i trwałości ostrzy skrawających.

Praca ta powstała w oparciu o wyniki badań doświadczalnych własnych. Testy zużycia i trwałości ostrzy skrawających z ceramiki azotkowej i CBN zrealizowane zostały na partnerskiej uczelni Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint Etienne we Francji podczas wymiany studenckiej z programu Erasmus. Przeprowadzone próby symulacyjnego wyznaczania wartości współczynnika tarcia ślizgowego z wykorzystaniem tribometru w układzie zamkniętym zostały wykonane w Katedrze Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji Politechniki Opolskiej.

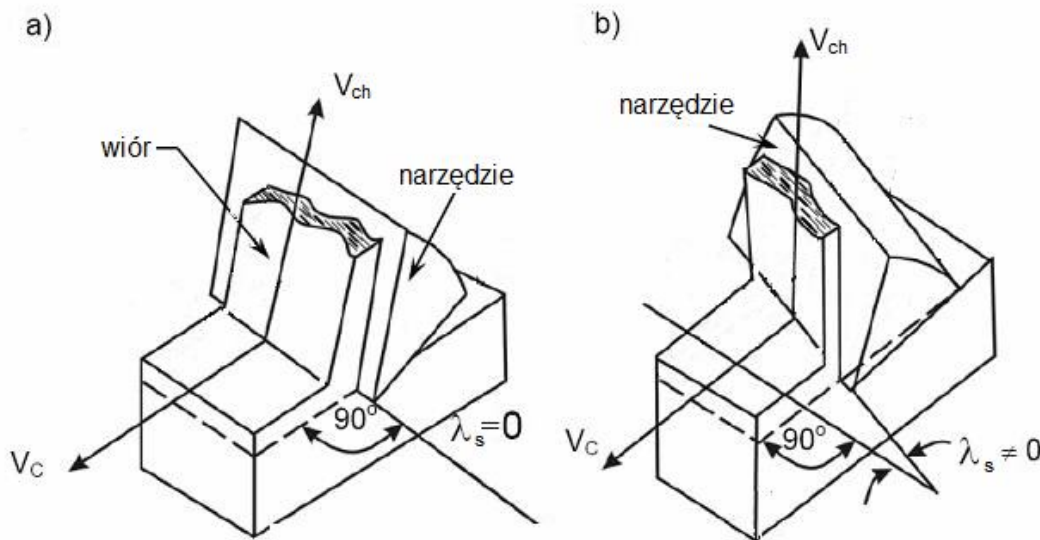
1. Analiza zagadnienia

1.1. Mechanistyczne modele skrawania

Modelowanie procesów obróbki skrawaniem skoncentrowane jest na chwili obecnej nad problematyką prognozowania trwałości ostrzy skrawających, dokładnością wymiarowo-kształtową wytwarzanych elementów, jakością TWW (w szczególności chropowatości powierzchni), jak również obciążeń działających na narzędzia skrawające, przedmiot obrabiany i uchwyty obróbkowe. Źródła literaturowe podają kilka zasadniczych modeli procesu obróbki skrawania. Najczęściej opisywane są modele analityczne, doświadczalne, mechanistyczne, numeryczne oraz modele złożone łączące w sobie wspomniane wcześniej przy zastosowaniu różnych technik modelowania [13], [17].

Podstawą zrozumienia zjawisk zachodzących w trakcie realizacji procesów obróbki ubytkowej jest kinematyczno-mechaniczna analiza zagadnienia. Z uwagi na różne stopnie skomplikowania kinematyczno-geometryczne układu OUPN (obrabiarka – uchwyt – przedmiot – narzędzie) mamy do czynienia z kilkoma możliwymi do realizacji sposobami obróbki. Zasadniczo proces obróbki skrawaniem można podzielić na dwa podstawowe przypadki z punktu widzenia mechaniki procesu oraz przypisane każdemu z modeli określonego stanu odkształcenia [17]:

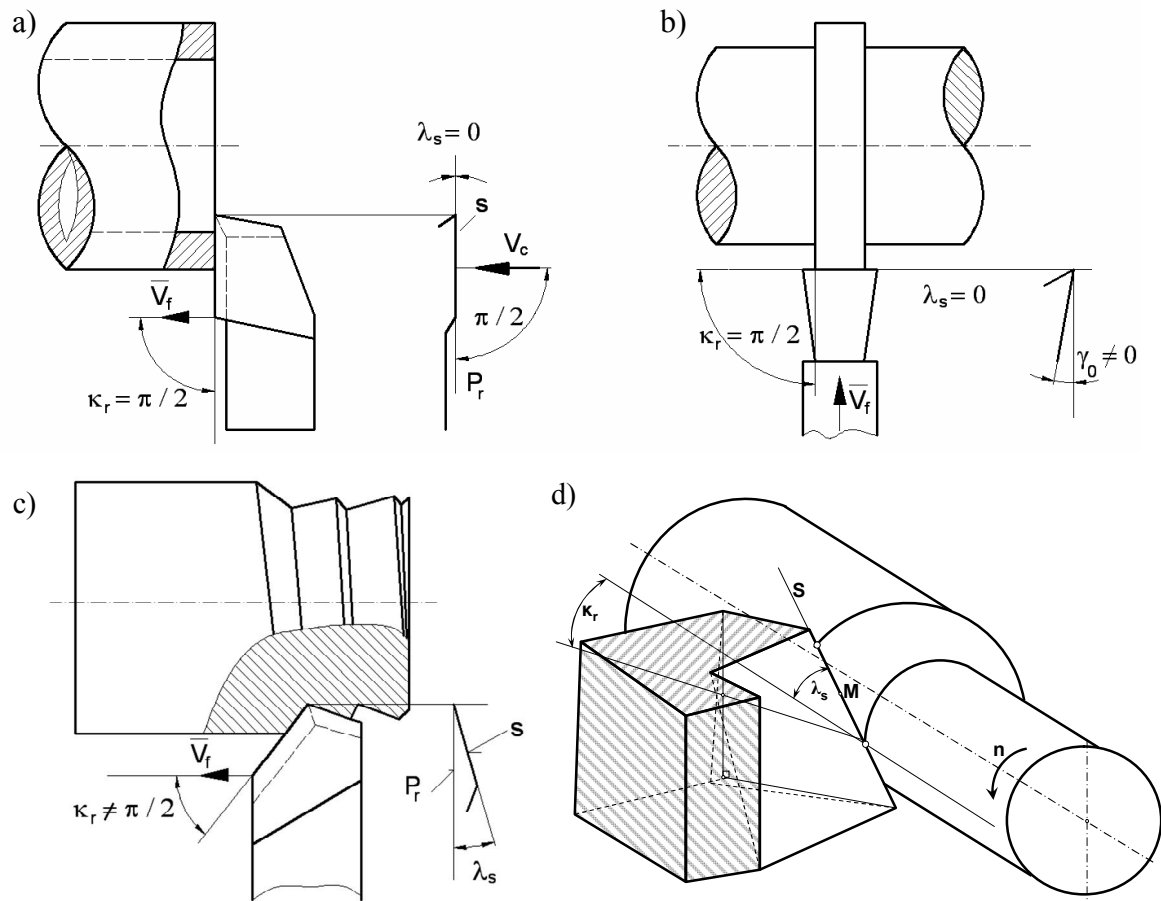
- skrawanie ortogonalne (prostokątne) rys. 1.1,
- skrawanie nieortogonalne (skośne) rys. 1.1b.



Rys. 1.1. Układy skrawania a) ortogonalnego, b) nieortogonalnego [17]

Począwszy od fundamentalnego modelu, jakim jest skrawanie ortogonalne, aż po układy bardziej złożone, w których pod wpływem zmiany geometrii ostrza bądź konfiguracji jego zamocowania znacząco wpływa się na kierunek działania składowych sił, a tym samym na kierunek i kąt spływu wióra. Istotną kwestią wynikającą ze zmiany kąta pochylenia powierzchni natarcia oraz kąta pochylenia głównej krawędzi skrawającej jest ich wpływ na średnią wartość współczynnika tarcia. Ponadto narzędzia z zaokrąglonym narożem ostrza skrawającego, technologicznym promieniem zaokrąglenia krawędzi skrawającej, czy też ścinem powierzchni natarcia, powodują dodatkowe uwikłanie geometryczne, a z punktu widzenia zagadnień tribologicznych, czy też mechaniki procesu skrawania, również mechaniczne. Najczęściej realizowanym w praktyce sposobem obróbki podczas kształtowania elementów czy też części maszyn jest skrawanie nieswobodne o dodatnim lub ujemnym kącie natarcia i krawędzi skrawającej. W praktyce z typowym przypadkiem ortogonalnego (prostokątnego) skrawania mamy do czynienia podczas toczenia wzdłużnego rury (rys. 1.2), gdy grubość ścianki (głębokość warstwy skrawanej) jest mniejsza od czynnej krawędzi skrawającej oraz $\kappa_r = 90^\circ$ i $\lambda_s = 0^\circ$, bądź w przypadku poprzecznego (promieniowego) skrawania tarczy, z zachowaniem powyższych kryteriów (rys. 1.2 b).

Zasadniczymi różnicami pomiędzy ortogonalnym a skośnym procesem skrawania są odmienne układy geometryczne narzędzia oraz bardziej złożony przebieg tworzenia wióra dla skrawania skośnego. Z punktu widzenia geometrycznego podczas skrawania skośnego wektor prędkości nie jest prostopadły do krawędzi skrawającej i tworzy z nią kąt $\pi/2 + \lambda_s$, co powoduje powstanie złożonego (przestrzennego) stanu naprężeń na powierzchni ostrza skrawającego. Tym samym proces tworzenia wióra jest procesem przestrzennym [17].



Rys. 1.2. Układy skrawania ortogonalnego (a,b), nieswobodnego (c), skośnego (d) [17], [19]

Na ogół prace doświadczalne, w których skupiono się nad mechaniką procesu skrawania [6], [44], [57], oparte są na analizie zagadnień lepiej zbadanego modelu skrawania ortogonalnego. Możliwa do przeprowadzenia szczegółowa analiza oraz budowa modelu dla złożonego przestrzennego skrawania nieortogonalnego zazwyczaj jest oparta na przyjęciu zasady ekwiwalentności w odniesieniu do niego, a co za tym idzie wprowadzeniu pewnych założeń i uproszczeń. W pracy [19] autor zakłada, że proces swobodnego ukośnego skrawania, obejmuje dwa niezależne i równoległe realizowane etapy przy pewnych założeniach. Pierwsze z założeń dotyczy natury geometrycznej układu i zakłada, że wektor prędkości skrawania nie jest prostopadły do krawędzi skrawającej i tworzy z nią kąt $\pi/2 + \lambda_s$. Drugie, natury fizycznej przyjmujące, że tworzenie wióra następuje w trójosiowym stanie odkształcenia. Wspomniane etapy, przy jakich realizowany jest proces swobodnego ukośnego skrawania SUS obejmują:

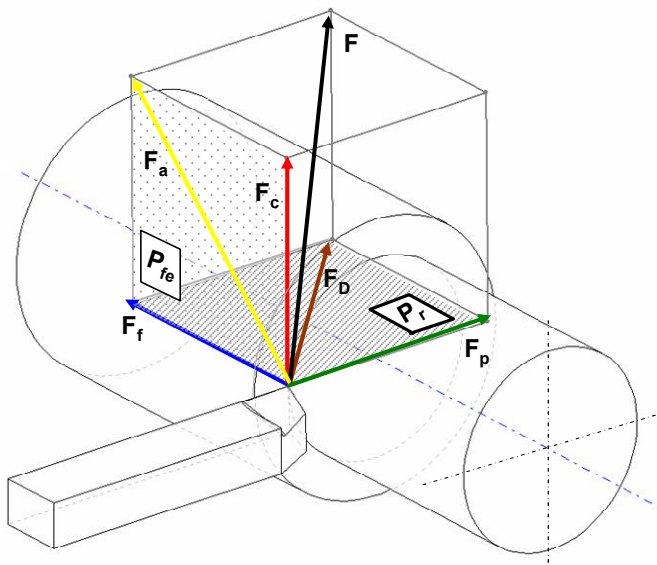
- etap I, zdefiniowany jako płaskie plastyczne płynięcie materiału w płaszczyźnie normalnej P_n ,
- etap II, łączący boczne płynięcie plastyczne z poślizgiem ostrza w stosunku do

spływającego wióra w kierunku równoległym do krawędzi skrawającej.

Pomimo, iż proces jest złożony (trójwymiarowy) podejmowane były z różnym skutkiem próby opisywania go jako ekwiwalentnego płaskiego procesu odkształcenia. Założenie takiego równoważnego procesu tworzenia wióra dla podstawowych przypadków skrawania jest bardzo praktyczne, a mając na uwadze fakt, iż w praktyce proces skrawania ortogonalnego jest rzadko spotykany, a próby rozwiązania problemu trójwymiarowego płynięcia plastycznego nie zawsze są zadowalające, na pewno zasadne.

1.2. Siły w procesie skrawania

Z mechanicznego punktu widzenia, aby możliwa była realizacja procesu skrawania niezbędne jest wywarcie odpowiednio dużej siły w układzie narzędzie-przedmiot obrabiany inicjującej proces rozdzielenia warstw materiału, zwanej całkowitą siłą skrawania F . Wartości i kierunek działania tej siły wynika z właściwości fizycznych materiału obrabianego jak i warunków kinematyczno-technologicznych układu skrawania [17]. Jej rozkład na składowe geometryczne dla procesu skrawania swobodnego i nieswobodnego przedstawiają kolejno rys. 1.3 i 1.4. Dla przedstawionego na rys. 1.3 procesu skrawania nieswobodnego całkowita siła skrawania w ortogonalnym układzie c - f - p rozłożona została na trzy składowe zgodnie z równaniem (1).



Rys. 1.3. Rozkład całkowitej siły skrawania dla przypadku skrawania nieswobodnego

$$\vec{F} = \vec{F}_c + \vec{F}_f + \vec{F}_p \quad (1)$$

gdzie:

F_c – rzut siły całkowitej na kierunek ruchu głównego (siła skrawania),

F_f – rzut siły całkowitej na kierunek ruchu posuwowego (siła posuwowa),

F_p – rzut siły całkowitej na kierunek prostopadły do płaszczyzny roboczej (siła odporowa).

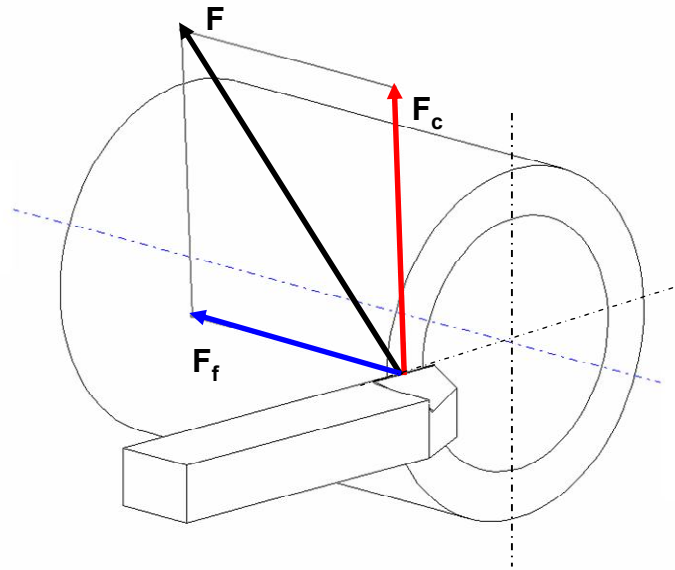
W płaszczyźnie roboczej P_{fe} działa siła czynna F_a będąca geometryczną sumą składowych F_c i F_f zgodnie z równaniem (2). Natomiast w płaszczyźnie podstawowej P_r działa siła poprzeczna F_D będąca geometryczną sumą F_p i F_f .

$$\bar{F}_a = \bar{F}_c + \bar{F}_f \quad (2)$$

$$\bar{F}_D = \bar{F}_p + \bar{F}_f \quad (3)$$

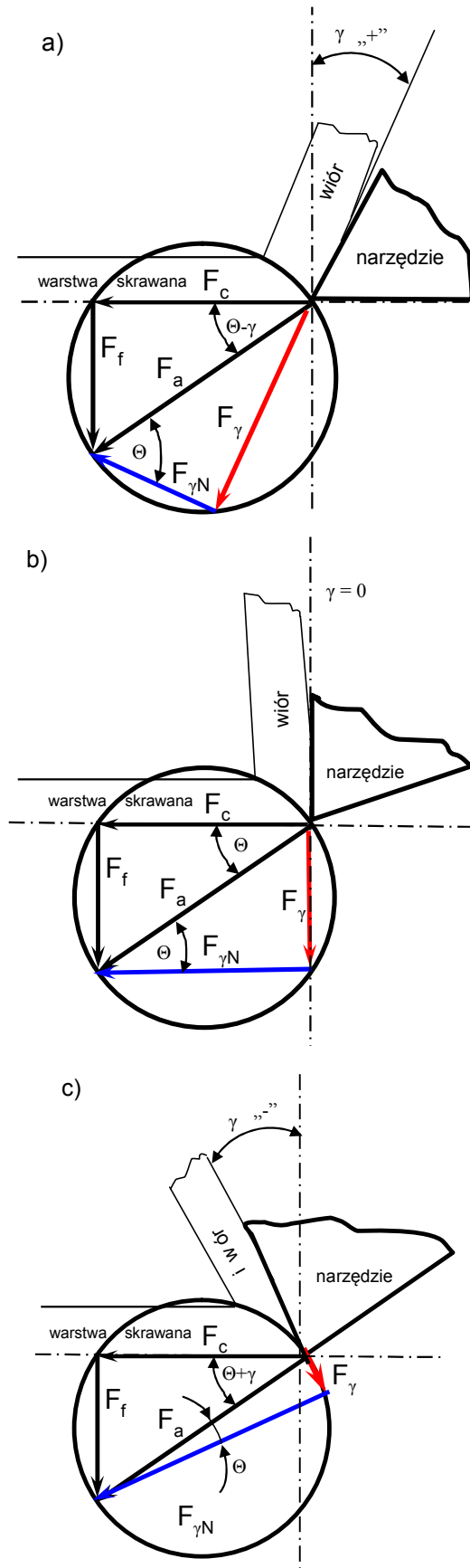
W przypadku skrawania swobodnego ortogonalnego, gdy $\lambda_s = 0^\circ$ i $\kappa_r = 90^\circ$ składowa odporowa $F_p = 0$, zatem całkowitą siłę skrawania można rozłożyć na dwie składowe zgodnie z równaniem (4), a wówczas $F = F_a$ oraz $F_D = F_f$ rys.1.4.

$$\bar{F} = \bar{F}_c + \bar{F}_f \quad (4)$$



Rys. 1.4. Rozkład całkowitej siły skrawania dla przypadku skrawania swobodnego

Najczęściej analizowanym w literaturze przypadkiem rozkładu sił w strefie tworzenia wióra jest ortogonalny proces skrawania z wykorzystaniem koła Merchanta. Uzyskane w wyniku jego analizy zależności opisujące wartości składowych całkowitej siły skrawania, sił działających w płaszczyźnie poślizgu jak i na powierzchni natarcia są poprawne zarówno dla dodatnich jak i ujemnych kątów natarcia. W zależności od geometrii ostrza skrawającego, a w szczególności kąta natarcia, zmianie ulegają wartości składowych F_c i F_f oraz kierunku działania siły całkowitej w strefie skrawania, co wynika z mechaniki procesu. Mając na uwadze znaną geometrię ostrza oraz wartości składowych całkowitej siły skrawania dla płaskiego stanu odkształceń można korzystając z koła Merchanta dla każdego z trzech elementarnych przypadków kąta natarcia (rys. 1.5) wyznaczyć wartości poszczególnych składowych geometrycznych oraz fizycznych.



Rys. 1.5. Rozkład sił w strefie tworzenia wióra dla różnych konfiguracji ostrza, a) ostrze o dodatnim kącie natarcia, b) ostrze o zerowym kącie natarcia, c) ostrze o ujemnym kącie natarcia

Rozpatrując powyższe układy tylko pod kątem wyznaczenia średniej wartości współczynnika tarcia wióra o powierzchnię natarcia i mając na uwadze opisane powyżej zależności rozkładu całkowitej siły skrawania na składowe geometryczne można zapisać, że współczynnik tarcia jest równy tangensowi kąta tarcia lub stosunkowi siły tarcia do siły normalnej (5). Analizując konfiguracje ostrza skrawającego z rys. 1.5 oraz dzięki odpowiednim zależnościom trygonometrycznym wartość kąta tarcia można wyznaczyć korzystając z równania (6).

$$\mu = \operatorname{tg}\Theta = \frac{F_{\gamma}}{F_{\gamma N}} \quad (5)$$

$$\Theta = \operatorname{arctg}\left(\frac{F_f}{F_c}\right) + \gamma_o \quad (6)$$

Uwzględniając geometrię strefy tarcia na styku wiór-ostrze oraz geometrię ostrza dla przypadków przedstawionych na rys. 1.5 oraz znanego kąta tarcia równanie siły tarcia i siły do niej normalnej w funkcji siły tworzenia wióra można zapisać następująco:

$$F_{\gamma} = F_a \sin \Theta \quad (7)$$

$$F_{\gamma N} = F_a \cos \Theta \quad (8)$$

W oparciu o zmierzone wartości składowych F_c i F_f , dla przypadku skrawania ortogonalnego, zarówno z dodatnimi kątami natarcia jak i ujemnymi (rys. 1.5a, c), równania dla sił F_{γ} oraz $F_{\gamma N}$ można zapisać jako:

$$F_{\gamma} = F_c \sin \gamma_o + F_f \cos \gamma_o \quad (9)$$

$$F_{\gamma N} = F_c \cos \gamma_o - F_f \sin \gamma_o \quad (10)$$

Z równań (9) i (10) można wyprowadzić wzór na średnią wartość współczynnika tarcia dla ortogonalnego procesu skrawania.

$$\mu_{sr} = \frac{F_{\gamma}}{F_{\gamma N}} = \frac{F_c \sin \gamma_o + F_f \cos \gamma_o}{F_c \cos \gamma_o - F_f \sin \gamma_o} \quad (11)$$

Analizując przypadek skrawania ortogonalnego ostrzem o kącie natarcia $\gamma_o = 0^\circ$ (rys. 1.5 b) oraz dysponując zmierzonymi składowymi F_c i F_f można bezpośrednio zapisać, że średnia wartość współczynnika tarcia wióra o powierzchnię natarcia jest równa:

$$\mu = \frac{F_f}{F_c} \quad (12)$$

Ponieważ użyte w badaniach ostrza skrawające posiadały ścin na powierzchni natarcia, a prowadzony proces wzdłużnego skrawania nieswobodnego jest zdecydowanie odmienny z punktu widzenia mechaniki procesu skrawania od ortogonalnego, bezpośrednie zastosowanie zależności przedstawionych powyżej było niemożliwe. W celu wyznaczenia średniej wartości współczynnika tarcia na długości styku wióra z powierzchnią natarcia została przyjęta zasada ekwiwalentności do fundamentalnego procesu ortogonalnego. Głównymi założeniami, jakie zostały przyjęte w proponowanym przestrzennym modelu tarcia przy wyznaczaniu średniej lokalnej wartości współczynnika tarcia dla badanych par tribologicznych były:

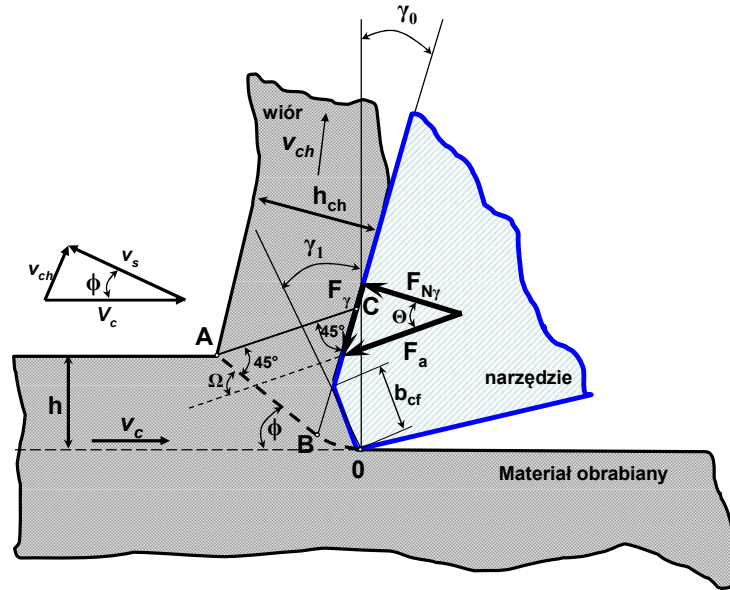
- uwzględnienie wszystkich składowych całkowitej siły skrawania,
- uwzględnienie rzeczywistej geometrii ostrza skrawającego na długości styku,
- uwzględnienie stereometrii ostrza skrawającego,
- uwzględnienie wpływu zużycia na wartość współczynnika tarcia.

Znacznie bardziej złożonym z punktu mechaniki procesu skrawania jest przypadek skrawania ortogonalnego narzędziami ze ścinem krawędzi skrawającej i ujemnym kątem natarcia. Dzięki zastosowaniu ścięcia powierzchni natarcia wzrasta wytrzymałość krawędzi skrawającej ostrza oraz jej odporność na zużycie. Proponowany przez Rena i Altintasa [58] model tworzenia wióra podczas skrawania narzędziami z fazką na powierzchni natarcia uwzględnia plastyczne deformacje materiału obrabianego w trzech charakterystycznych strefach, rys. 1.6. Pierwsza to strefa pierwotnych odkształceń plastycznych wzdłuż linii poślizgu AB . W drugiej przebiegają odkształcenia plastyczne w strefie ścinu krawędzi skrawającej, a w trzeciej odkształcenia plastyczne w strefie kontaktu wióra z narzędziem na powierzchni natarcia. Odkształcenie poślizgu γ_{AB} i prędkość odkształceń poślizgu w pierwotnej strefie odkształceń plastycznych zostały wyznaczone zgodnie równaniem (13) zaproponowanym przez Oxley'a i innych w pracy [49].

$$\left. \begin{aligned} \gamma_{AB} &= \frac{\cos\gamma_0}{\sin\Phi_s \cos(\Phi_s - \gamma_0)} \\ \dot{\gamma}_{AB} &= \frac{\dot{\gamma}_{AB}}{\Delta t} = \gamma_{AB} \frac{V_s}{l_{AB}} = S_c \frac{V_s}{l_{AB}} \\ V_s &= \frac{V_w \cos\gamma_0}{\cos(\Phi_s - \gamma_0)}, \quad l_{AB} = \frac{t_1}{\sin\Phi_s} \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

gdzie, γ_0 – ortogonalny kąt natarcia, ϕ_s – kąt poślizgu, l_{AB} – długość linii poślizgu, v_s – prędkość poślizgu.

Ponadto, dzięki wykorzystaniu stałych materiałowych oraz kryterium plastyczności von-Misesa wyznaczone zostały naprężenia styczne działające wzdłuż linii poślizgu AB w pierwotnej strefie odkształceń plastycznych (14).



Rys. 1.6. Model tworzenia wióra dla ostrzy ze ścinem na powierzchni natarcia [58]

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{AB} &= \sigma_1 \in_{AB^n} \in_{AB} = \frac{\gamma_{AB}}{\sqrt{3}} \\ k_{AB} &= \frac{\sigma_{AB}}{\sqrt{3}} = \frac{\sigma_1 \in_{AB^n}}{\sqrt{3}} \\ F_s &= k_{AB} l_{AB} W = \frac{\sigma_1 \in_{AB^n}}{\sqrt{3}} l_{AB} W \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

gdzie, σ_{AB} – naprężenia uplastyczniające, n – wskaźnik umocnienia odkształceniowego, F_s – siła poślizgu działająca wzdłuż linii poślizgu AB .

Prognozowanie wartości sił działających w każdej ze stref odkształceń plastycznych zostało przeprowadzone w następujący sposób. Całkowite wartości siły skrawania (stycznej) F_c działającej w kierunku wektora ruchu skrawania v_c oraz posuwowej F_f działającej prostopadle do niego zostały rozpisane jako suma sił elementarnych działających w poszczególnych strefach (15). W strefie pierwotnych odkształceń plastycznych działają siły F'_c oraz F'_f , w strefie ścinu działają siły F_{cf-c} , F_{cf-t} oraz wywołane oddziaływaniem powierzchni przyłożenia o powierzchnię obrobioną siły na krawędzi skrawającej F_{ce} , F_{fe} [58].

$$\left. \begin{aligned} F_c &= F'_c + F_{cf-c} + F_{ce} \\ F_f &= F'_f + F_{cf-f} + F_{fe} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

Wartości sił działających na krawędzi skrawającej zostały zidentyfikowane na podstawie pomiarów w trakcie procesu skrawania ostrzem bez zużycia i funkcji sił skrawania dla zerowej grubości skrawania [5], [58]. Siła poślizgu została obliczona zgodnie z równaniem (14). Występujące w pierwotnej strefie odkształceń plastycznych siły styczna i posuwowa zostały wyznaczone na podstawie zależności geometrycznych (16). Natomiast siły występujące na ścinie powierzchni natarcia odpowiednio z równaniami (17).

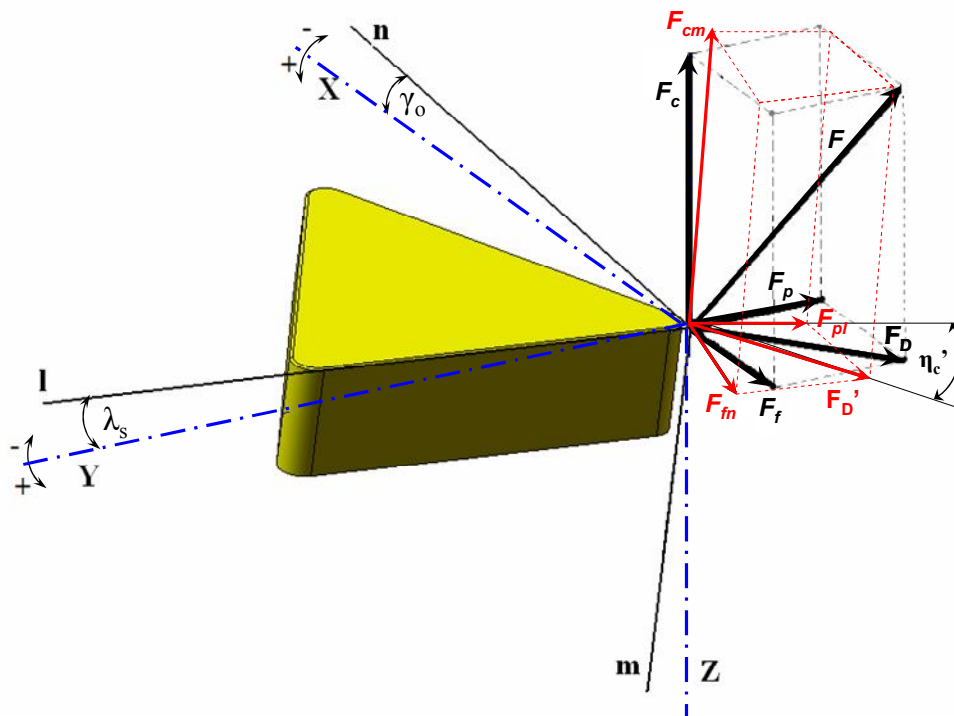
$$\left. \begin{aligned} F'_c &= \frac{F_s \cos(\beta - \gamma_0)}{\cos(\Phi_s + \beta - \gamma_0)} \\ F'_t &= \frac{F_s \sin(\beta - \lambda_0)}{\cos(\Phi_s + \beta - \gamma_0)} \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

$$\left. \begin{aligned} F_{cf-c} &= \left[(\tau_{BO} \cos \Phi_s + \sigma_{BO} \sin \Phi_s) \frac{b_{cf} \sin \gamma_{cf} b}{\cos \Phi_s} \right] \\ F_{cf-t} &= \left[(\sigma_{BO} \cos \Phi_s - \tau_{BO} \sin \Phi_s) \frac{b_{cf} \sin \gamma_{cf} b}{\cos \Phi_s} \right] \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

gdzie, b_{cf} – szerokość ścinu powierzchni natarcia, γ_{cf} - kąt ścinu, b – szerokość warstwy skrawanej.

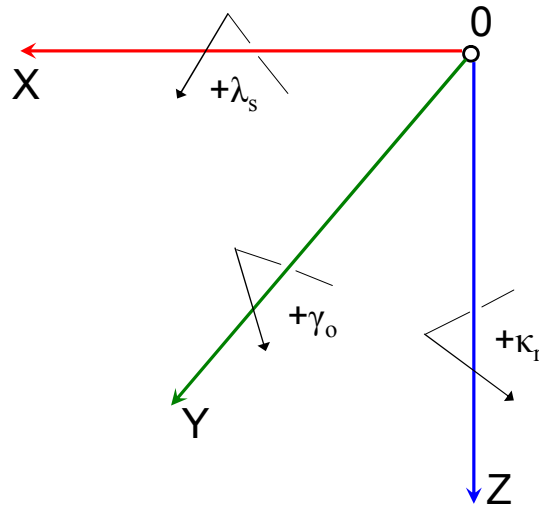
1.3. Wyznaczanie składowych całkowitej siły skrawania w układzie narzędzia

W pierwszej kolejności został utworzony rzeczywisty, trójwymiarowy model położenia ostrza skrawającego w stosunku do układu podstawowego XYZ , w którym dokonywany był pomiar składowych całkowitej siły skrawania. Widoczny na rys. 1.7 układ przedstawia ostrze skrawające w układzie narzędzia lmn , które zostało obrócone w stosunku do układu podstawowego XYZ o wartości kątów, jakie uzyskano po zamocowaniu płytki ostrzowej w oprawce. Widoczna na rys. 1.7 płaszczyzna XY definiuje płaszczyznę podstawową P_r a lm płaszczyznę krawędzi skrawającej P_s . Przejście z układu podstawowego XYZ do układu narzędzia lmn zostało zrealizowane poprzez obroty o kąty Eulera. W układzie narzędzia oś l pokrywa się z krawędzią skrawającą, a n leży w płaszczyźnie powierzchni natarcia.



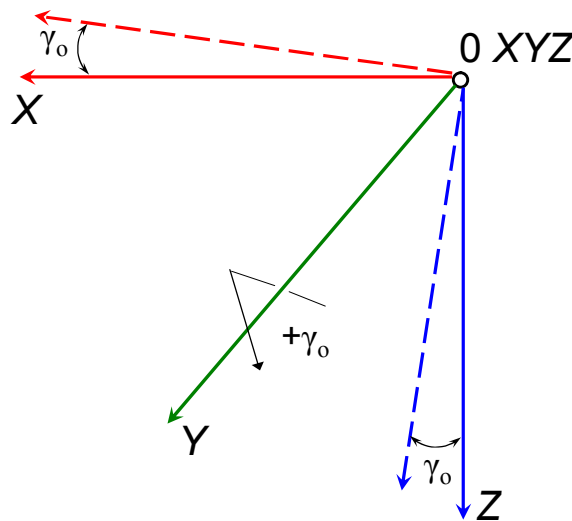
Rys. 1.7. Układ narzędzia w stosunku do działania składowych całkowitej siły skrawania

W odniesieniu do kinematyki obrabiarki, w jakim pracuje ostrze skrawające, jego układ został zdefiniowany jako lewoskrętny. Kierunki obrotów elementarnych wokół poszczególnych osi o zadane wartości kątów zostały zrealizowane zgodnie z obowiązującymi zasadami, które przedstawia rys. 1.8.



Rys. 1.8. Kierunki obrotów wokół osi dla układu lewoskrętnego

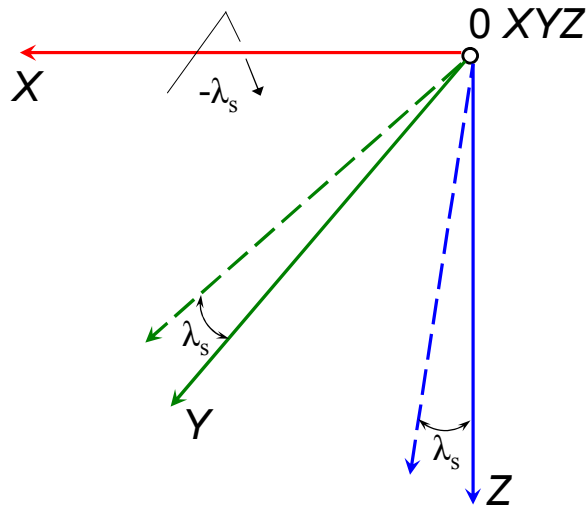
Dla każdego z wykonanych obrotów wokół osi układu podstawowego XYZ wyznaczone zostały cosinusy kątów zawartych między osiami obu układów. Poszczególne obroty względem osi układu XYZ opisują macierze przejścia (18), (19) i (20). Obrót pierwszy względem osi Y układu podstawowego o kąt γ_o pokazany schematycznie na rys. 1.9 został opisany macierzą (18).



Rys. 1.9. Obrót wokół osy Y o kąt γ_o

$$[\gamma_o] = \begin{bmatrix} \cos \gamma_o & 0 & -\sin \gamma_o \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \gamma_o & 0 & \cos \gamma_o \end{bmatrix} \quad (18)$$

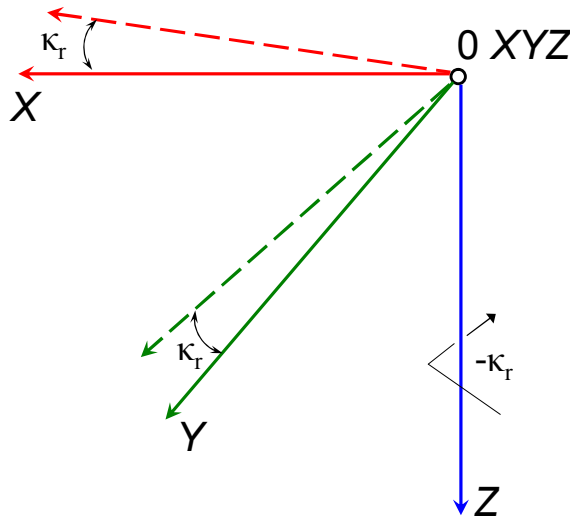
Drugi obrót względem osi X o kąt λ_s , widoczny na rys. 1.10 opisuje macierz (19).



Rys. 1.10. Obrót wokół osy X o kąt λ_s

$$[\lambda_s]^T = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \lambda_s & -\sin \lambda_s \\ 0 & \sin \lambda_s & \cos \lambda_s \end{bmatrix} \quad (19)$$

Trzeci obrót względem osi Z o kąt κ_r widoczny na rys.1.11 opisuje macierz (20)



Rys. 1.11. Obrót wokół osy Z o kąt κ_r

$$[\kappa_r]^T = \begin{bmatrix} \cos \kappa_r & -\sin \kappa_r & 0 \\ \sin \kappa_r & \cos \kappa_r & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (20)$$

Macierz przejścia z układu XYZ do lmn jest iloczynem macierzy obrotów elementarnych (18), (19), (20), a jej ostateczną jej postać przedstawia równanie (21).

$$[\lambda_s]^T [\gamma_0] = \begin{bmatrix} \cos \gamma_0 & 0 & -\sin \gamma_0 \\ -\sin \lambda_s \sin \gamma_0 & \cos \lambda_s & -\sin \lambda_s \cos \gamma_0 \\ \cos \lambda_s \sin \gamma_0 & \sin \lambda_s & \cos \lambda_s \cos \gamma_0 \end{bmatrix} \quad (21)$$

$$\begin{bmatrix} F_n \\ F_l \\ F_m \end{bmatrix} = [\lambda_s]^T [\gamma_0] [\kappa_r]^T = \begin{bmatrix} \cos \gamma_0 & 0 & -\sin \gamma_0 \\ -\sin \lambda_s \sin \gamma_0 & \cos \lambda_s & -\sin \lambda_s \cos \gamma_0 \\ \cos \lambda_s \sin \gamma_0 & \sin \lambda_s & \cos \lambda_s \cos \gamma_0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos \kappa_r & -\sin \kappa_r & 0 \\ \sin \kappa_r & \cos \kappa_r & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} \cos \gamma_0 \cos \kappa_r & -\cos \gamma_0 \sin \kappa_r & -\sin \gamma_0 \\ -\sin \lambda_s \sin \gamma_0 \cos \kappa_r + \cos \lambda_s \sin \kappa_r & \sin \lambda_s \sin \gamma_0 \sin \kappa_r + \cos \lambda_s \cos \kappa_r & -\sin \lambda_s \cos \gamma_0 \\ \cos \lambda_s \sin \gamma_0 \cos \kappa_r + \sin \lambda_s \sin \kappa_r & -\cos \lambda_s \sin \gamma_0 \sin \kappa_r + \sin \lambda_s \cos \kappa_r & \cos \lambda_s \cos \gamma_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} \quad (22)$$

Obrót z układu podstawowego XYZ , w jakim zarejestrowano składowe całkowitej siły skrawania, do układu lmn pozwolił na wyznaczenie wartości składowych F_{pl} , F_{cm} , F_{fn} w nim działających. Równania umożliwiające bezpośrednie wyliczenie tych składowych w zależności od użytej geometrii ostrza skrawającego wyrażają równania (23), (24) oraz (25).

Równanie do wyznaczenia składowej odporowej F_{pl} w układzie lmn :

$$F_{pl} = -F_{fx} (\sin \lambda_s \sin \gamma_0 \cos \kappa_r + \cos \lambda_s \sin \kappa_r) + F_{py} (\sin \lambda_s \sin \gamma_0 \sin \kappa_r + \cos \lambda_s \cos \kappa_r) - F_{cz} (\sin \lambda_s \cos \gamma_0) \quad (23)$$

Równanie do wyznaczenia składowej obwodowej F_{cm} w układzie lmn :

$$F_{cm} = F_{fx} (\cos \lambda_s \sin \gamma_0 \cos \kappa_r + \sin \lambda_s \sin \kappa_r) - F_{py} (\cos \lambda_s \sin \gamma_0 \sin \kappa_r + \sin \lambda_s \cos \kappa_r) - F_{cz} (\cos \lambda_s \cos \gamma_0) \quad (24)$$

Równanie do wyznaczenia składowej posuwowej F_{fn} w układzie lmn :

$$F_{fn} = F_{fx} \cos \gamma_0 \cos \kappa_r - F_{py} \cos \gamma_0 \sin \kappa_r - F_{cz} \sin \gamma_0 \quad (25)$$

1.4. Kąt sływu wióra

Określenie rzeczywistej wartości kąta sływu wióra w analizowanym węźle tarcia jest czynnikiem koniecznym do ustalenia sposobu podziału przestrzennego układu narzędzia, a następnie jego zrzutowanie na płaszczyznę zgodnie z założeniami przedstawionymi w rozdz. 4.2.1. Operacja ta ma na celu sprowadzenie układu przestrzennego do układu płaskiego i przyjęcie go za ekwiwalentny w stosunku do fundamentalnego układu ortogonalnego celem wyznaczenia wartości współczynnika tarcia. Do wyznaczenia średniej wartości kąta sływu wióra zostały wykorzystane następujące modele:

I - Pomiar kąta η_c na wykonanych podczas badań zużycia zdjęciach powierzchni natarcia, na której pozostał widoczny ślad kierunku sływu wióra (rys. 1.12), w postaci wyraźnie widocznych podłużnych pozostałości materiału obrabianego nalepionych na powierzchni narzędzia.

II - Obliczenie teoretycznej wartości kąta sływu metodą zaproponowaną przez Colwella zgodnie z zależnościami (26), (27) i (28) [17].

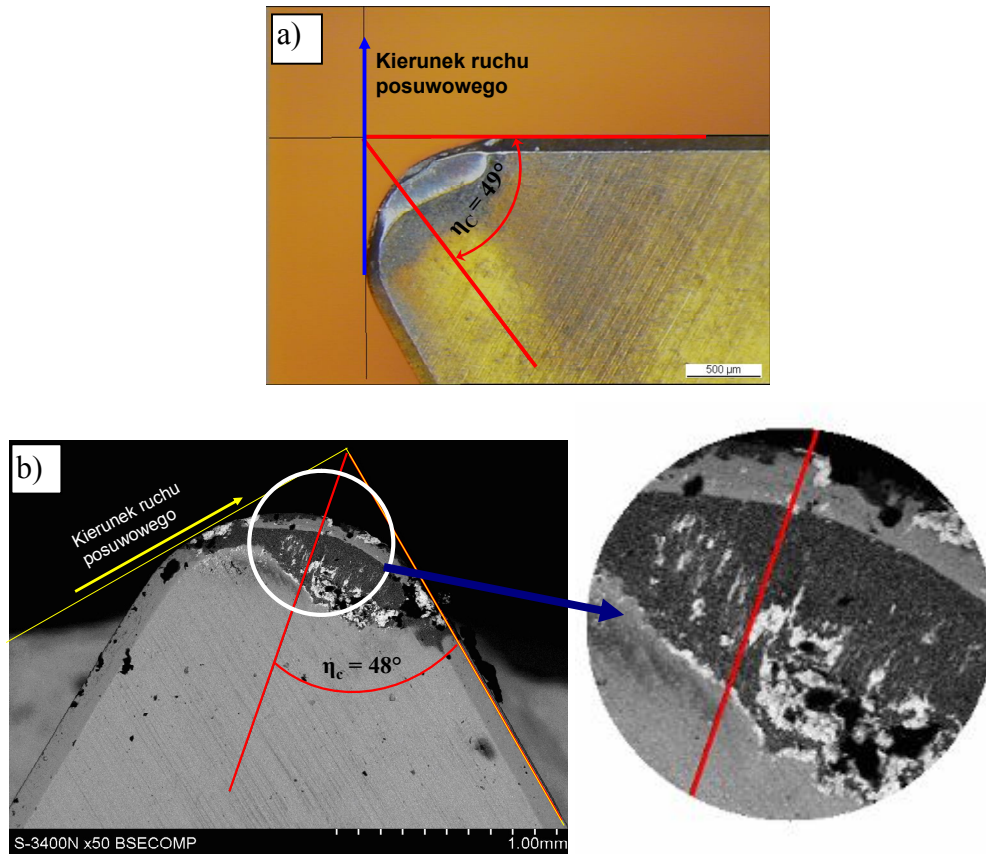
III - Wyznaczeniu kąta sływu wióra w oparciu o wielobok sił zbudowany z wektorów sił prostopadłych do stycznych w obrębie czynnej krawędzi skrawającej dla zastosowanej geometrii ostrza skrawającego (rys. 1.13).

IV - Wyznaczenie wartości kąta η_c' w układzie lmn , zawartego pomiędzy wektorami siły składowej odporowej F_{pl} i poprzecznej F_D' (rys. 1.7), mogącym być teoretycznym kątem η_c , gdy kierunek sływu wióra pokryje się z wektorem siły poprzecznej.

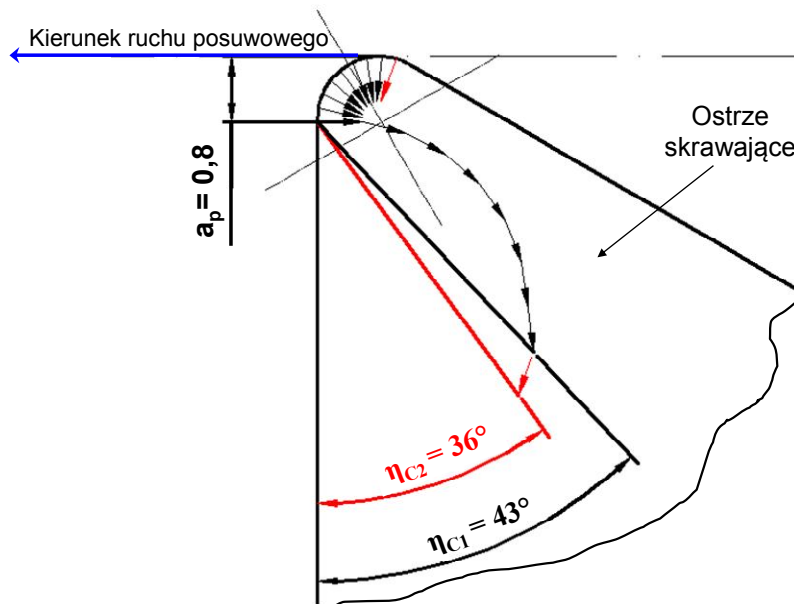
$$\operatorname{tg} \eta_c = \frac{a_p}{r_\varepsilon + f/2} \quad \text{gdy } \kappa_r = 90^\circ, a_p > r_\varepsilon \quad (26)$$

$$\operatorname{tg} \eta_c = \frac{a_p}{\left(2r_\varepsilon a_p - a_p^2\right)^{1/2} + f/2} \quad \text{gdy } a_p < r_\varepsilon \quad (27)$$

$$\operatorname{tg} \eta_c = \frac{a_p}{a_p \operatorname{ctg} \kappa_r + r_\varepsilon \operatorname{tg}(\pi/2 - \kappa_r/2) + f/2} \quad \text{gdy } \kappa_r \neq 90^\circ, a_p > r_\varepsilon \quad (28)$$



Rys. 1.12. Sposób pomiaru kąta sływu wióra w oparciu o wykonane zdjęcia powierzchni natarcia a) zdjęcie wykonane na mikroskopie optycznym, b) skaningowym



Rys. 1.13. Teoretyczny kąt sływu wióra

Porównanie uzyskanych w ten sposób wartości pozwoliło na określenie średniej wartości kąta spływu wióra dla użytych geometrii ostrza oraz zastosowanych parametrów technologicznych. Zestawienie wartości wyznaczonych kątów η_c przedstawia tabela 1.1.

Tabela 1.1

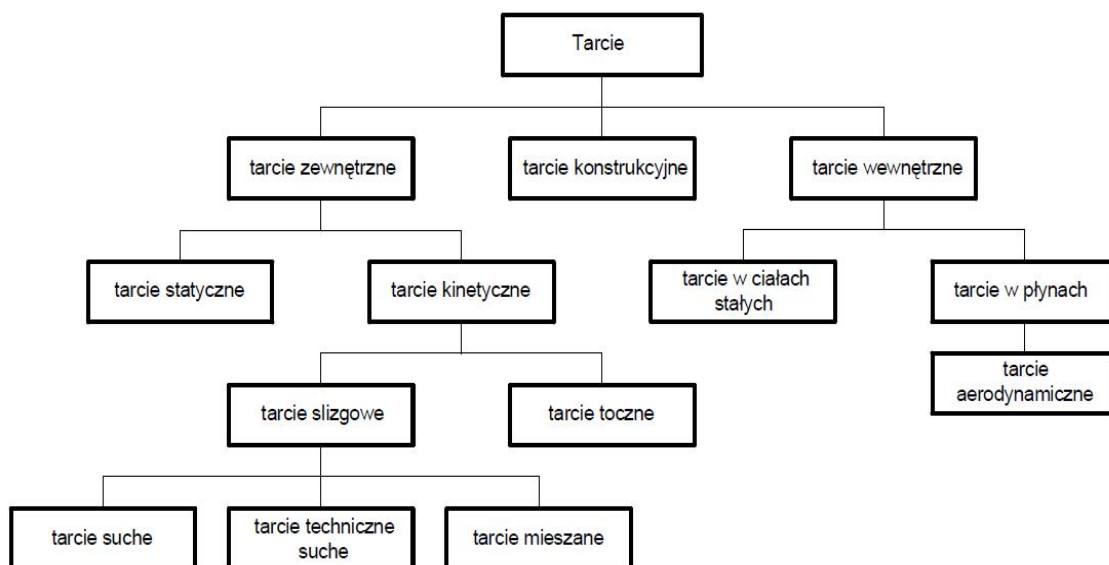
Wyznaczone teoretyczne i doświadczalnie wartości kąta spływu wióra

Sposób wyznaczania kąta spływu wióra $\eta_c, ^\circ$	Wartość posuwu zastosowanego podczas badań zużycia $f, \text{mm/obr}$	
	0,08	0,12
I - pomiar kąta η_c w oparciu o zdjęcia powierzchni natarcia	$\eta_c = 48^\circ$	$\eta_c = 49^\circ$
II - równanie (26)	$\eta_c = 43,6^\circ$	$\eta_c = 42,9^\circ$
II - równanie (27)	$\eta_c = 38,1^\circ$	$\eta_c = 31,1^\circ$
II - równanie (28)	$\eta_c = 44,6^\circ$	$\eta_c = 46^\circ$
III - wielobok sił	$\eta_c = 39,5^\circ$	
IV – wyznaczenie kąta η_c'	$\eta_c = 48^\circ$	$\eta_c = 47^\circ$

Wyniki zestawione w tab. 1.1 wykazały dużą zgodność pomiędzy wykonanymi pomiarami kąta spływu wióra na powierzchni natarcia ostrza skrawającego (model *I*) z wartościami teoretycznymi wyznaczonymi w oparciu o wartości sił (model *IV*). W związku z tym, do dalszych rozważań związanych z modelowaniem wartości współczynnika tarcia ślizgowego dla realizowanego procesu skrawania został przyjęty model *IV*.

1.5. Tarcie w procesie skrawania

Tarcie jest zjawiskiem występującym powszechnie w przyrodzie. Intrygowało ono już wielkich uczonych i myślicieli setki lat temu, począwszy od Leonardo da Vinci, który w drugiej połowie XV w. wyprowadził dwa podstawowe prawa tarcia, poprzez prace naukowe Amontonsa oraz badania Coulomba. Współczesna tribologia oraz wszelkiego rodzaju modele tarcia suchego do dnia dzisiejszego opierają się na wspomnianych hipotezach [3]. Tarcie ze względu na swój charakter można podzielić na trzy grupy: zewnętrzne, wewnętrzne i konstrukcyjne, jak na rys. 1.14. Proces obróbki skrawaniem zarówno metali jak i innych materiałów konstrukcyjnych jest zazwyczaj procesem złożonym zarówno pod względem zachodzących zjawisk fizyko-chemicznych jak również kinematyki. Zachodzące podczas realizacji tego procesu zjawiska są wynikiem wzajemnego oddziaływania na siebie kojarzonych par tribologicznych (narzędzie - przedmiot obrabiany). W efekcie zachodzą zarówno zjawiska pożądane, takie jak rozdzielanie usuwanej warstwy materiału od przedmiotu obrabianego w wyniku jego odkształceń plastycznych oraz formowanie technologicznej warstwy wierzchniej o określonych właściwościach, jak również mniej korzystne, a czasami nawet niepożądane, jak na przykład wywołane tarciem zjawiska ciepło-chemiczne. Tarcie jest zależne w znacznym stopniu od mechanicznych i fizycznych właściwości elementów par tribologicznych.



Rys. 1.14. Rodzaje tarcia [4], [35]

W szczególności należy mieć na uwadze stan geometryczny powierzchni współpracujących (chropowatość), rodzaj kojarzonych materiałów, jak również ich geometryczne skojarzenie. Podobnie jest z występującym w procesie skrawania tarcie ślizgowym, które wywołane jest ruchem względnym narzędzia w stosunku do materiału obrabianego [3]. Tarcie ślizgowe występuje w strefach styku narzędzia z materiałem obrabianym od strony powierzchni przyłożenia, pomocniczej powierzchni przyłożenia oraz na powierzchni natarcia podczas tworzenia i ruchu względnego wióra. Dodatkowo w węzłach tarcia działają siły adhezji powodujące lokalne szczepienia materiałów par trących, które są regularnie zrywane w wyniku spływu wióra. Kolejnym rodzajem jest wewnętrzne tarcie międzycząsteczkowe występujące wzdłuż linii poślizgu będące wynikiem odkształceń plastycznych zachodzących podczas tworzenia wióra. Zasługującym na uwagę szczególnym rodzajem tarcia, możliwym do wystąpienia w procesie skrawania, jest tarcie quasi fizycznie suche [35]. Zachodzi ono wówczas, gdy pary trące nie są rozdzielone ciałem trzecim, a w wyniku oddziaływania bardzo dużych nacisków powierzchniowych i wysokiej temperatury w strefie styku (warunki są zbliżone do warunków tarcia w próżni) wartości współczynnika tarcia wzrastają powyżej 1. Chociaż w praktyce uzyskanie takich warunków jest niezwykle trudne, ponieważ powierzchnie stykających się ciał pokryte są ich tlenkami, lub innymi cząstkami substancji lotnych bądź ciekłych [35]. W związku z tym pomimo prowadzonej obróbki na sucho mamy do czynienia z tarcie technicznie suchym, bądź częściowo w cieczy. Tarcie suche w dużym stopniu zależne jest od mechanicznych i fizycznych właściwości powierzchni trących oraz od wielu innych czynników, takich jak rodzaj obróbki, chropowatość powierzchni, dobór materiałów kojarzonych par tribologicznych oraz ich twardość [63].

Jako pierwszy w odniesieniu do ortogonalnego procesu skrawania model tworzenia wióra bez uwzględniania wpływu naprężeń i temperatury oraz zasady minimum energii niezbędnej do jego realizacji zastosował M. E. Merchant w swojej pracy pt. „Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting”. Idąc jego dokonaniem tę samą zasadę w odniesieniu do procesu skrawania skośnego z uwzględnieniem naprężeń stycznych i współczynnika tarcia do oceny przebiegu procesu skrawania zastosowali Shamoto i Altintas [60]. Z kolei w pracy [58] powyższe rozważania zostały zastosowane do przypadku skrawania swobodnego skośnego. Zgodnie z rys. 1.6, gdy znany jest kąt poślizgu ϕ oraz kąt natarcia γ_0 można na ich podstawie przewidywać wartość kąta tarcia θ , który wyrażony jest za pomocą równań (29).

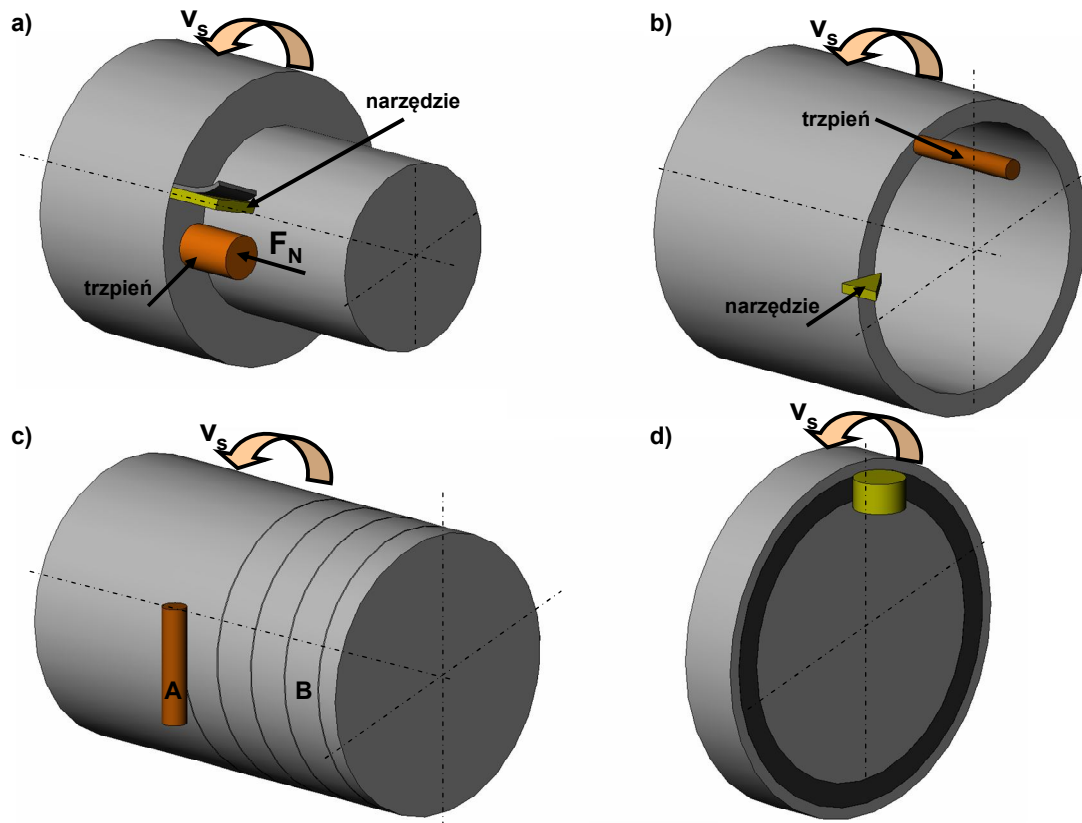
$$\left. \begin{aligned} \Theta &= \Omega - \Phi + \gamma_0 \\ \tan \Omega &= [1 + 2(\frac{\pi}{4} - \Phi)] - \tau_s n \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

gdzie, Ω – kąt pochylenia siły wypadkowej F_a i linii poślizgu AD, τ_s – średnie naprężenie ścinające dla kąta poślizgu powyżej 40° , n – wskaźnik umocnienia odkształceniowego.

Rozkład całkowitej siły skrawania na składowe geometryczne pozwala pośrednio wyznaczyć wartości składowych fizycznych działających na powierzchni natarcia ostrza. Dla procesu skrawania ortogonalnego na podstawie tzw. koła Merchanta (rys. 1.5) możliwe jest wyznaczenie wartości współczynnika tarcia występującego na powierzchni natarcia. W oparciu o znaną geometrię ostrza skrawającego i zarejestrowane składowe całkowitej siły skrawania F_c , F_f , oraz odpowiednie zależności trygonometryczne (rys.1.5) można wyliczyć teoretyczną wartość kąta tarcia, siły tarcia i siły do niej normalnej, a w rezultacie wartość współczynnika tarcia.

Opracowanie modelu tarcia, który idealnie odzwierciedla wiele zjawisk zachodzących podczas procesu odróbki jest przedmiotem licznych prac, na przykład [2], [4], [6], [8], [20], [44], [48], [56], [57], [58], [59], [66], [67], w których skupiono się zarówno na analitycznym oraz doświadczalnym sposobie wyznaczania współczynnika tarcia wykorzystując tribometr „*pin-on-disk*” o różnych kinematykach, jak również analizy trygonometryczne czy metodę MES.

Rech [2], [56], [57], Zemzemi [66], [67], Olsson [50] i inni w swoich pracach związanych z modelowaniem tarcia skupili się nad doświadczalnym sposobem wyznaczania wartości współczynnika tarcia z wykorzystaniem tribometru „*pin-on-disk*”. Rozdzielenie układów z punktu widzenia tribologii na dwa rodzaje - otwarty i zamknięty, wynika z ich budowy oraz warunków współpracy. Typowym tribologicznym układem otwartym jest układ przedmiot obrabiany-narzędzie, w którym podczas skrawania kontakt spływającego po powierzchni natarcia wióra jest chwilowy, gdyż nigdy więcej na nią nie powraca, jak również kontakt powierzchni przyłożenia z powierzchnią obrobioną. Przykładowe konfiguracje tribometrów w układzie otwartym przedstawiono na rys. 1.15a,b,c. Trzpień trze o powierzchnię rury/wałka zawsze po świeżym materiale (rys. 1.15a, b) dzięki znajdującym się przed, bądź za, trzpieniem narzędziem, które odświeża powierzchnię po której się przemieszcza. Innym przykładem może być walcowy trzpień trący o powierzchnię wałka, który przemieszcza się po niej wzdłuż linii śrubowej zawsze po „świeżym”, niezanieczyszczonym pozostałościami startych cząstek trzpienia torze.



Rys. 1.15. Przykładowe konfiguracje tribometrów a) Olsons [50], b) Zemzemiego [67], c) Hendenqvista [23], d) Grzesika [21]

W przypadku układów zamkniętych, jak na rys. 1.15 d, trzcien przemieszcza się po próbce po zamkniętym torze bez dodatkowego narzędzia odświeżającego powierzchnię próbki. W takim przypadku może dojść do sytuacji, w której starty materiał pinu, bądź próbki, w wyniku działania sił adhezji pokryje częściowo, bądź całkowicie ich powierzchnię, a wyznaczone wartości współczynnika tarcia będą odnosić się nie dla par tribologicznych trzcien-próbka, lecz dla par mieszanych, a w skrajnych przypadkach par typu trzcien-trzcien, bądź próbka-próbka.

Dotychczasowe wyniki badań z użyciem tribometrów wykazały, że największy wpływ na średnią wartość współczynnika tarcia ma prędkość poślizgu, z jaką względem siebie przemieszczają się materiały pary tribologicznej [2], [66]. Prowadzone badania tarcia z wykorzystaniem trzcieni z węgla spiekane pokrytych powłokami ochronnymi z TiN nanoszonymi metodami PVD, jak i bez nich, trących o powierzchnię wałka ze stali 27MnCr5 wykazały spadek wartości współczynnika tarcia dla próbek z nałożoną powłoką [67]. W pracy [65] przeprowadzone zostały badania nad wpływem obrobionej i

nieobrobionej laserem powierzchni żeliwa sferoidalnego, trącej o powierzchnię ze stali 52100, na stopień zużycia i wartość współczynnika tarcia z wykorzystaniem cieczy smarujących na bazie parafiny z różnymi dodatkami antyzużyciowymi. Badania te wykazały, że mniejsze wartości współczynnika tarcia uzyskane zostały dla próbek z żeliwa, których powierzchnia nie została obrobiona laserem, natomiast większą odporność na zużycie wykazały próbki obrobione laserem.

1.6. Zużycie ostrza

1.6.1. Mechanizmy zużycia ostrza

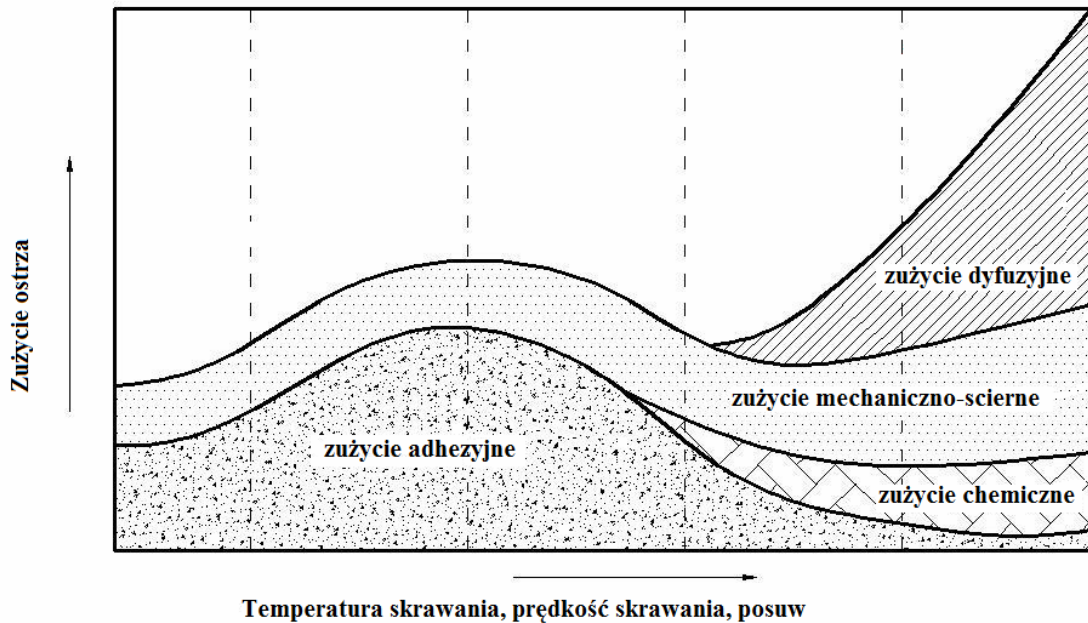
Wytwarzanie części przez kształtowanie ubytkowe jest jedną z najczęściej stosowanych metod obróbki. W trakcie procesu skrawania zachodzi szereg procesów mechanicznych, fizycznych, chemicznych mających ostatecznie wpływ na właściwości użytkowe wyrobu oraz trwałość narzędzia, które ulega zużyciu. W strefie styku ostrza skrawającego z materiałem obrabianym zachodzą procesy tribologiczne będące bezpośrednią przyczyną zużywania się ostrzy skrawających [17]. Wysoka temperatura w strefie skrawania, powinowactwo chemiczne, duże naciski jednostkowe materiału obrabianego na powierzchnię narzędzia skrawającego, oraz względne przemieszczanie się materiału obrabianego i ostrza wpływają w znacznym stopniu na charakter przebiegu procesu zużycia i trwałość narzędzia [7].

Mając na uwadze parametry skrawania, właściwości materiału obrabianego i narzędziowego oraz rodzaj prowadzonej obróbki możemy wyróżnić dwie fazy zużycia:

- zużycie ciągłe, będące wynikiem intensywnego tarcia wióra o powierzchnię natarcia i materiału obrabianego o powierzchnię przyłożenia, jak również pęknięć cieplnych podczas obróbki przerywanej,
- zużycie skokowe, objawiające się jednorazowymi lub powtarzającymi się cyklicznie wykruszeniami ostrza powodujących utratę jego zdolności skrawnych [17].

Zużycie ostrzy skrawających jest procesem bardzo złożonym i trudno przewidywalnym, na co wpływ ma wiele czynników takich jak [7]:

- rodzaj/gatunek materiału narzędziowego,
- rodzaj, ilość, grubości oraz właściwości powłok ochronnych,
- geometria ostrza,
- rodzaj prowadzonej obróbki skrawania,
- zastosowane technologiczne parametry skrawania,
- stosowanie cieczy obróbkowych,
- właściwości fizyko-chemiczne materiału obrabianego.



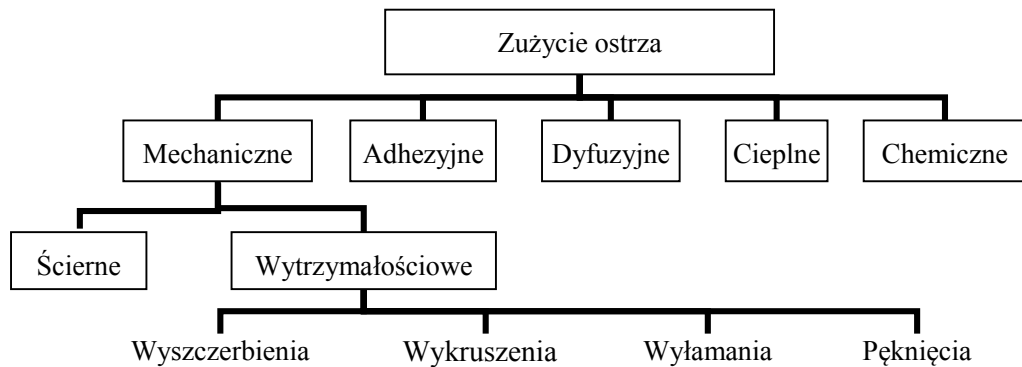
Rys. 1.16. Rodzaje zużycia ostrza w funkcji parametrów skrawania [64]

Procesowi skrawania towarzyszą różne rodzaje zużycia, często kilka jednocześnie, które występują w całym zakresie temperatury i prędkości skrawania. Część z nich nasila się w wysokiej temperaturze i przy dużych prędkościach skrawania (rys.1.16.) [64]. Potwierdza to szereg prac doświadczalnych, których przedmiotem była analiza przebiegu procesu zużycia jak i jego przyczyn [1], [12], [16], [24 ÷ 27], [29], [37 ÷ 47], [55], [61].

Występowanie przedstawionych na rys. 1.14 typów zużycia ostrza jest ściśle uzależnione od wspomnianych czynników. Ponieważ w strefie skrawania jak i na powierzchniach roboczych ostrza mogą wystąpić różne wielkości gradientów temperatury, naprężeń bądź względnej prędkości przemieszczającego się materiału obrabianego i ostrza skrawającego, zatem ich występowanie może być różne w całym zakresie [7]. Legutko [36] w analizowanym tribologicznym modelu strefy kontaktu wióra z powierzchnią natarcia wyszczególnił trzy podstrefy o różnych charakterach styku. W pierwszej podstrefie, znajdującej się bezpośrednio w obszarze krawędzi skrawającej, w wyniku kontaktu wióra z powierzchnią natarcia zachodzą procesy dyfuzyjnego i adhezyjnego zużycia. W drugiej zużycie głównie spowodowane jest wrywaniem cząstek materiału narzędzia a procesy dyfuzyjne pojawiają się sporadycznie. W podstrefie trzeciej występuje zużycie ściernie powierzchni narzędzia twardymi cząstkami występującymi w wiórze.

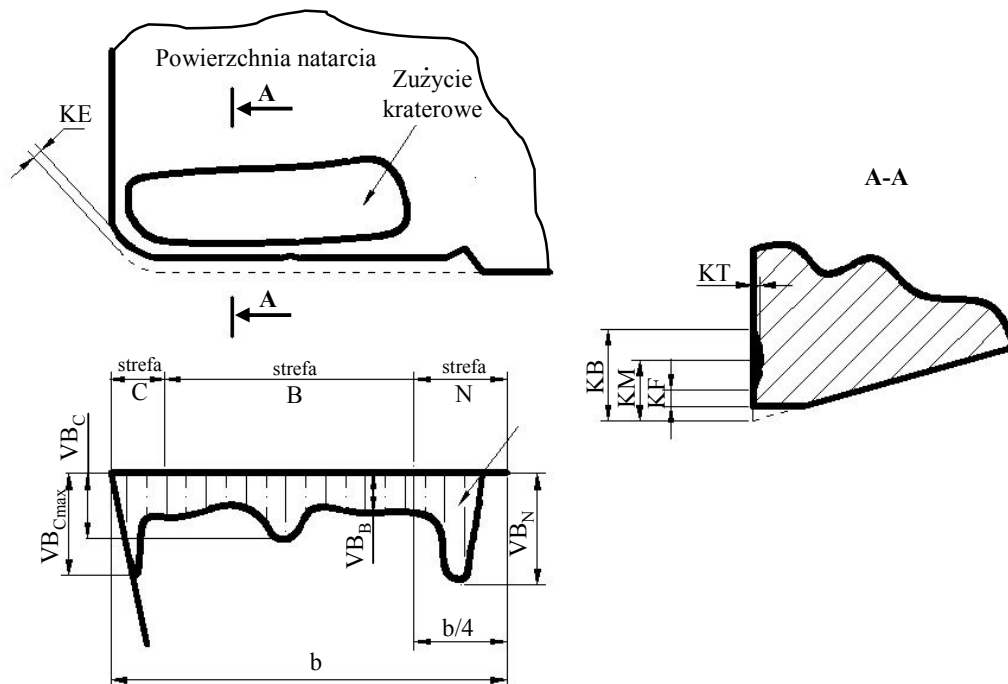
Zgodnie z normą PN-ISO 3685:1996 stopień zużycia powierzchni natarcia i przyłożenia oraz wielkość rowka zużycia ocenia się na podstawie wskaźników zużycia ostrza [53]. Ubytki spowodowane tarcie, wykruszeniem, wyłamaniem ostrza na

powierzchni przyłożenia oraz spływający po powierzchni natarcia wiór, złobiący w niej rowek, prowadzą do utraty jego stateczności, a w rezultacie do zużycia [64]. Sposób pomiaru oraz identyfikacje wskaźników zużycia na powierzchniach ostrza skrawającego podany przez PN-ISO 3685:1996 przedstawia rys. 1.18. Dotyczy on głównie ostrzy skrawających, bez ścinu na powierzchni natarcia, zaokrąglonej krawędzi skrawającej oraz zwijaczy wióra na powierzchni natarcia.

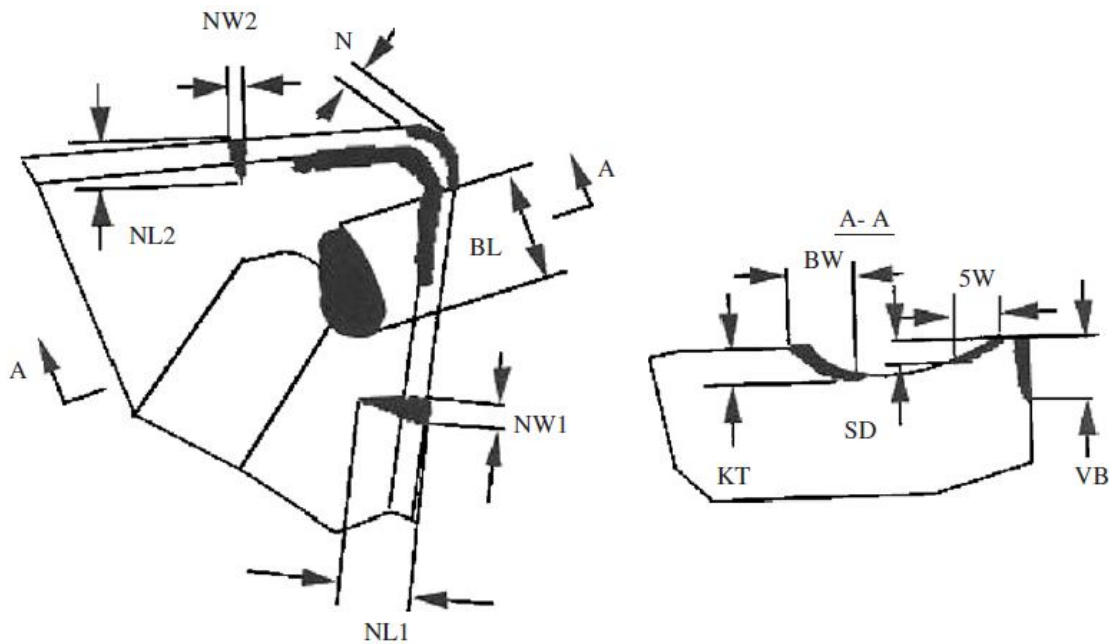


Rys. 1.17. Rodzaje zużycia ostrza [7]

W przypadku ostrzy, które posiadają wspomniane modyfikacje technologiczne sposób dokonywania pomiarów poszczególnych wskaźników nie zawsze jest oczywisty. Jawahir i inni w pracy [27] zaproponowali nowy sposób pomiaru stref zużycia dla ostrzy z łamaczami wióra w oparciu o badania doświadczalne własne (rys. 1.19).



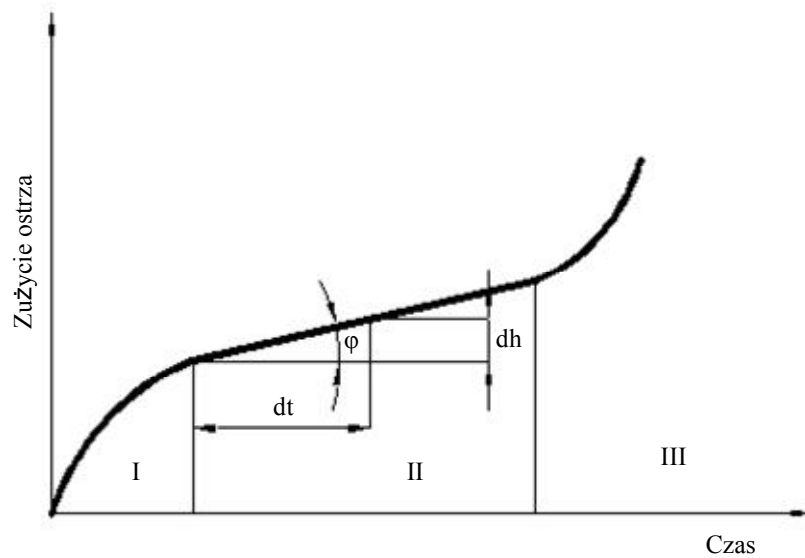
Rys. 1.18. Wskaźniki zużycia ostrza wg PN-ISO 3685:1996 [53]



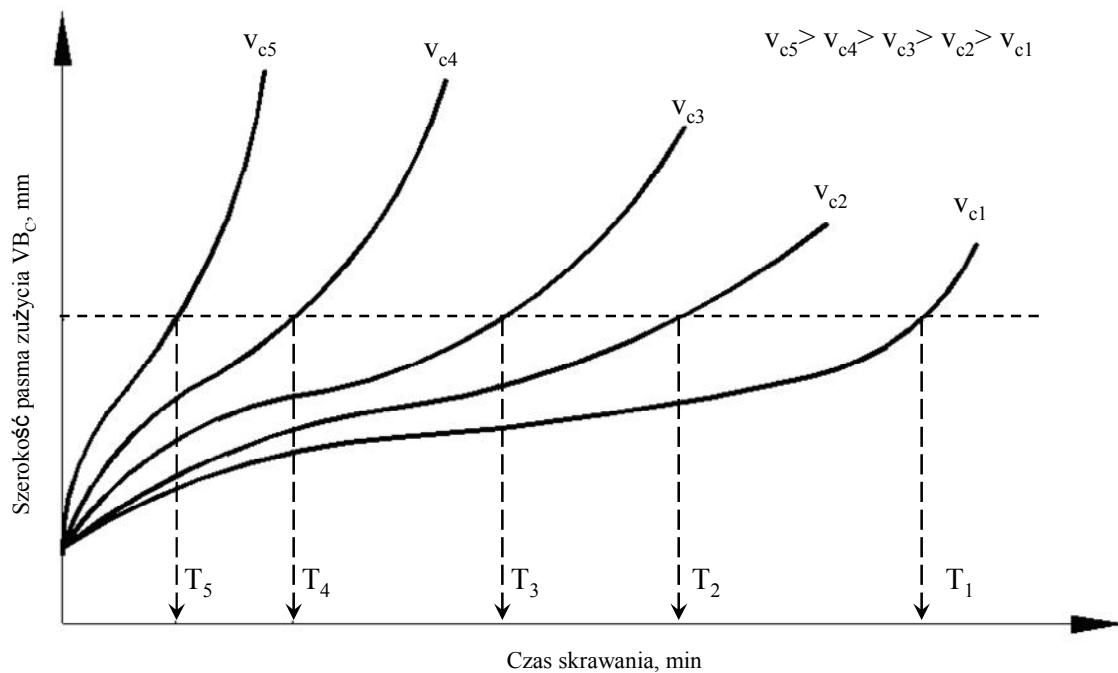
Rys. 1.19. Wskaźniki zużycia dla ostrza rowkowanego wg Jawahira [27]

Wprowadzone dodatkowe wskaźniki zużycia określają szerokość BW i długość BL zużycia tylnej ścianki rowka, szerokość SW i głębokość SD strefy zużycia przedniej części rowka, szerokość NW_1 i długość NL_1 strefy zużycia skoncentrowanego od strony głównej krawędzi skrawającej oraz szerokości NW_1 i długości NL_2 od strony pomocniczej krawędzi skrawającej.

Przebieg krzywej zużycia ostrzy skrawających w warunkach tarcia suchego, podobnie jak dla elementów maszyn, odzwierciedla krzywa Lorentza rys. 1.20. Charakterystyczną cechą dla tego typu przebiegu są trzy okresy o zmiennej intensywności zużycia. Pierwszy okres dotyczy docierania się współpracujących par tribologicznych i przyspieszonego zużycia. Po osiągnięciu pewnej wartości następuje drugi okres zużycia ustabilizowanego, będący normalnymi warunkami pracy narzędzia. Trzeci okres to powtórne przyspieszone zużycie wynikające z utraty przez ostrze stabilności, prowadzący do zużycia katastroficznego. Jak dowodzą badania doświadczalne przebiegi zużycia uzyskane dla tych samych warunków skrawania i tego samego materiału nie zawsze są powtarzalne rys. 1.21. Oznacza to, że okres trwałości jest zmienną losową podlegającą rozkładowi normalnemu Gaussa [17].



Rys. 1.20. Przebieg zużycia ostrza w czasie [17]



Rys. 1.21. Krzywe zużycia powierzchni przyłożenia dla różnych prędkości skrawania [53]

Zatem z punktu widzenia ekonomicznego modelowanie przebiegu zużycia ostrzy skrawających jest bardzo zasadne. Posiadając wiedzę o zakresie możliwości wykorzystania narzędzia skrawającego do konkretnej operacji obróbki zdecydowanie łatwiej jest ocenić koszty z tym związane jak i sam przebieg procesu pod kątem technologicznym. Ponieważ na zużycie ostrzy skrawających wpływa bardzo dużo czynników, które wymieniono wyżej,

również sam proces modelowania jest od nich uzależniony. Wiadomym jest, że wraz ze wzrostem prędkości skrawania maleją okresy trwałości ostrzy skrawających, tak jak to przedstawia rys. 1.21. W związku z tym kluczową kwestią jest wyznaczenie optymalnego zakresu prędkości skrawania dla danego narzędzia podczas skrawania konkretnego materiału, w odniesieniu do założonego kryterium zużycia. Jako pierwszy zależność pomiędzy trwałością ostrza a prędkością skrawania podał Taylor w 1907r (30).

$$v_c T^n = C \quad (30)$$

gdzie: v_c – prędkość skrawania, T - trwałości ostrza., C – stała

Najczęściej występującymi przyczynami zużycia przedstawionymi na rys. 1.17 obserwowanymi zarówno podczas skrawania stali jak i żeliw, są ścieranie, adhezja oraz dyfuzja, czego dowodem są wyniki badań opisane w pracach [1], [12], [24], [29], [39], [40], [43], [47], [51], [55]. Oczywiście wszystkim wspomnianym rodzajom zużycia towarzyszy wydzielanie się ciepła będące następstwem tarcia i odkształceń plastycznych w strefie tworzenia wióra. Z tego powodu zdecydowana większość modeli trwałości ostrza uwzględnia wpływ powyższych czynników, w zależności od kojarzonych materiałów par tribologicznych oraz czynników technologicznych. Zdecydowana większość prac, w których analizowano przyczyny zużycia ostrzy skrawających obejmuje również modelowanie trwałości ostrza skrawającego w oparciu o równanie Taylora, a nie modelowanie przebiegu zużycia wybranego, bądź wybranej grupy wskaźników, przedstawionych na rys. 1.18 i 1.19. Oczywiście oprócz wspomnianych modeli trwałości istnieją również inne modele analityczne służące do przewidywania stopnia zużycia. Wykorzystuje się w nich m.in. równania regresji [37], sieci neuronowe i algorytmy genetyczne (GA) [51] oraz bardziej zaawansowane techniki jak metoda elementów skończonych (MES). Dzięki temu możliwe jest ujęcie wielu zależności pomiędzy parametrami technologicznymi, geometrycznymi oraz właściwościami fizycznymi materiałów narzędzia i materiału obrabianego [29]. Istnieją również modele MES uwzględniające symulacje takich zjawisk fizycznych jak tarcie, rozkład temperatury, dyfuzję, adhezję oraz wpływ naprężeń kontaktowych [42].

2. Problematyka, cel i zakres pracy

2.1. Problem badawczy

Rosnące wymogi zarówno, co do jakości jak i trwałości maszyn i urządzeń oraz przedmiotów codziennego użytku są przyczyną nieustannego ich doskonalenia. Aby sprostać stawianym im wymaganiom niezbędne są do tego odpowiedniej klasy narzędzia, dzięki którym można osiągnąć postawiony cel. Mając na uwadze fakt, iż to właśnie obróbka skrawaniem jest jedną z fundamentalnych metod w procesie wytwarzania, niezbędne jest wykorzystanie w trakcie jej realizacji odpowiedniego oprzyrządowania.

Stosowanie coraz to nowszych metod oraz materiałów do wytwarzania narzędzi ma na celu wytorzenie narzędzia o niemal idealnych właściwościach, które często są sobie przeciwstawne. Jednym z takich materiałów narzędziowych wydaje się być ceramika azotkowa, której zaletami są duża twardość, wytrzymałość, odporność na utlenianie oraz dobra przewodność cieplna i odporność na szoki termiczne. Ponadto, bardzo dobrymi właściwościami skrawnymi podczas obróbki żeliwa sferoidalnego charakteryzuje się regularny azotek boru, co potwierdzają wyniki badań własnych przedstawionych w pracach [14], [15], [18], [30], [32]. Dodatkowo, często w celu poprawienia właściwości wytrzymałościowych oraz skrawnych narzędzi stosuje się powłoki ochronne poprzez nanoszenie cienkich warstw metodami CVD i PVD, co w zależności od zastosowania przynosi nie zawsze oczekiwane rezultaty. Efektem takich zabiegów jest częściowa poprawa niektórych właściwości oraz równoczesny negatywny wpływ na inne. Również zużywające się powłoki ochronne powodują zmianę właściwości fizyko-chemicznych zjawisk zachodzących w strefie skrawania. Z tego powodu jednoznaczne określenie wartości, np. współczynnika tarcia dla kojarzonych par tribologicznych staje się niemalże niemożliwe, co można zauważyć analizując wyniki badań przedstawione w pracach [15], [22], [32], [33].

W związku z powyższym racjonalnym oraz uzasadnionym staje się podjęcie próby opracowania modelu, który odzwierciedli, bądź w znacznym stopniu przybliży warunki, w jakich zachodzi tarcie ślizgowe w funkcji zużycia ostrza skrawającego dla nieortogonalnego procesu skrawania.

2.2. Cel i zakres pracy.

Celem niniejszej pracy jest modelowe opisanie zjawiska tarcia i zużycia dla ustalonych par tribologicznych odzwierciedlające naturalny przebieg procesu wzdłużnego toczenia nieortogonalnego. Dzięki wykorzystaniu metody „*pin-on-disk*” pozwalającej na symulację oddziaływania tarcia ślizgowego na styku wiór – ostrze – przedmiot obrabiany możliwe jest wyznaczenie jego wartości w oparciu o parametry technologiczne będące danymi wejściowymi wykorzystanymi w trakcie procesu skrawania. Następnie w celu weryfikacji otrzymanych wartości modelowych na bazie danych uzyskanych z przebiegu procesu skrawania zostaną one porównane z danymi doświadczalnymi uzyskanymi z tribometru. Proponowany model tarcia i zużycia powstanie w oparciu o wyniki badań doświadczalnych oraz symulacyjnych własnych.

W aspekcie geometrycznym w układzie pracy narzędzia proponowany model tarcia opierał się będzie na ekwiwalentności do fundamentalnego modelu ortogonalnego. We wspomnianym modelu przejście z układu podstawowego *XYZ*, w którym rejestrowano składowe całkowitej siły skrawania do układu ustawienia narzędzia *lmn* zostało zrealizowane z wykorzystaniem kątów Eulera. W ujęciu mechanicznym uwzględniony będzie wpływ zmian sił zarejestrowanych w procesie skrawania oraz zmiany geometrii ostrza na wartość współczynnika tarcia. Porównanie stopnia zużycia oraz odporności na zużycie ostrzy z ceramiki azotowej Si_3N_4 i CBN w procesie toczenia żeliwa sferoidalnego EN-GJS-500-7 posłuży do oceny wpływu parametrów obróbkowych na przebieg i intensywność zużywania się ostrzy skrawających.

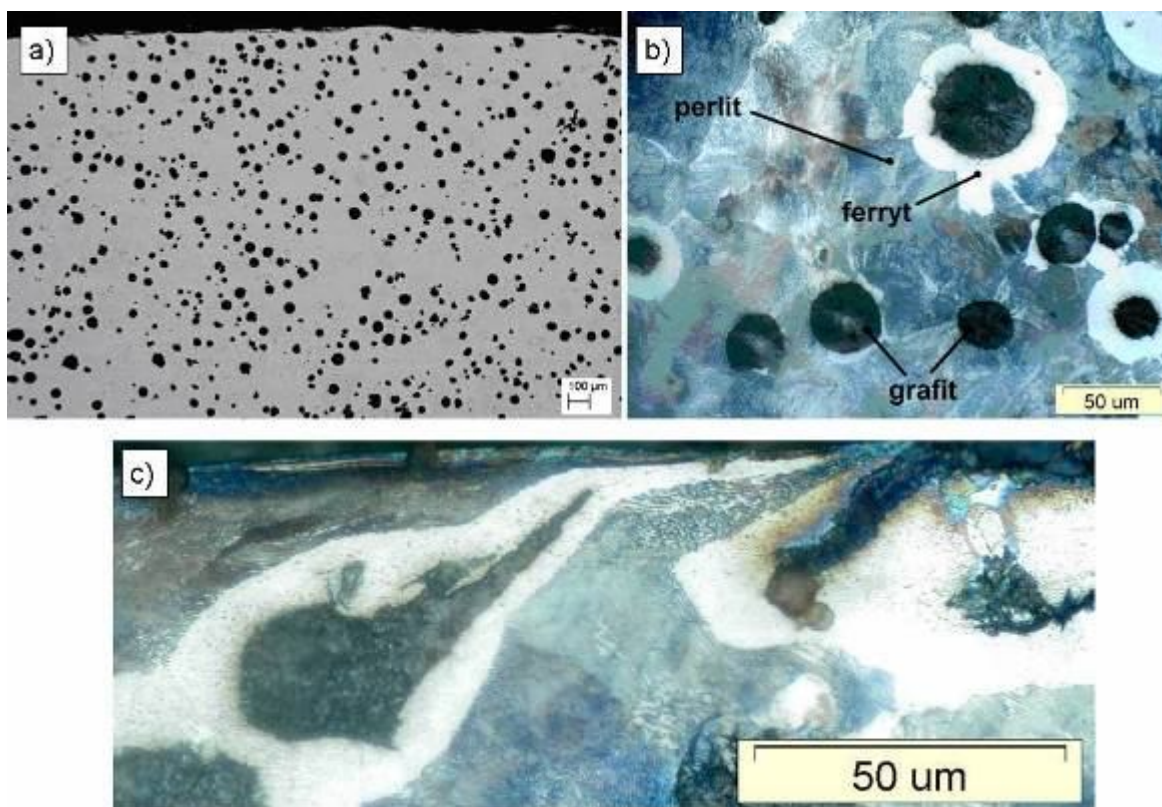
Zakres pracy w głównej mierze obejmuje:

- a) rozpoznanie literaturowe w zakresie aspektów mechanicznych, fizycznych, chemicznych zjawiska tarcia w procesie skrawania oraz zużycia ostrzy skrawających i mechaniki procesu skrawania;
- b) analizę zalecanych parametrów obróbki dla stosowanych narzędzi skrawających i materiału obrabianego;
- c) budowę i przygotowanie stanowiska badawczego;
- d) przeprowadzenie badań doświadczalnych według ustalonego programu;
- e) opracowanie statystyczne i graficzne otrzymanych wyników badań;
- f) analizę uzyskanych wyników badań;
- g) sformułowanie wniosków końcowych.

3. Materiał obrabiany i narzędzia skrawające

3.1. Żeliwo sferoidalne

Materiałem wykorzystanym do badań było żeliwo sferoidalne - SCI (od ang. Spheroidal Cast Iron) EN GJS-500-7 o strukturze perlityczno-ferrytycznej. Wykazuje ono bardzo dobre właściwości wytrzymałościowe jak i plastyczne w odróżnieniu od pozostałych grup żeliw szarych [10]. Ponieważ jest ono jednym z wielu gatunków stosowanych w przemyśle jako materiał konstrukcyjny (tab. 3.5), stąd też bardzo istotnym aspektem jest możliwość jego obróbki z dużymi prędkościami skrawania, przy użyciu różnych gatunków materiału ostrza narzędzi skrawających. Porównanie właściwości mechanicznych badanego żeliwa określonych przez PN-EN 1563:2000 w stosunku do aprobaty technicznej dołączonej do zamówionej partii materiału przedstawia tabela 3.2. Dodatkowo w celu oceny struktury użytego do badań materiału zostały wykonane badania metalograficzne, których wyniki przedstawia rys. 3.1.



Rys. 3.1. Struktura badanego żeliwa sferoidalnego z osnową ferrytyczno-perlityczną, a) powiększenie warstwy wierzchniej x100, b) powiększenie warstwy wierzchniej x500, c) powiększenie warstwy wierzchniej x750

Tabela 3.1

Skład chemiczny badanego żeliwa

Składnik	C	Si	Cu	Mg	Mn	P	S	Cr	Zn
% at.	3,78	2,46	0,01	0,05	0,32	0,038	0,065	0,031	0,004

Tabela 3.2

Właściwości mechaniczne żeliwa sferoidalnego w oparciu o, a) PN-EN 1563:2000, b) aprobatę techniczną

	Symbol	R _m MPa	R _e MPa	Twardość HB	Wydłużenie A %
a)	EN-GJS-500-7	500	320	170÷230	7
b)		507	356	185÷204	16,3

Żeliwo sferoidalne otrzymuje się poprzez dodanie sferoidyzatorów, do żeliwa o tendencjach krzepnięcia jako szare. W wyniku, tego zabiegu otrzymuje się grafit w postaci kulistej. Najczęściej stosowanymi sferoidyzatorami są magnez i cer, które po wprowadzeniu do żeliwa zwiększają jego napięcie powierzchniowe o ok. 50 ÷ 60%. Największe wartości napięć powierzchniowych 1,3 ÷ 1,6 N/m powodują powstawanie grafitu kulistego, natomiast dodanie takich pierwiastków jak S, Pb, Sb i Bi (po uprzednim dodaniu Mg i Ce) powodują obniżenie napięcia powierzchniowego i przy wartościach 0,8 ÷ 0,95 N/m grafit przyjmuje postać płatkową [54]. Zgodnie z PN-EN:2000 żeliwo sferoidalne jest klasyfikowane według właściwości mechanicznych, które przedstawia tabela 3.3 [52]. Bardzo dobre właściwości wytrzymałościowe i odlewnicze spowodowały, że SCI jest bardzo atrakcyjnym materiałem stosowanym na elementy części maszyn i urządzeń. Ponieważ znajduje ono szerokie zastosowanie w wielu gałęziach przemysłu istotnym czynnikiem ze względów technologicznych jest jego skrawalność. Na skrawalność znaczący wpływ ma szereg cech i właściwości materiału obrabianego [17]. Określenie skrawalności wymaga znajomości wielu wskaźników wzajemnie ze sobą powiązanych i zależnych od kilku czynników, takich jak:

- skład chemiczny i struktura materiału,
- sposób, rodzaj i odmiana obróbki skrawaniem,
- kształt i właściwości materiału ostrza narzędzia skrawającego,
- sposób podawania i rodzaju płynu obróbkowego,

- stan techniczny i właściwości mechaniczne obrabiarki.

Tabela 3.3

Właściwości mechaniczne żeliwa sferoidalnego [52]

	Znak żeliwa	Właściwości mechaniczne			Twardość HB	Struktura
		R _m	R _{p0,2}	A		
		MPa	MPa	%		
Sferoidalne	EN-GJS-350-22	350	220	22	≤160	Ferrytyczna
	EN-GJS-400-18	400	250	18	130 ÷ 175	
	EN-GJS-400-15	400	250	15	135 ÷ 180	
	EN-GJS-450-10	450	310	10	160 ÷ 210	
	EN-GJS-500-7	500	320	7	170 ÷ 230	Ferrytyczno-Perlityczna
	EN-GJS-600-3	600	370	3	190 ÷ 270	Perlityczna
	EN-GJS-700-2	700	420	2	225 ÷ 305	
	EN-GJS-800-2	800	480	2	245 ÷ 335	Perlityczna, bainityczna lub martenzyt odpuszczony
	EN-GJS-900-2	900	600	2	270 ÷ 360	

Bardzo ciekawą odmianą żeliwa sferoidalnego, o znacznie lepszych właściwościach mechanicznych i wytrzymałościowych, jest żeliwo sferoidalne hartowane izotermicznie w skrócie ADI (od ang. Austempered Ductile Iron). W tab. 3.4 zostały przedstawione przykładowe gatunki ADI, o właściwościach mechanicznych określonych przez normę PN-EN 1564:2000 [60]. Żeliwo sferoidalne (SCI) po odlaniu poddaje się hartowaniu izotermicznemu z przemianą w zakresie temperatury 250 ÷ 400 °C. Dzięki temu uzyskuje się strukturę osnowy ausferrytyczną lub bainityczną oraz wyższe właściwości wytrzymałościowe i plastyczne [10], [64]. Hartowanie z przemianą izotermiczną żeliwa sferoidalnego ma na celu otrzymanie ausferrytycznej struktury osnowy. Jest to obróbka cieplna polegająca na szybkim chłodzeniu stopu z temperatury austenitizacji i wychładzaniu go w specjalnej kąpieli solnej w stałej temperaturze. Skrawalność ADI w porównaniu do SCI jest zdecydowanie gorsza, biorąc pod uwagę jako kryterium trwałość ostrza [62].

Tabela 3.4

Właściwości mechaniczne żeliwa sferoidalnego ADI [52]

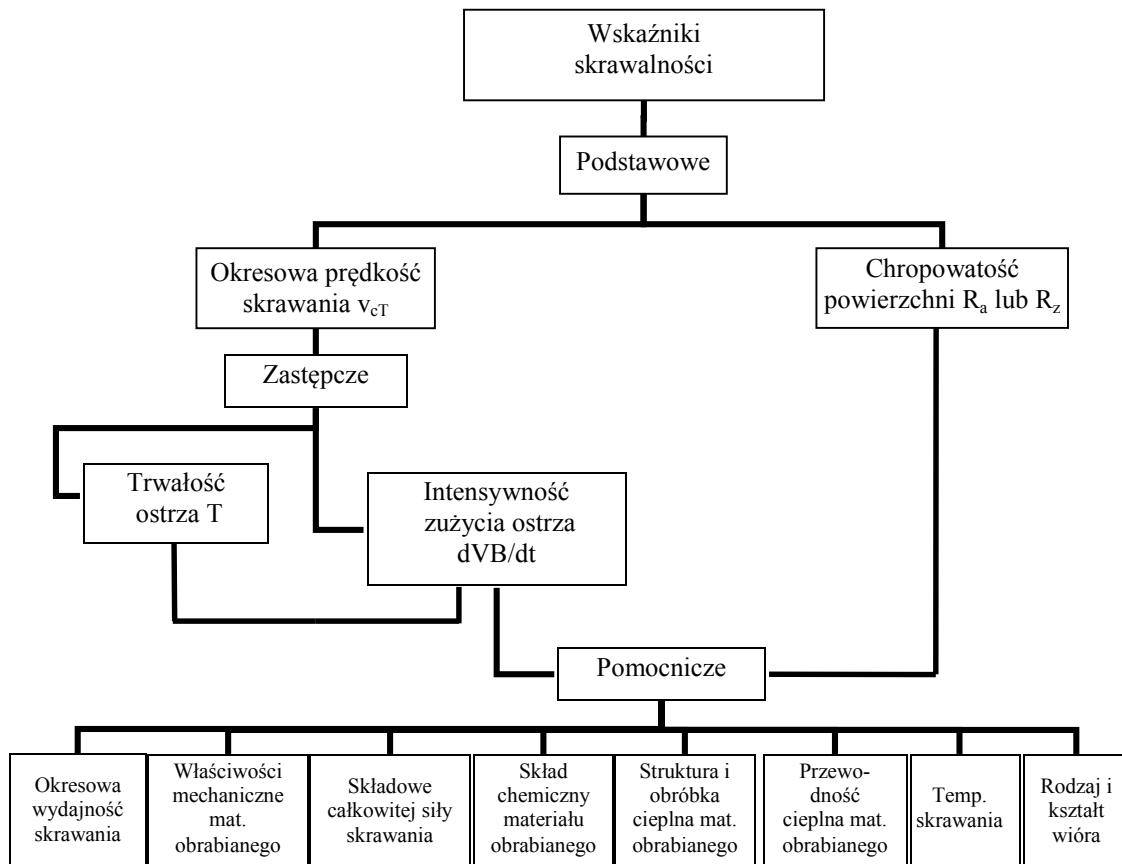
Żeliwo	Znak żeliwa	Właściwości mechaniczne			Twardość HB
		R _m , MPa	R _{p0,2} , MPa	A, %	
Sferoidalne ADI	EN-GJS-800-8	800	500	8	260 ÷ 320
	EN-GJS-1000-5	1000	700	5	300 ÷ 360
	EN-GJS-1200-2	1200	850	2	340 ÷ 440
	EN-GJS-1400-1	1400	1100	1	3 80 ÷ 480

Na rysunku 3.2 przedstawiony został umowny podział wskaźników skrawalności zaproponowany przez Dmochowskiego [9] z podziałem na wskaźniki podstawowe i pomocnicze. Spośród wymienionych wskaźników najczęściej jako kryterium oceny skrawalności przyjmuje się trwałość ostrza. Jest to czynnik wpływający w znaczny sposób na pozostałe wskaźniki, a w szczególności na jakość obrobionej powierzchni i składowe siły skrawania [11].

Tabela 3.5

Zastosowanie żeliwa sferoidalnego

Gałąź przemysłu	Zastosowanie
Motoryzacja	koła zębate, mechanizmy rozrzędu, korbowody, tarcze hamulcowe, kolektory wydechowe, obudowy turbosprężarek, koła zamachowe
Kolej	koła lokomotyw, sprzęgła, klocki hamulcowe, elementy zawieszenia wagonów
Górnictwo	korpusy i obudowy pomp, wirniki, wały korbowe, wały napędzane, wiertła
Budowa maszyn	wykładziny młynów i kruszarek, zęby koparek, ogniwa i stopy gąsienic, ogniwa łańcuchów, obudowy pojazdów opancerzonych
Przemysł zbrojeniowy	klocki hamulcowe pojazdów, stopy gąsienic pojazdów, obudowy pojazdów opancerzonych
Hydraulika i kanalizacja	korpusy zaworów, rury, pokrywy i kraty studzienek, korpusy studni kanalizacyjnych



Rys. 3.2. Umowny podział wskaźników skrawalności [9], [17]

Przez wzgląd na powyższe czynniki żeliwa można uporządkować wg pogarszającej się skrawalności w następujący sposób [17], [31]:

- ferrytyczne, zawierające dużą ilość grafitu,
- ferrytyczno-perlityczne, z dużym udziałem procentowym grafitu, ferrytu oraz perlitu,
- perlityczne, zawierające grafit,
- pstre, zawierające grafit i perlit oraz skupienia cementytu,
- białe, zawierające perlit i cementyt.

3.2. Ceramika azotkowa i CBN

Ceramikę azotkową Si_3N_4 stosowaną jako materiał na narzędzia skrawające charakteryzują prawie idealne właściwości na tle innych materiałów narzędziowych. Możliwość obróbki z dużymi prędkościami skrawania, wysoka odporność na szoki termiczne, a tym samym możliwość stosowania cieczy obróbkowych, oraz duża twardość i odporność na utlenianie sprawiają, że jest bardzo atrakcyjnym materiałem narzędziowym. Proces spiekania ceramiki azotkowej jest realizowany dzięki użyciu dodatków tzw. zagęszczaczy, którymi najczęściej są MgO lub Y_2O_3 . Tlenek magnezu lub dodany tlenek itru ułatwiają spiekanie, które pod wysokim ciśnieniem łączą się z SiO_2 tworząc tzw. fazę szklistą na powierzchni cząsteczek Si_3N_4 . Obecność fazy szklistej w wysokich temperaturach oddziałuje jednak niekorzystnie na właściwości ceramiki azotkowej, która w czasie obróbki stali przyspiesza chemiczne zużycie ostrza [64].

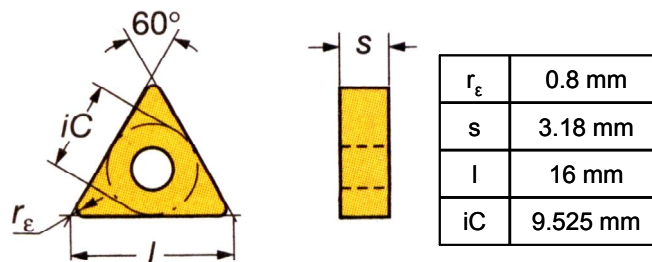
Poprawę właściwości skrawnych oraz zmniejszenie stopnia intensywności zużycia ceramiki azotkowej można osiągnąć przez stosowanie powłok ochronnych. Najczęściej stosowane są pokrycia z Al_2O_3 , które stanowią barierę dyfuzyjną i przez to zwiększają odporność na zużycie ściernie, oraz TiN , TiC , Ti(C,N) zwiększające twardość i ciągliwość. Poprawę właściwości użytkowych ceramiki azotkowej można osiągnąć dodając do jej składu ZrO_2 , TiN , oraz wiskery SiC .

Regularny azotek boru CBN (z ang. *Cubic Boron Nitride*) jest drugim, zaraz po polikrystalicznym diamencie, najtwardszym materiałem narzędziowym. Najczęściej znajduje zastosowanie w obróbce wykańczeniowej stali hartowanych. Oprócz wysokiej twardości sięgającej ok. 4500 HV, CBN charakteryzuje się również dużą odpornością chemiczną w wysokich temperaturach (do 1000°C nie wykazuje powinowactwa ze stalą) i niską przewodnością cieplną [17], [40], [51]. Narzędzia wykonane na bazie regularnego azotku boru mogą być stosowane do obróbki z bardzo wysokimi prędkościami skrawania. Charakteryzuje się również dobrą udarnością oraz odpornością na szok termiczny. Narzędzia z CBN znalazły najszersze zastosowanie w obróbce stali hartowanych o twardości powyżej 45 HRC. Ponieważ zawartość ferrytu znacznie obniża odporność regularnego azotku boru na zużycie jest on mniej zalecany do obróbki stali miękkich o twardości poniżej 45 HRC. Oprócz stali hartowanych narzędziami z CBN-u można również skrawać zgrubnie żeliwa [61].

W trakcie prowadzonych badań doświadczalnych jako ostrza narzędzi skrawających zostały wykorzystane trójkątne wkładki ostrzowe o oznaczeniu TNGA ze ścinem powierzchni natarcia z czystej i pokrywanej warstwą Al_2O_3+TiN ceramiki azotkowej oraz CBN z warstwą TiN firmy Sandvik Coromant. Podstawowe wymiary i opis geometrii użytych narzędzi przedstawia rysunek 3.3, natomiast szczegółowy opis zakresu ich zastosowania zawiera tabela 3.3. Ponadto, dzięki zastosowanej do zamocowania wkładek ostrzowych oprawce noża tokarskiego typu PTGNL 2020-16 zapewnione zostały następujące kąty ostrza skrawającego:

- kąt przystawienia $\kappa_r = 91^\circ$,
- kąt natarcia $\gamma_0 = -6^\circ$,
- kąt przyłożenia $\alpha_0 = 5^\circ$,
- kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej $\lambda_s = -6^\circ$.

TNGA


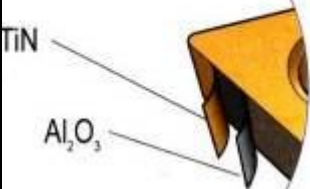
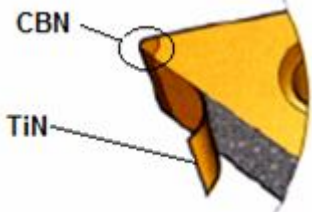


Oznaczenie wg ISO	T S	Szerokość ścinu	Kąt ścinu
TNGA 160408 T02520			
	Ścin o ujemnym kącie natarcia	$b_{cf} = 0.25 \text{ mm}$	$\gamma_n = -20^\circ$
TNGA 160408 S01030	Ścin o ujemnym kącie natarcia i zaokrąglonej krawędzi skrawającej.	$b_{cf} = 0.10 \text{ mm}$	$\gamma_n = -30^\circ$

Rys. 3.3. Wymiary płytek skrawających i charakterystyka ścinu powierzchni natarcia [28]

Tabela 3.6

Gatunki narzędzi skrawających wykorzystane do badań [28]

Ceramika azotkowa niepokrywana Si_3N_4 (CN) K10	
	<p>TNGA 16 04 08T02520 CC6090</p> <p>Spiek z czystego azotku krzemu, przeznaczony do obróbki zgrubnej i wykończeniowej żeliwa sferoidalnego z dużymi prędkościami w stabilnych warunkach. Dobra odporność na ścieranie w wysokich temperaturach</p>
Ceramika azotkowa pokrywana (CC) K10	
	<p>TNGA 16 04 08T02520 GC1690</p> <p>Podłoże z azotku krzemu, pokryte warstwą Al_2O_3-TiN metodą CVD. Zalecany do obróbki zgrubnej, kształtującej i wykończeniowej żeliwa.</p>
Regularny azotek boru (BN) H15	
	<p>TNGA 16 04 08S01030 CB7015</p> <p>Gatunek o małej zawartości regularnego azotku boru przeznaczony do obróbki ciągłej lub przerywanej stali hartowanych z wysokimi prędkościami skrawania.</p>

4. Warunki i metodyka badań

W celu uzyskania niezbędnych informacji z procesu skrawania będących parametrami wejściowymi do modelowania tarcia oraz zużycia przebieg badań został podzielony na kilka wzajemnie ze sobą powiązanych etapów.

W pierwszej kolejności wykonane zostały badania zużycia ostrzy skrawających polegające na toczeniu wzdłużnym nieortogonalnym w zadanym czasie. W trakcie badań mierzono składowe całkowitej siły skrawania oraz wykonywano zdjęcia powierzchni ostrza podlegających zużyciu na mikroskopie wyposażonym w cyfrowy aparat fotograficzny. W oparciu o wykonane zdjęcia dokonano pomiarów wskaźników zużycia oraz pola i długości kontaktu wióra spływającego po powierzchni natarcia ostrza.

Kolejnym krokiem było opisanie za pomocą macierzy transformacji układu kinematycznego, w jakim pracowało ostrze skrawające w oparciu o kąty Eulera. Dzięki niezbędnym transformacjom możliwe było obliczenie rzeczywistych wartości poszczególnych składowych działających w układzie ustawienia lmn oraz obliczenie teoretycznego współczynnika tarcia.

Następnie w celu porównania otrzymanych modelowych wartości współczynnika tarcia dla kojarzonych par tribologicznych wykonane zostały badania doświadczalne metodą „*pin-on-disk*”. Do prób, jako parametry wejściowe, posłużyła prędkość poślizgu odpowiadająca prędkością skrawania oraz trzy różne wartości siły normalnej. Długość drogi poślizgu, na jakiej dokonywany był pomiar wartości współczynnika tarcia była stała.

Wprowadzony podział miał na celu stopniowe zbieranie i analizowanie informacji o realizowanym procesie skrawania, a ostatecznie określenie stopnia zgodności wartości modelowych z wyznaczoną doświadczalnie wartością współczynnika tarcia.

4.1. Badanie i modelowanie zużycia ostrzy

4.1.1. Warunki badań

Przeprowadzone próby wzdłużnego skrawania nieortogonalnego zostały wykonane przy sześciu różnych prędkościach skrawania i dwóch posuwach dla stałej głębokości warstwy skrawanej jak w tab. 4.1. Kilka spośród ustalonych wartości prędkości skrawania nieznacznie wybiega poza zakres zalecanych prędkości przez producentów narzędzi. Podyktowane jest to badawczym charakterem pracy i próbą ustalenia jak zachowują się ostrza skrawające przy różnych warunkach obróbki oraz jak wpływa to na wartości współczynnika tarcia oraz przyrost wskaźnika zużycia. Ustalona stała głębokość skrawania $a_p = 0,8$ mm wynika z konieczności przeprowadzenia badań tylko dla zaokrąglonej części naroża ostrza skrawającego, bez udziału jej prostoliniowego odcinka. Ponadto, przyjęta wartość a_p jest równa promieniowi zaokrąglenia naroża wszystkich użytych do badań płytek wielostrzowych i równocześnie wartością maksymalną, z jaką można skrawać wybraną płytką ostrzową z CBN.

Tabela 4.1

Ustalone wartości parametrów skrawania

Prędkość skrawania v_c m/min	Posuw f , mm/obr	Głębokość skrawania a_p , mm
100	0,08 0,12	0,8
160		
240		
320		
400		
480		

4.1.2. Obrabiarka

Testy zużycia zostały przeprowadzone na dwu osiowej tokarce CNC Transmab 450 firmy SOMAB (rys. 4.1). Obrabiarka wyposażona była w sterowanie Sinumerik 840D z systemem CAM ShopTurn. Ważniejsze dane techniczne obrabiarki to:

- max. prędkość obrotowa wrzeciona - 3500 obr/min,
- moc wrzeciona głównego - 30 kW,

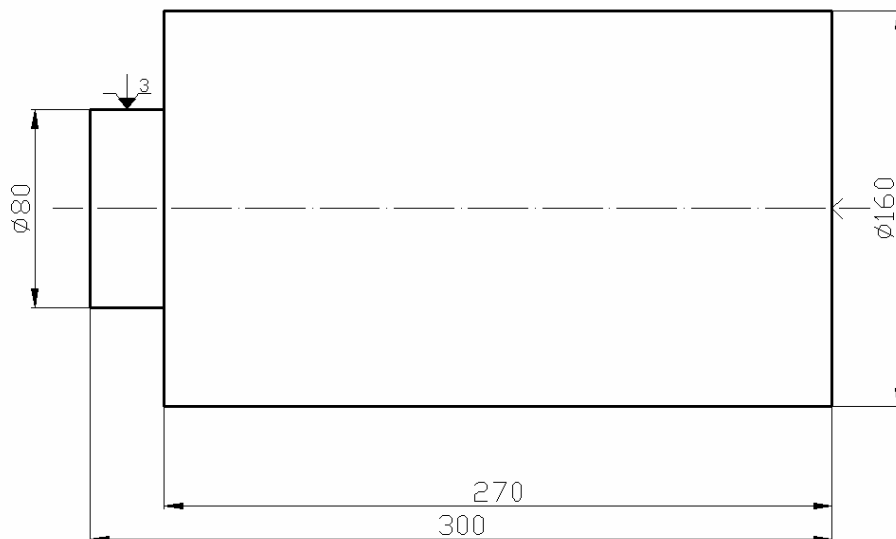
- 12 narzędziowa głowica rewolwerowa z gniazdami VDI 30,
- max. średnica materiału obrabianego 500 mm,
- max. długość toczenia 1100 mm.



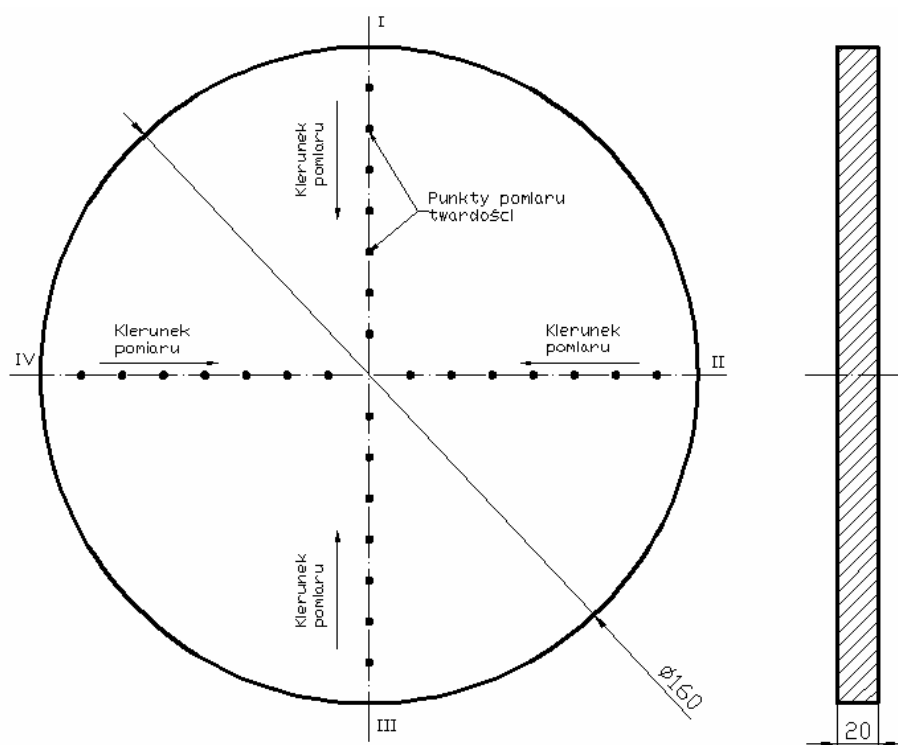
Rys. 4.1. Tokarka Somab Transmab 450 TD

4.1.3. Próbki do badań zużycia

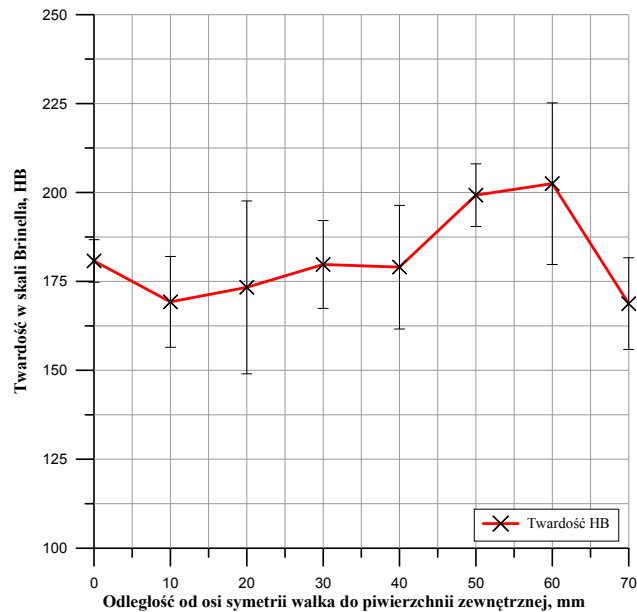
Do badań zużycia przygotowano próbki z żeliwa sferoidalnego w postaci wałków o początkowej średnicy 160 mm i całkowitej długości 300 mm, jak pokazano na rys. 4.2. Wykonany został również pomiar twardości materiału obrabianego w skali Brinella w celu potwierdzenia zgodności z normą PN-EN 1563:2000 oraz otrzymaną aprobatą techniczną. W tym celu przygotowano próbkę w postaci krążka o grubości 20 mm i średnicy 150 mm, przedstawioną na rys. 4.3. Badania wykonano na twardościomierzu ZHV 10 Zwick/Roell, a sam pomiar przeprowadzony został promieniowo w czterech kierunkach przekroju poprzecznego od krawędzi próbki do jej osi symetrii. Odległość między punktami pomiarowymi wynosiła 10 mm. W oparciu o otrzymane wyniki pomiaru można stwierdzić, iż zmierzone wartości twardości odpowiadają zakresowi, jaki określa norma oraz otrzymana aprobatą techniczną dla badanego gatunku żeliwa sferoidalnego. Dodatkowy pomiar twardości miał na celu uzyskanie informacji o ewentualnych jej zmianach i możliwym wpływie na otrzymane wyniki pomiarów oraz parametry istotne z punktu widzenia mechaniki procesu skrawania, takie jak opór właściwy skrawania, trwałość ostrza czy współczynnik tarcia. Otrzymane wyniki pomiaru twardości metodą Brinella przedstawia rysunek 4.4.



Rys. 4.2. Rysunek próbki z żeliwa sferoidalnego użytej do badań zużycia



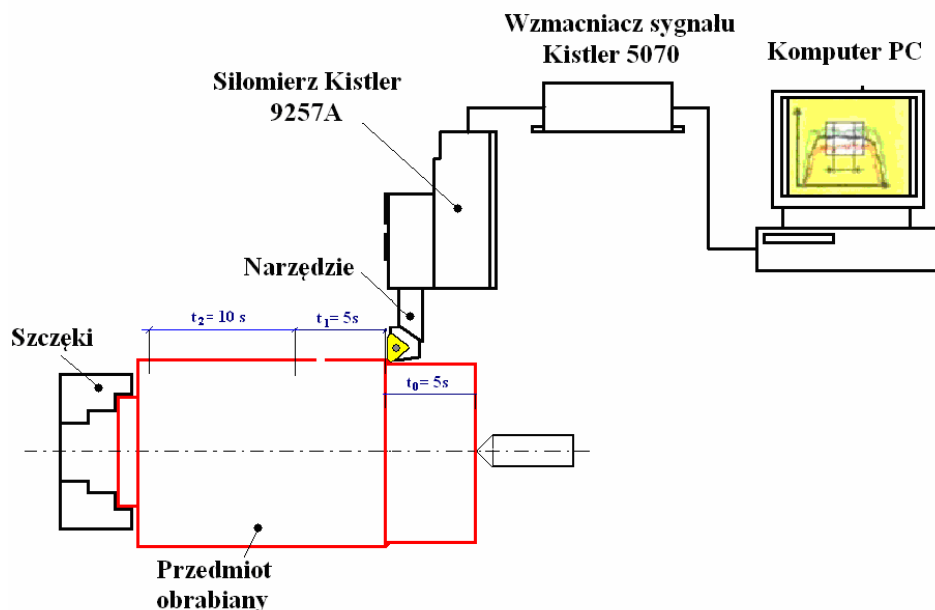
Rys. 4.3. Wymiary próbki i sposób pomiaru twardości



Rys. 4.4. Przebieg zmian twardości próbki w skali Brinella

4.1.4. Pomiar składowych całkowitej siły skrawania

W trakcie realizowanych prób wzdłużnego skrawania nieortogonalnego rejestrowane były składowe całkowitej siły skrawania F_c , F_f , F_p . Do ich pomiaru wykorzystany został siłomierz firmy Kistler 9257, połączony ze wzmacniaczem sygnału Kistler 5070 oraz komputerem, na którym archiwizowane były pomiary za pomocą oprogramowania DasyLab v9.0. Schemat stanowiska pomiarowego przedstawia rys. 4.5.

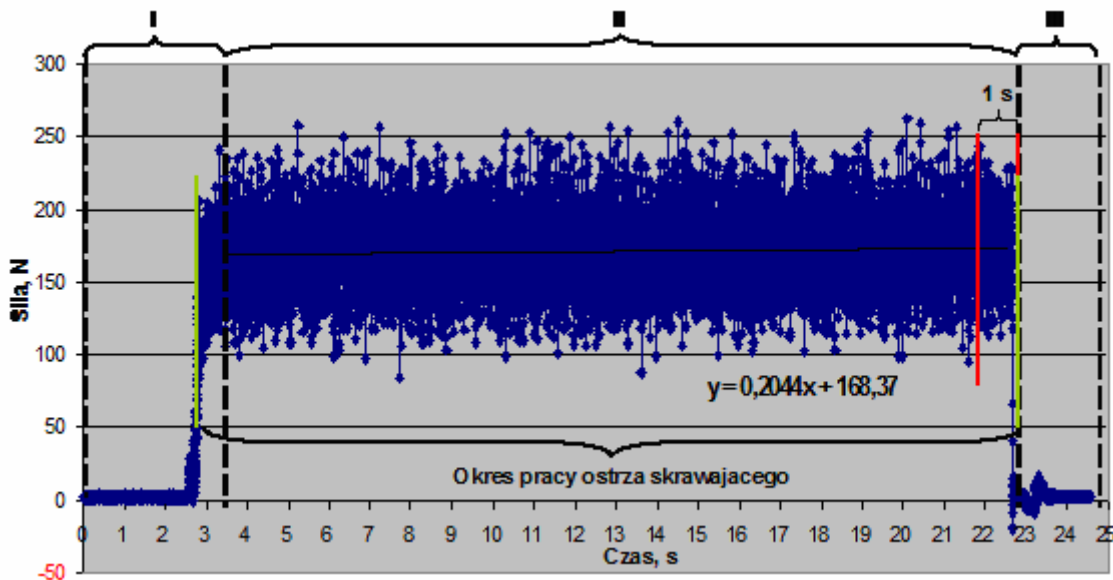


Rys. 4.5. Schemat stanowiska do pomiaru składowych całkowitej siły skrawania

Ponieważ przebiegi zmienności sił rejestrowane były w sposób ciągły dla każdej prowadzonej próby skrawania, a ich czas trwania wynosił od kilku do kilkudziesięciu sekund, konieczne było przyjęcie ustalonego sposobu wyznaczania wartości średniej odpowiadającej konkretnej chwili pomiaru, a nie całego zarejestrowanego przebiegu. Zarejestrowane widmo przebiegu zmienności sił w funkcji czasu zawierało trzy charakterystyczne okresy, rys. 4.6:

- I - moment wcinania się ostrza w materiał odznaczający się znacznym wzrost siły;
- II - okres ustabilizowanej pracy ostrza z nieznacznym linowym wzrostem wartości siły;
- III - trzeci okres przedstawiający spadek siły do zera będący wynikiem zatrzymania ruchu posuwowego suportu obrabiarki i zakończenia procesu skrawania.

Częstotliwość zapisu mierzonych składowych całkowitej siły skrawania wynosiła 500 Hz. Następnie obliczona została średnia arytmetyczna z ostatniej zarejestrowanej sekundy pomiaru (z ok. 1000 wartości) ustabilizowanego okresu pracy ostrza rys. 4.6. Wyznaczona wartość średnia została poprawiona o wartość błędu pomiaru wyliczonego jako odchylenie standardowe z próby. Powodem zastosowanego sposobu obliczania średniej z części zakresu pomiaru była konieczność jej odniesienia do zmierzonego po tym czasie skrawania parametru zużycia, która nie była by adekwatna w przypadku średniej z całego zarejestrowanego przebiegu pracy ostrza z uwagi na jej zmiany wraz ze wzrostem zużycia narzędzia.



Rys. 4.6. Przykładowe widmo sił i sposób wyznaczania wartości średniej

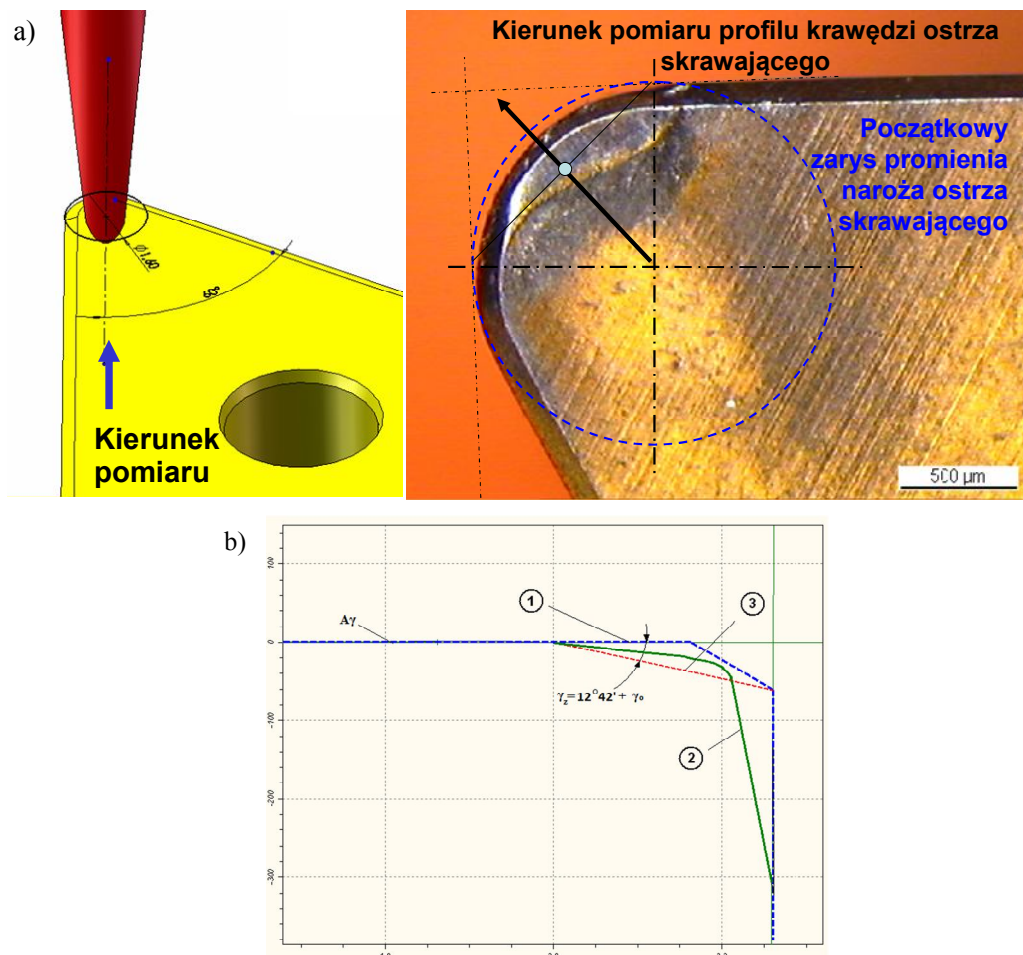
4.1.5. Stanowisko do wizualizacji zużycia ostrza

W celu możliwości kontrolowania stanu ostrzy skrawających oraz dokonania niezbędnych pomiarów szerokości pasma zużycia, próby skrawania realizowane były stopniowo w z góry określonych interwałach czasowych dla wszystkich ostrzy skrawających. W tym celu po określonym czasie skrawania ostrze skrawające było każdorazowo demontowane z oprawki i wykonywany był pomiar szerokości pasma zużycia. Do pomiaru oraz digitalizacji stanu ostrza posłużył mikroskop optyczny firmy Leica wyposażony w cyfrowy aparat podłączony do komputera. Dzięki dedykowanemu oprogramowaniu IM1000 możliwy był pomiar długości kontaktu, kąta spływu wióra czy pola powierzchni styku. Pomiaru te miały na celu dokładne wyznaczenie krzywych przebiegów zużycia ostrzy skrawających oraz zaprzestania dalszych prób skrawania po osiągnięciu założonego kryterium zużycia wynoszącego $VB_C = 0,3$ mm. Przyjęta kryterialna wartość określona została przez normę PN-ISO 3685:1996 w świetle, której ostrza ceramiczne po jej osiągnięci uznaje się za zużyte. Wszystkie pomiary dokonywane były pięciokrotnie, a zebrane dane zostały opracowane statystycznie.

Ponieważ w trakcie procesu skrawania zużyciu ulega krawędź skrawająca oraz powierzchnia natarcia, to również zmienia się geometria ostrza skrawającego. Z tego powodu, aby móc śledzić zmiany geometrii ostrza w funkcji czasu skrawania oraz wskaźnika zużycia VB_C dokonywany był pomiar profilu krawędzi skrawającej oraz kąta pochylenia powierzchni natarcia (ścinu) przy użyciu profilometru. Do pomiaru wykorzystany został profilografometr Surfscan Somicronic 3J wyposażony w igłę pomiarową o promieniu $25 \mu\text{m}$ i kącie 12° . Widok stanowiska pomiarowego wraz z zamocowanym do pomiaru ostrzem przedstawia rys. 4.7. Z uwagi na fakt, iż ostrze skrawające pracowało tylko zaokrągloną częścią naroża bez udziału prostoliniowego odcinka krawędzi skrawającej, kierunek pomiaru był zgodny ze zmierzoną wartością kąta spływu wióra. Przykładowy, zmierzony profil ostrza wraz z pomiarem zastępczego kąta natarcia przedstawia rys. 4.8b. Ponieważ tego typu pomiar wymaga bardzo precyzyjnego ustawiania ostrza w stosunku do kierunku ruchu pomiarowego, a tym samym czasu podczas ustawiania próbki na stoliku, z tego względu dokonywany był on tylko w wybranych fazach pracy ostrza. Uzyskane w ten sposób dane mają charakter pomocniczego wskaźnika oceny przebiegu zużycia oraz wskaźnika korekcyjnego przy wyznaczaniu wartości modelowej współczynnika tarcia wraz ze wzrostem zużycia ostrza.



Rys. 4.7. Stanowisko do pomiaru profilu krawędzi ostrza skrawającego



Rys. 4.8. Pomiar profilu ostrza skrawającego. a) sposób dokonywania pomiaru, b) przykładowy wynik pomiaru profilu ostrza, 1 – zarys ostrza przed rozpoczęciem skrawania, 2 – zmierzony profil po osiągnięciu kryterium zużycia, 3 – zastępcza powierzchnia natarcia

Analiza stanu powierzchni ostrzy skrawających, mająca na celu ustalenie mechanizmów zużycia, została przeprowadzona w oparciu o zdjęcia skaningowe SEM na mikroskopie Hitachi S-3400N sprzężonym ze spektrometrem rentgenowskim EDS Thermo Noran System Six. Z uwagi na brak przewodnictwa elektrycznego materiału płytek badania wykonane zostały w warunkach niskiej próżni w komorze preparatowej. Obrazy były wykonywane z wykorzystaniem techniki BSE (elektrony wstecznie rozproszone) oraz ESED (elektrony wtórne). Analiza składu chemicznego produktów zużycia wykonana została techniką EDX.

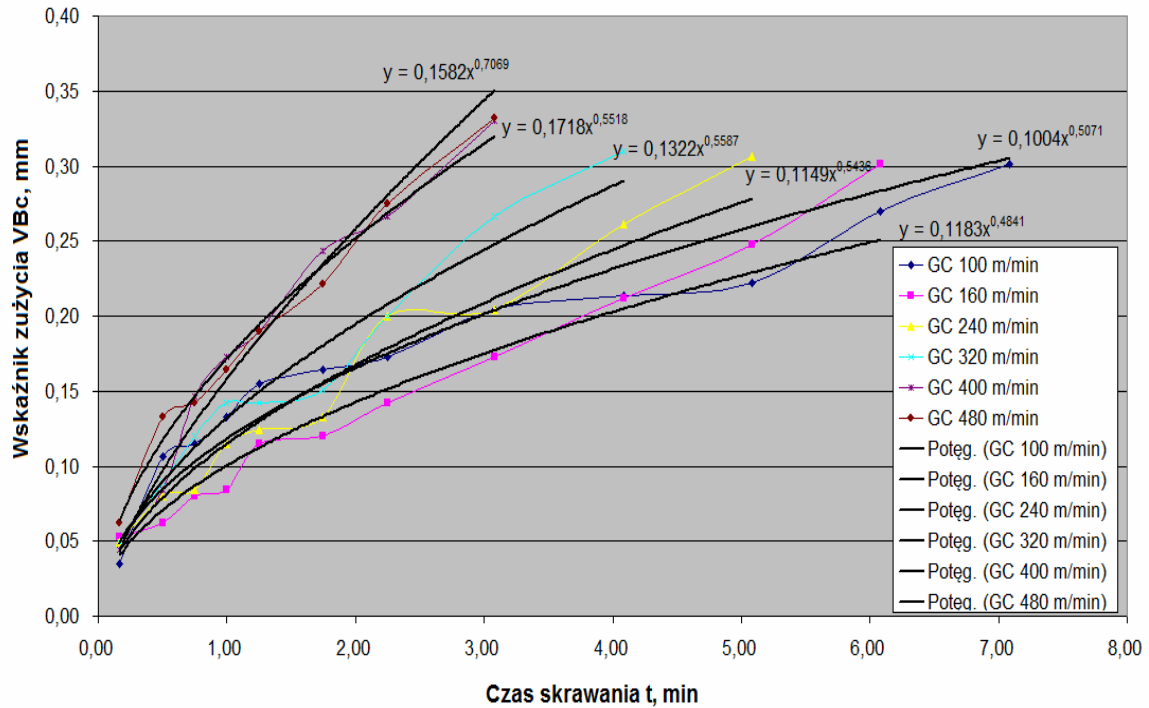
4.1.6. Modelowanie zużycia ostrzy

Większość z opisanych w rozdz. 1.4.1, najczęściej stosowanych w praktyce modeli prognozowania stopnia zużycia jak i okresu trwałości ostrzy skrawających, bazuje na równaniu trwałości Taylora. Często podstawowa jego postać jest rozbudowywana o modele opisujące zjawiska chemiczne i fizyczne (adhezja, dyfuzja, ciepło) zachodzące w węzle tarcia podczas procesu skrawania. Modele te dodatkowo mogą uwzględniać również stałe materiałowe zarówno ostrza narzędzia jak i materiału obrabianego [29].

Z prowadzonych obserwacji stanu ostrza skrawającego w trakcie badań doświadczalnych, jak i wstępnej analizie uzyskanych krzywych przebiegu zużycia, do dalszych rozważań związanych z modelowaniem został przyjęty model regresji. Wybór ten został uwarunkowany dokonaną analizą literaturową, która potwierdza, że w wielu przypadkach zużycie ostrza wzrasta monotonicznie w funkcji czasu skrawania [26], [29], [34], [37], [43], [58]. Rozkład poszczególnych punktów przebiegu krzywej zużycia można opisać równaniem regresji potęgowej w postaci (31), co przedstawia rys. 4.12.

$$VB_{C_{\max}} = \alpha t_c^\beta \quad (31)$$

gdzie: t_c – czas skrawania, β – wykładnik potęgowy

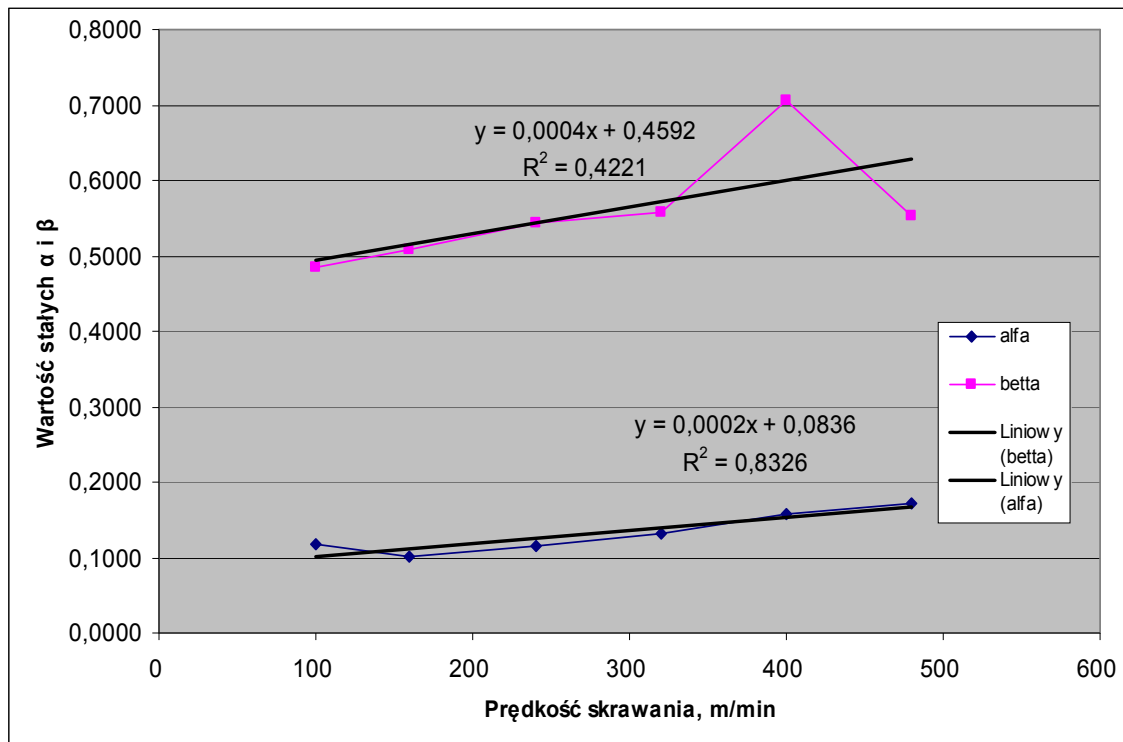


Rys. 4.12. Krzywe regresji potęgowej dla wyznaczonych przebiegów zużycia

Aby możliwe było wyznaczenie równania potęgowej krzywej przebiegu zużycia ostrza skrawającego w początkowych okresach skrawania, gdy w niektórych przypadkach wartości zmierzonego parametru VB_C były równe zero, została przyjęta umowna wartość $VB_C = 0,0001$ mm. Po opisaniu przebiegów zużycia ostrzy równaniami regresji potęgowej w funkcji prędkości skrawania otrzymane wartości parametrów α i β z równania (31) zostały zestawione na wykresie $\alpha, \beta = f(v_c)$ na rys. 4.13. Dla poszczególnych parametrów została wyznaczona regresja liniowa opisana następującymi zależnościami:

$$\alpha = a v_c + b \quad (32)$$

$$\beta = c v_c + d \quad (33)$$

Rys. 4.13. Stałe $\alpha, \beta = f(v_c)$ opisane równaniem regresji liniowej

Powyższe równania pozwoliły na wyznaczenie przebiegów krzywej najlepszego dopasowania do przebiegu krzywych zmienności zmierzonego wskaźnika zużycia VB_C i opisanie ich równaniem (34).

$$VB_{C \max} = (a v_c + b) t_s^{(c v_c + d)} \quad (34)$$

Uzyskane w ten sposób teoretyczne wartości wskaźnika zużycia w funkcji czasu i prędkości skrawania zostały następnie porównane z wartościami zmierzonymi.

4.2. Badanie i modelowanie tarcia

4.2.1. Warunki badań

Z uwagi na ograniczone możliwości techniczne tribometru próby wyznaczenia wartości współczynnika tarcia ślizgowego zostały przeprowadzone dla kilku prędkości poślizgu, których wartości odpowiadały prędkościom skrawania zastosowanym w badaniach zużycia ostrzy. Ponadto wartości współczynnika tarcia dla każdej z prędkości poślizgu wyznaczone zostały przy trzech różnych wartościach obciążenia normalnego. Wszystkie przeprowadzone pomiary zostały powtórzone trzykrotnie w celu możliwości wyznaczenia wartości średniej dla każdego z zarejestrowanych przebiegów zmienności wartości współczynnika i siły tarcia.

Zakres prędkości poślizgu oraz zastosowane wartości siły normalnej dla każdej z prób przedstawia tab. 4.2.

Tabela 4.2

Ustalone wartości prędkości poślizgu i siły normalnej

Prędkość poślizgu, v_s , m/miin	Wartości obciążenia normalnego F_N , N	Droga poślizgu L_p , m
100	50	100
240	75	
240	100	

4.2.2. Stanowisko do prób tribologicznych

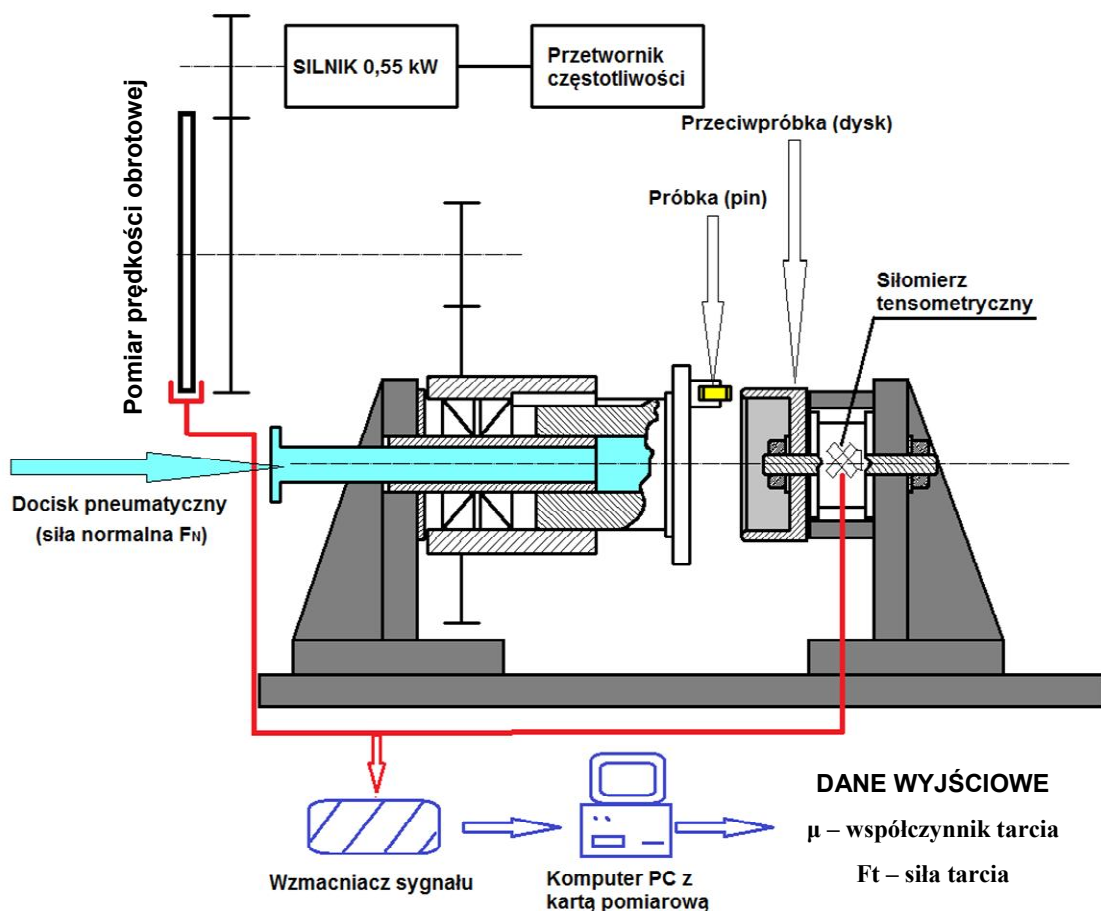
W pracy wykorzystana została symulacyjna metoda wyznaczenia wartości współczynnika tarcia ślizgowego przy wykorzystaniu tribometru typu „*pin-on-disk*”. Pozwala ona na symulację występującego w czasie skrawania tarcia ślizgowe na styku płytki skrawającej z powierzchnią obrobioną oraz powierzchni natarcia i spływającego po niej wióra. Wykorzystany w badaniach tribometr przedstawiony został schematycznie na rysunku 4.9. Jego konstrukcja pozwala na:

- płynną regulację prędkości poślizgu w zakresie $0 \div 4$ m/s,
- płynną regulację obciążenia normalnego próbki w zakresie $0 \div 200$ N,
- ciągły styk trzpienia z tarczą dzięki pneumatycznemu systemowi docisku,
- korekcję i utrzymanie zadanej prędkości poślizgu w trakcie prowadzenia prób,

- bezpośredni pomiar wartości siły tarcia,
- zapis i archiwizację zebranych informacji w czasie rzeczywistym.

W skład stanowiska do badań tribologicznych widocznego na rys. 4.9 wchodzi następujące urządzenia:

- komputer PC z 16 kanałową kartą pomiarową PC26T firmy Amplicon i wzmacniaczem sygnału,
- silnik elektryczny jedno fazowy o mocy 0,55 kW z przemiennikiem częstotliwości, napędzający przekładnię tribometru,
- przekładnia zębata tribometru o przełożeniu 4,1:1 napędzająca cylinder z uchwytem mocującym trzpień,
- układ pneumatycznego docisku ruchomego cylindra z trzpieniem,
- uchwyt do mocowania dysku (przeciwpróbki) z umieszczonym wewnątrz siłomierzem tensometrycznym.
- sensor Vibrotest 60 za pomocą którego dokonywany był pomiar prędkości obrotowej tarczy napędzającej przekładnię pasową tribometru.

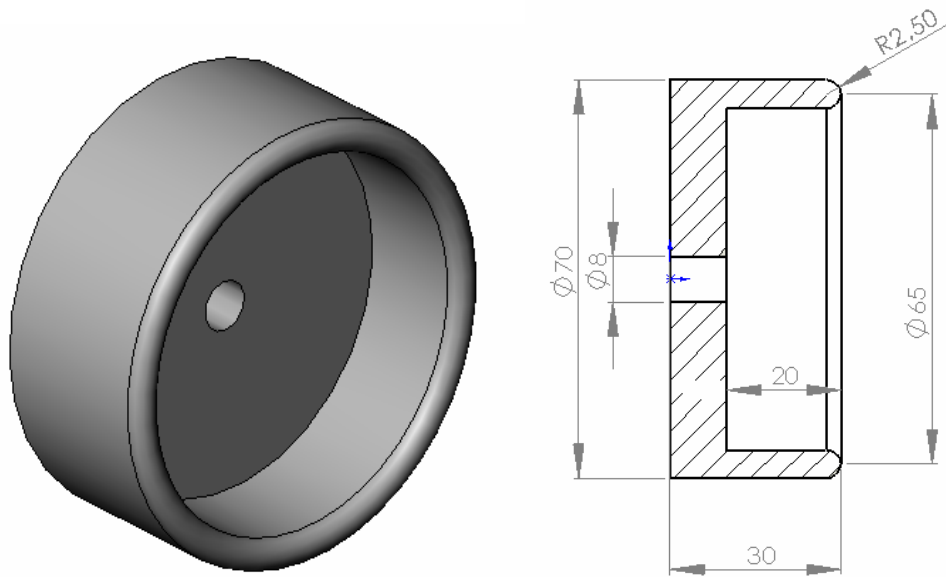


Rys. 4.9. Stanowisko do badań tribologicznych

Dodatkowo układ rejestrujący ma możliwość pomiaru temperatury wywołanej tarciami w trzpieniu, bądź tarczy, za pomocą termopary obcej typu K oraz pomiar liniowego zużycia próbki lub przeciwpróbki dzięki zastosowaniu indukcyjnego czujnika przemieszczeń. Aby możliwy był pomiar temperatury pinu bądź dysku wywołany tarciami należy termoparę umieścić w niewielkiej odległości od powierzchni trącej. Zabieg taki wymaga wykonania otworów o bardzo małej średnicy (około $1 \div 2$ mm) i na określoną głębokość, co w przypadku wykorzystanych w badaniach narzędziach ceramicznych i CBN jest zadaniem wręcz niemożliwym z punktu widzenia technologicznego przy korzystaniu z komercyjnych płytek wieloostrowych. Również naklejenie czujników w pobliżu pinu było niemożliwe z uwagi na jego ruch obrotowy. W wyniku przeprowadzonych prób testowych okazało się, iż tarcze z żeliwa ulegają bardzo intensywnemu ścieraniu, co mogło powodować uszkodzenie umieszczonej w nich, bądź na jej powierzchni, termopary. Równocześnie umieszczenie termopary w tarczy w bezpiecznej odległości od strefy tarcia powodowałoby pomiar temperatury przybliżonej, a nie rzeczywistej. Ponadto eliminowałoby to tarczę z dalszych badań, ponieważ wykonany w niedalekim sąsiedztwie otwór nie pozwalałby na ponowne odświeżenie powierzchni czołowej tarczy z zachowaniem jej ciągłości i tym samym wymusiłby konieczność wykonania sporej liczby jednorazowych tarcz do przeprowadzenia kilkudziesięciu prób.

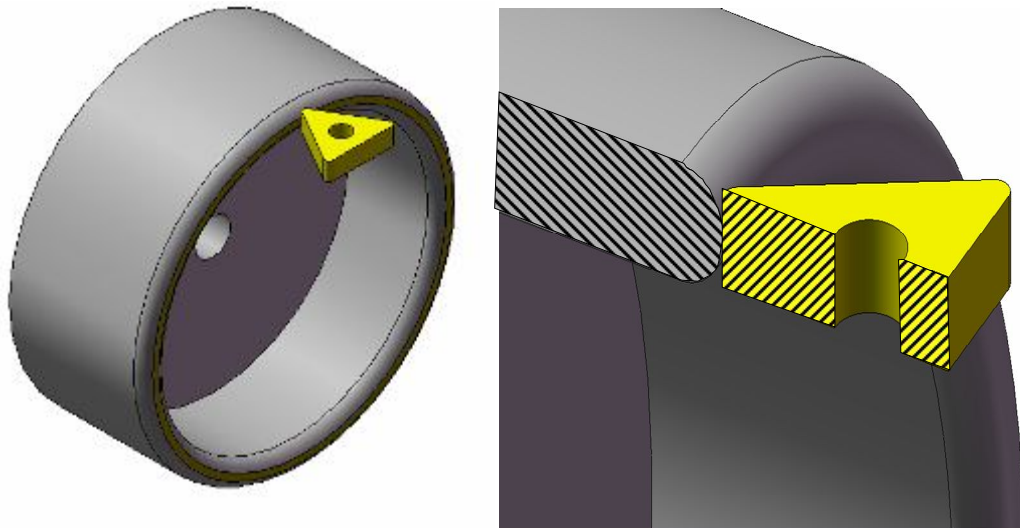
4.2.3. Próbki do badań tribologicznych

Do przeprowadzenia badań tarcia posłużyły tarcze wykonane z badanego żeliwa sferoidalnego, których wygląd i wymiary przedstawia rys. 4.10. Wykorzystane do badań próbki były wielokrotnego użytku dzięki możliwości odświeżania startej powierzchni czołowej po wcześniejszym teście. Wykonana tarcza posiadała sferyczną czołową powierzchnię zapewniającą w początkowej fazie tarcia niewielką powierzchnię styku z pinem, która w wyniku tarcia ślizgowego ulegała zużyciu.



Rys. 4.10. Próbkę z żeliwa sferoidalnego do badań tribologicznych

Jako trzpienie posłużyły wykorzystane uprzednio w badaniach zużycia zaokrąglone naroża płytek wielostrzowych (o promieniu $r_e = 0,8$ mm) z czystej i pokrywanej ceramiki azotkowej oraz CBN. Skojarzenie ze sobą ustalonych par tribologicznych polegało na zestawieniu względem siebie wykonanej po obwodzie tarczy powierzchni sferycznej oraz walcowej naroża płytki skrawającej. Schematycznie położenie pinu względem tarczy przedstawia rys. 4.11.



Rys. 4.11. Sposób ułożenia względem siebie elementów kojarzonej pary tribologicznej

4.2.4. Metodyka badań symulacyjnych

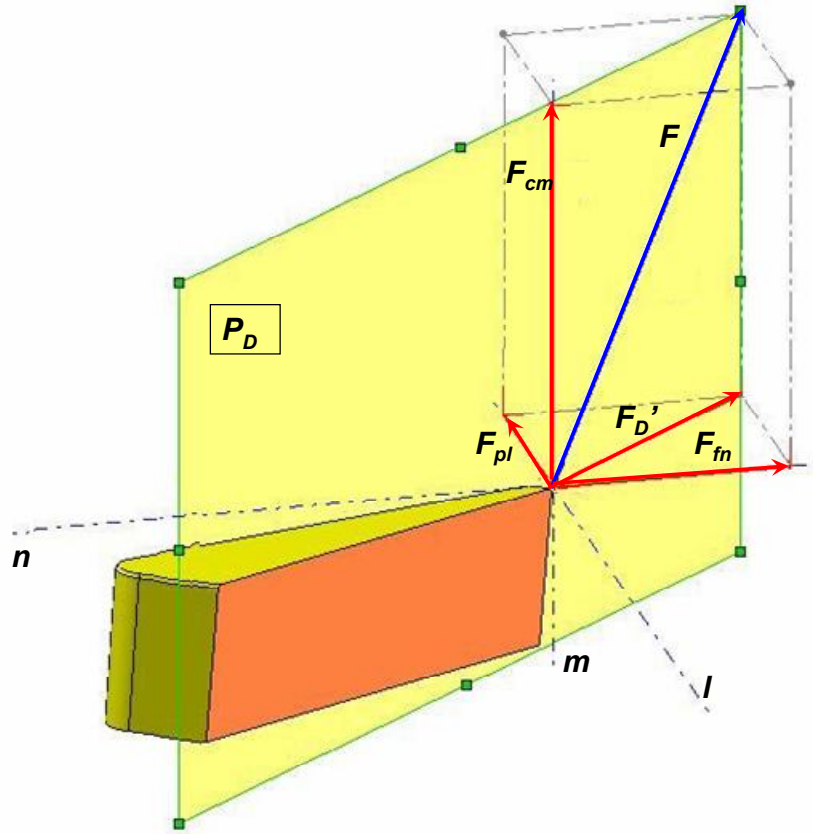
W pierwszej kolejności do tribometru zostały zamocowane uprzednio przygotowana tarcza z żeliwa sferoidalnego oraz trzpień reprezentujący ostrze skrawające. Następnie w zależności od wymaganej wartości siły normalnej, z jaką trzpień ma być dociskany do powierzchni tarczy, została ustawiona odpowiednia wartość ciśnienia na docisku pneumatycznym. Przeprowadzenie testów tribologicznych wymagało każdorazowo wprowadzenia odpowiednich danych wejściowych do programu sterującego pracą tribometru. Do parametrów tych należały:

- średnica tarczy, po jakiej będzie się poruszał trzpień,
- wartość siły normalnej, z jaką zostanie dociśnięty trzpień do powierzchni tarczy,
- względna prędkość poślizgu,
- droga tarcia, na jakiej dokonywany będzie pomiar.

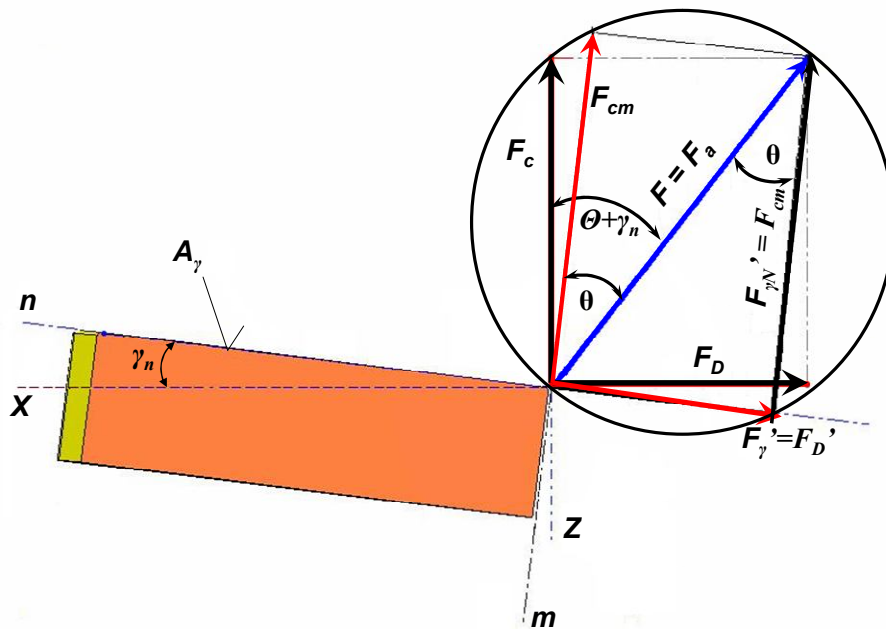
Po ustaleniu wszystkich danych wejściowych możliwe było wykonanie pojedynczego pomiaru wartości współczynnika tarcia ślizgowego oraz siły tarcia dla ustalonej pary tribologicznej, które zostały zarejestrowane przez układ pomiarowy PC26T i zapisane na dysku komputera PC

4.2.5. Modelowanie tarcia

Wyznaczanie średniej wartości współczynnika tarcia na powierzchni natarcia ostrza skrawającego zostało zrealizowane z uwzględnieniem wszystkich zarejestrowanych składowych całkowitej siły skrawania. Dzięki wykorzystaniu opisanych w rozdz. 1.3 zależności geometrycznych pozwalających na obliczenie wartości sił w układzie ustawienia lmn oraz przyjętym modelem wyznaczania kierunku i kąta spływu wióra (model IV w tab. 1.1) możliwe było dokonanie podziału przestrzennego układu pracy ostrza skrawającego i jego rzutowanie na płaszczyznę. Podział ten polega na utworzeniu płaszczyzny poprzecznej P_D przebiegającej wzdłuż wektora siły poprzecznej F_D' oraz składowej obwodowej w układzie narzędzia F_{cm} (rys. 4.14). Następnie wykonany przekrój został rzutowany na płaszczyznę (rys. 4.15) w celu szczegółowej analizy rozkładu sił w analizowanym węzle tarcia.



Rys. 4.14. Sposób poprowadzenia płaszczyzny poprzecznej



Rys. 4.15. Rozkład sił w płaszczyźnie poprzecznej nm

Widoczny na rys. 4.15 przekrój układu przestrzennego po zrzutowaniu jest rozpatrywany dokładnie w ten sam sposób jak układ ortogonalny. Mając wszystkie niezbędne dane potrzebne do modelowego wyznaczenia średniego lokalnego współczynnika tarcia uzyskane dzięki wcześniejszym transformacjom można zapisać, że jego wartość jest równa:

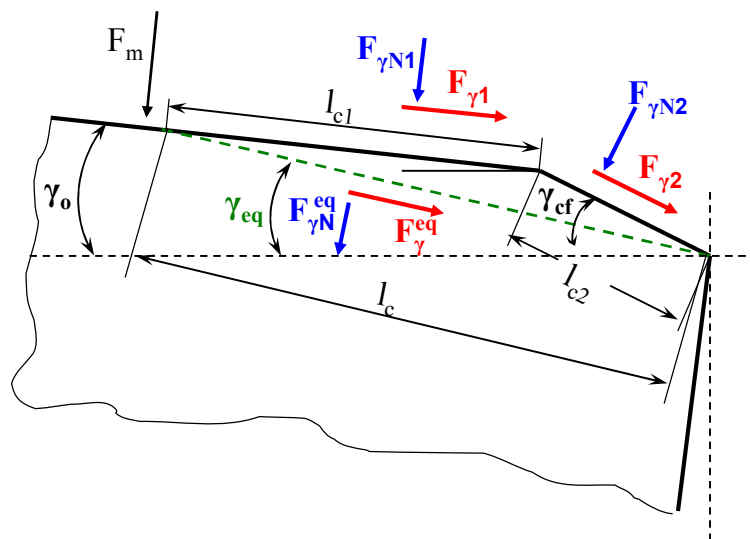
$$\mu_{\text{mod}} = \text{tg}\Theta = \frac{F'_D}{F_{cm}} = \frac{F'_{\gamma_n}}{F'_{\gamma_n N}} \quad (35)$$

gdzie: $\Theta = \text{arctg} \frac{F_D}{F_c} - \gamma_n = \text{arctg} \frac{F'_D}{F_{cm}}$ (36)

Zatem, $\gamma_n = \arccos \frac{F_c}{F} - \arccos \frac{F_{cm}}{F}$ (37)

$$\gamma_n = \text{arctg} \frac{F_c}{F_D} - \text{arctg} \frac{F_{cm}}{F'_D} \quad (38)$$

W przypadku narzędzi ze sfazowaną powierzchnią natarcia (ścinem) układ sił na długości styku jak i wartości kątów są różne. W konsekwencji zużywania się powierzchni natarcia ostrza skrawającego zmienia się jego geometria, a zatem wyznaczanie wartości współczynnika tarcia $\mu = f(t)$ zgodnie z równaniem (35) jest niemożliwe. Uzyskane wartości współczynnika tarcia będą poprawne tylko dla początkowych chwil, kiedy ostrze jest świeże (ostre). Koncepcja wyznaczenia zastępczego kąta natarcia (rys. 4.16) będącego konsekwencją zużycia dzięki zastosowanej metodzie pomiaru profilu krawędzi skrawającej opisanej w rozdz. 4.1.5 pozwala na wyznaczenie rzeczywistej wartości współczynnika tarcia w odniesieniu do rzeczywistej geometrii ostrza.



Rys. 4.16. Sposób wyznaczania zastępczego kąta natarcia dla narzędzi z fazką powierzchni natarcia [22]

Według powyższego mechanistycznego modelu dla narzędzi z fazą powierzchni natarcia przedstawionego na rys. 4.16 jest ona podzielona na dwie części nachylone pod kątami γ_o i γ_{cf} . Równoważnym zastępczym kątem natarcia jest γ_{eq} , który analitycznie może być wyznaczony za pomocą równania równowagi sił w następujący sposób [15], [22]:

$$\frac{F_{\gamma N1}}{\cos \gamma_o \left(\frac{l_{c1}}{l_c} \right)} + \frac{F_{\gamma N2}}{\cos \gamma_{cf} \left(\frac{l_{c2}}{l_c} \right)} = \frac{F_{\gamma N}^{eq}}{\cos \gamma_{eq}} \quad (39)$$

5. Analiza wyników badań

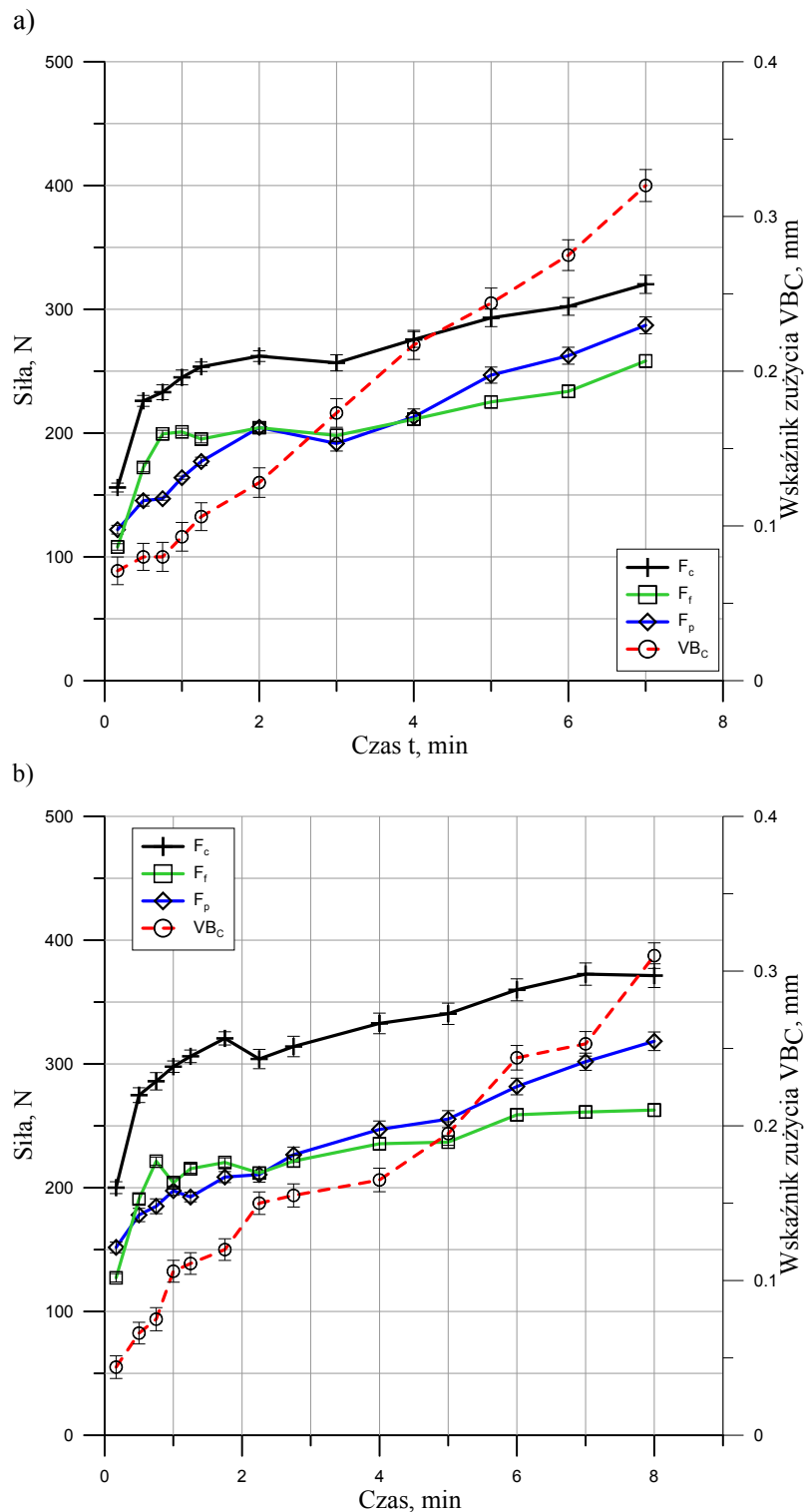
5.1. Wyniki badań zużycia ostrzy skrawających

Przedstawione w rozdz. 5 wyniki badań własnych zostały zgodnie z przyjętym celem pracy rozdzielone na część badawczą obejmującą analizę przebiegu i modelowania zużycia ostrzy skrawających oraz analizę i modelowanie tarcia. Z uwagi na znaczną ilość wykonanych prób toczenia wzdłużnego analiza wyników została podzielona na trzy zasadnicze podgrupy. Pierwsza z nich dotyczy wyników uzyskanych dla ostrza skrawającego z niepokrywanej ceramiki azotkowej, druga dla ostrza z ceramiki azotkowej pokrytego warstwą tlenku aluminium i azotku tytanu oraz trzecia odnosząca się do wyników uzyskanych dla ostrza z regularnego azotku boru.

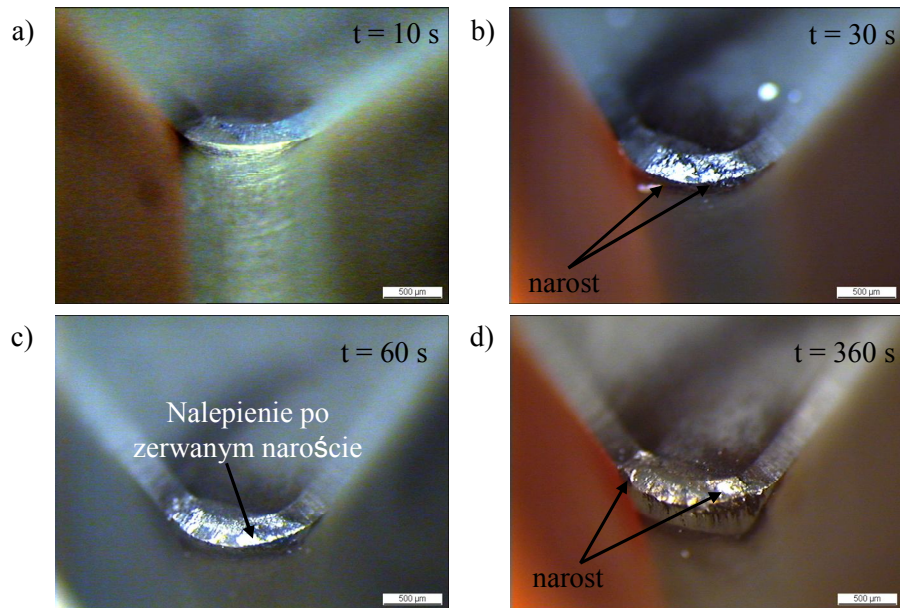
5.1.1. Wyniki badań uzyskane dla ostrza z Si_3N_4

Przebiegi krzywych zużycia wskaźnika VB_C dla ostrza z Si_3N_4 skrawającego z prędkością $v_c = 100$ m/min i posuwem $f = 0,08$ mm/obr oraz zmierzonych składowych F_c , F_f , F_p przedstawia rys.5.1a natomiast dla posuwu $f = 0,12$ mm/obr na rys. 5.1b. Charakterystycznymi zjawiskami w stosunku do całego przebiegu dla obu wartości posuwu jest znaczny wzrost wartości składowej obwodowej oraz posuwowej nawet do 100 N i odporowej do 50 N odpowiadający 30 sekundzie skrawania i wartości $\text{VB}_C \approx 0,1$ mm. Dokładna analiza zdjęć wykonanych podczas każdorazowego pomiaru wskaźnika zużycia wykazała, że wzrost ten mógł być spowodowany tworzącym się narostem na krawędzi ostrza skrawającego, który towarzyszył procesowi skrawania prawie w całym zakresie skrawania. Potwierdzają to przykładowe widoki ostrza skrawającego po 10, 30, 60 oraz 360 s skrawania przedstawione na rys. 5.2a÷d i 5.4a÷d. Powstający narost może powodować okresowy wzrost wartości sił w procesie skrawania poprzez zmianę geometrii krawędzi ostrza skrawającego, natomiast w chwili jego zerwania wartości te maleją. W rezultacie skutkować to będzie niemonotonicznym przebiegiem zarejestrowanych składowych całkowitej siły skrawania, co widać na rys. 5.1 oraz 5.4. Widoczny prawie dwukrotny przyrost wartości sił po osiągnięciu kryterium zużycia, względem pierwszego pomiaru, jest wynikiem postępującego zużycia ostrza i utraty jego właściwości skrawnych. Przebiegi zmian średniej wartości szerokości pasma zużycia wskaźnika VB_C dla ostrza z czystej ceramiki azotkowej skrawającego z $v_c = 100$ m/min są monotonicznie rosnące w całym zakresie, aż do osiągnięcia wartości kryterialnej $\text{VB}_C = 0,3$ mm. Intensywnie i

równomiernie rosnące zużycie ostrza wskazuje na występowanie silnych oddziaływań ściernych. Uzyskany okres trwałości dla ostrza skrawającego z posuwem 0,08 mm/obr wyniósł $T_{100} \approx 7$ min, a dla posuwu 0,12 mm/obr $T_{100} \approx 8$ min.



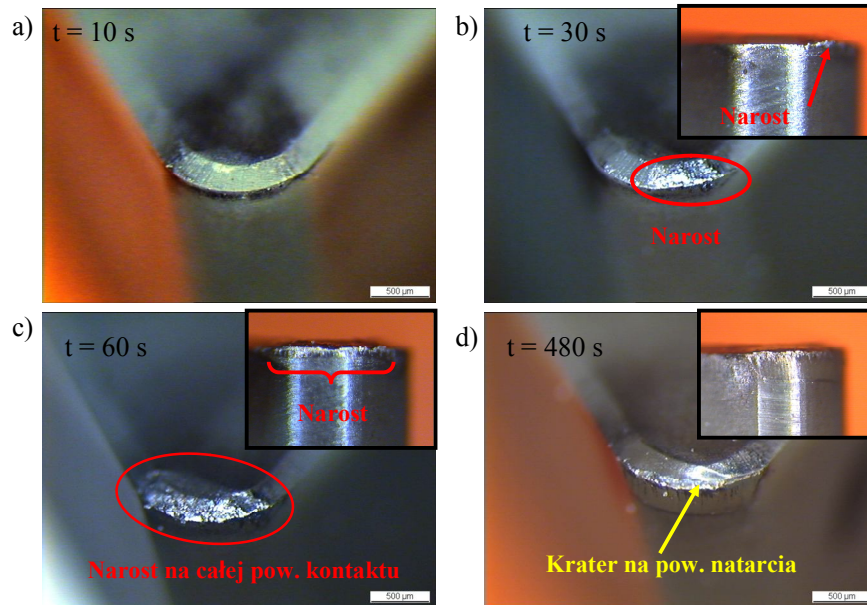
Rys. 5.1. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_c dla ostrza z Si₃N₄ skrawającego z prędkością $v_c = 100$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.2. Widok naroża ostrza z Si_3N_4 skrawającego z prędkością $v_c=100$ m/min i posuwem $f = 0,08$ mm/obr w różnych fazach zużycia

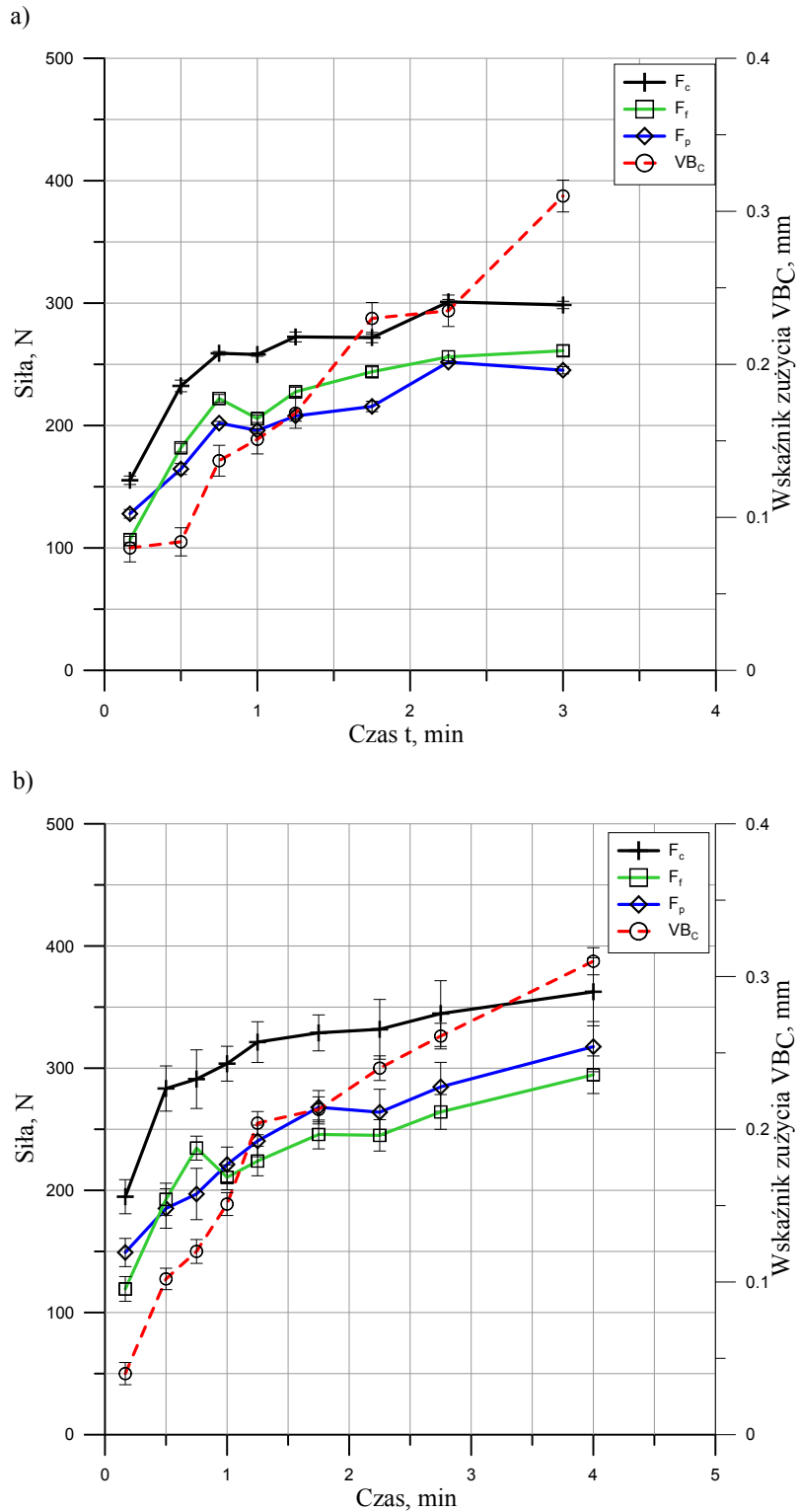
Dla ostrza z Si_3N_4 pracującego z posuwem $f = 0,12$ mm/obr przebiegi zmienności wartości sił są bardzo podobne jak dla ostrza pracującego z posuwem $0,08$ mm/obr. Również w początkowej fazie procesu skrawania, czyli docierania się par tribologicznych, zauważyć można wzrost wartości sił, po którym następuje łagodny, niemonotoniczny przyrost wartości sił. Zarówno wartości początkowe, jak i te uzyskane w końcowej fazie pracy ostrza, są na porównywalnym poziomie.

W przypadku przebiegu krzywej zużycia rys. 5.1b zauważyć można momenty zarówno przyspieszonego jak i ustabilizowanego zużywania się ostrza, co w rezultacie przekłada się na dłuższy okres trwałości w stosunku do ostrza pracującego z posuwem $f = 0,08$ mm/obr o około 1 minutę. Również i w tym przypadku procesowi skrawania prawie w całym jego przebiegu (już od 30 s obróbki), towarzyszy narost widoczny na rys. 5.3b,c. Oprócz intensywnie tworzonego i regularnie zrywanego narostu w końcowej fazie po osiągnięciu granicznej wartości VB_C , na powierzchni natarcia (w obrębie ścinu) widać niewielkie zużycie kraterowe (rys. 5.3d).

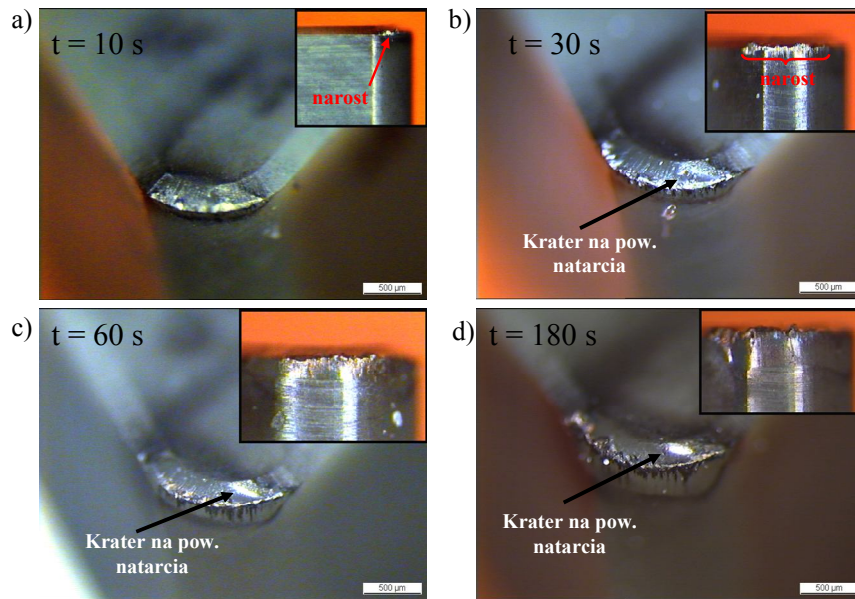


Rys. 5.3. Widok naroża ostrza z Si_3N_4 skrawającego z prędkością $v_c=100$ m/min i posuwem $f = 0,12$ mm/obr w różnych fazach zużycia

Zbliżony charakter przyrostu wartości składowych całkowitej siły skrawania można zaobserwować dla ostrza skrawającego z prędkością $v_c = 160$ m/min i posuwem 0,08 mm/obr oraz 0,12 mm/obr. W początkowej fazie skrawania wartości wszystkich składowych wzrastają szybko do około 45 s, jak na rys. 5.4a,b, co również mogło to być spowodowane powstającym narostem na krawędzi ostrza skrawającego. Następnie wzrost wartości sił jest wolniejszy, co jest wynikiem rosnącego monotonicznie zużycia i utrzymującego się narostu. W przypadku wzrostu prędkości do $v_c = 160$ m/min i $f = 0,08$ mm/obr okres trwałości wyniósł zaledwie $T_{160} \approx 3$ min. Proces powstawania narostu na poszczególnych etapach skrawania dla tego ostrza obrazuje rys. 5.5 a-d. Można na nim zauważyć, że już po 10 s skrawania widoczny jest niewielki narost na krawędzi skrawającej od strony powierzchni przyłożenia (rys. 5.5 a). Po upływie kolejnych 20 s narost widoczny jest już na całej długości krawędzi skrawającej i w takiej postaci utrzymuje się w całym zakresie prowadzonych prób, aż do osiągnięcia kryterium zużycia. Oprócz silnych oddziaływań adhezyjnych oraz ściernych, czego efektem jest znacznie krótszy okres trwałości w porównaniu do T_{100} , zaobserwowane zostało również zużycie kraterowe na powierzchni natarcia powstające już od 30 s, pokazane na rys. 5.5 b÷d.

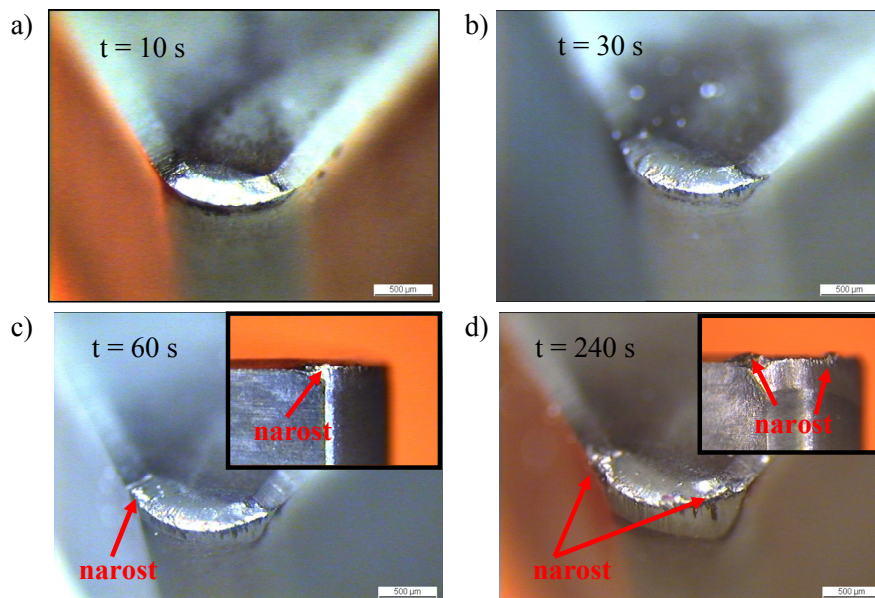


Rys. 5.4. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_c dla ostrza z Si_3N_4 skrawającego z prędkością $v_c = 160$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



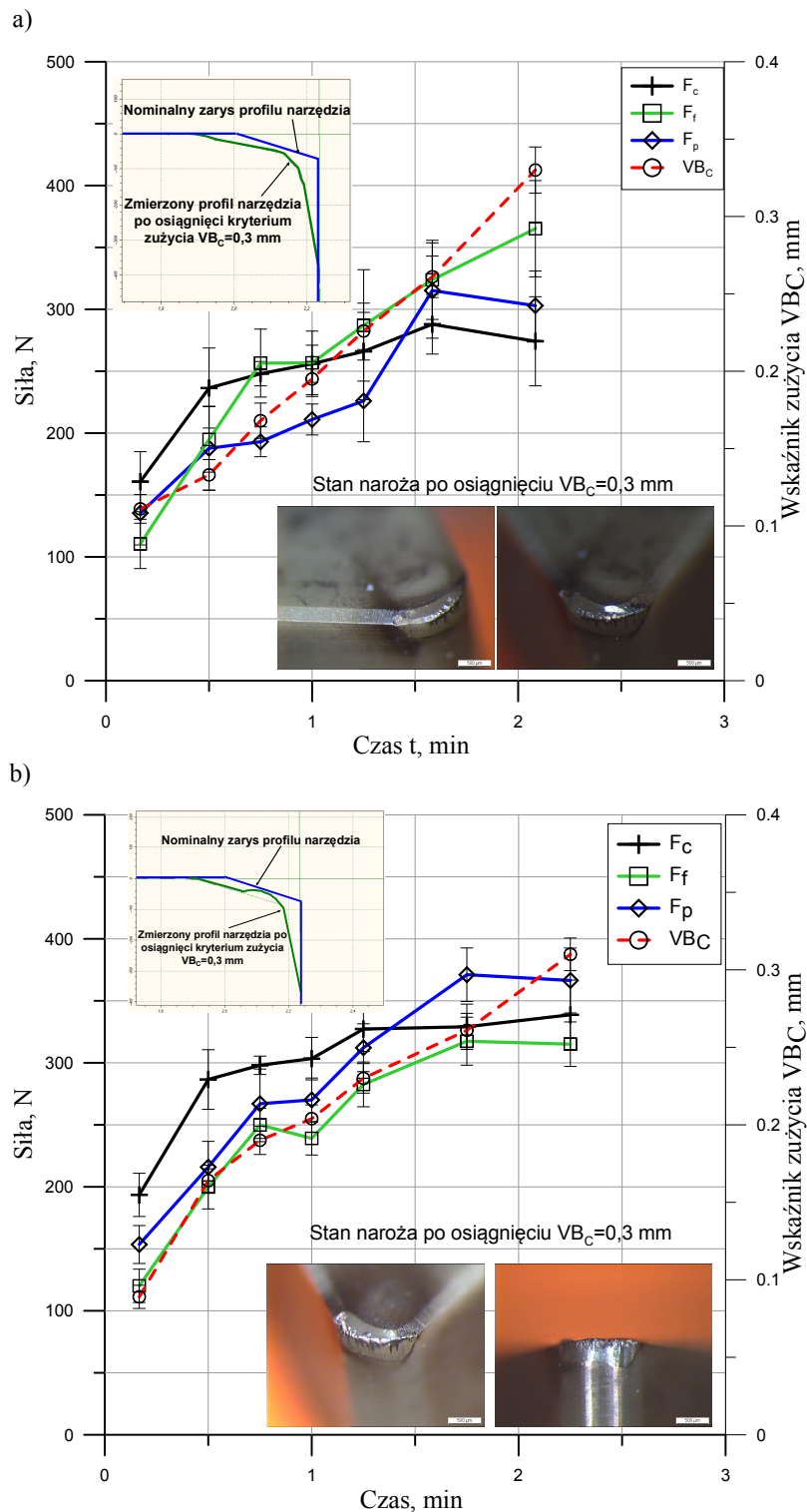
Rys. 5.5. Widok naroża ostrza z Si_3N_4 skrawającego z prędkością $v_c=160$ m/min i posuwem $f = 0,08$ mm/obr w różnych fazach zużycia

Nieznacznie wyższe wartości sił w porównaniu z uzyskanymi dla posuwu 0,08 mm/obr zarejestrowane zostały dla ostrza skrawającego z posuwem 0,12 mm/obr (rys. 5.4.b). Charakterystyczny wzrost wartości sił w początkowej fazie procesu skrawania również w tym przypadku spowodowany był docieraniem się par tribologicznych oraz powstającym narostem na krawędzi ostrza skrawającego. Widok stanu naroża w poszczególnych etapach obróbki przedstawia rys. 5.6.



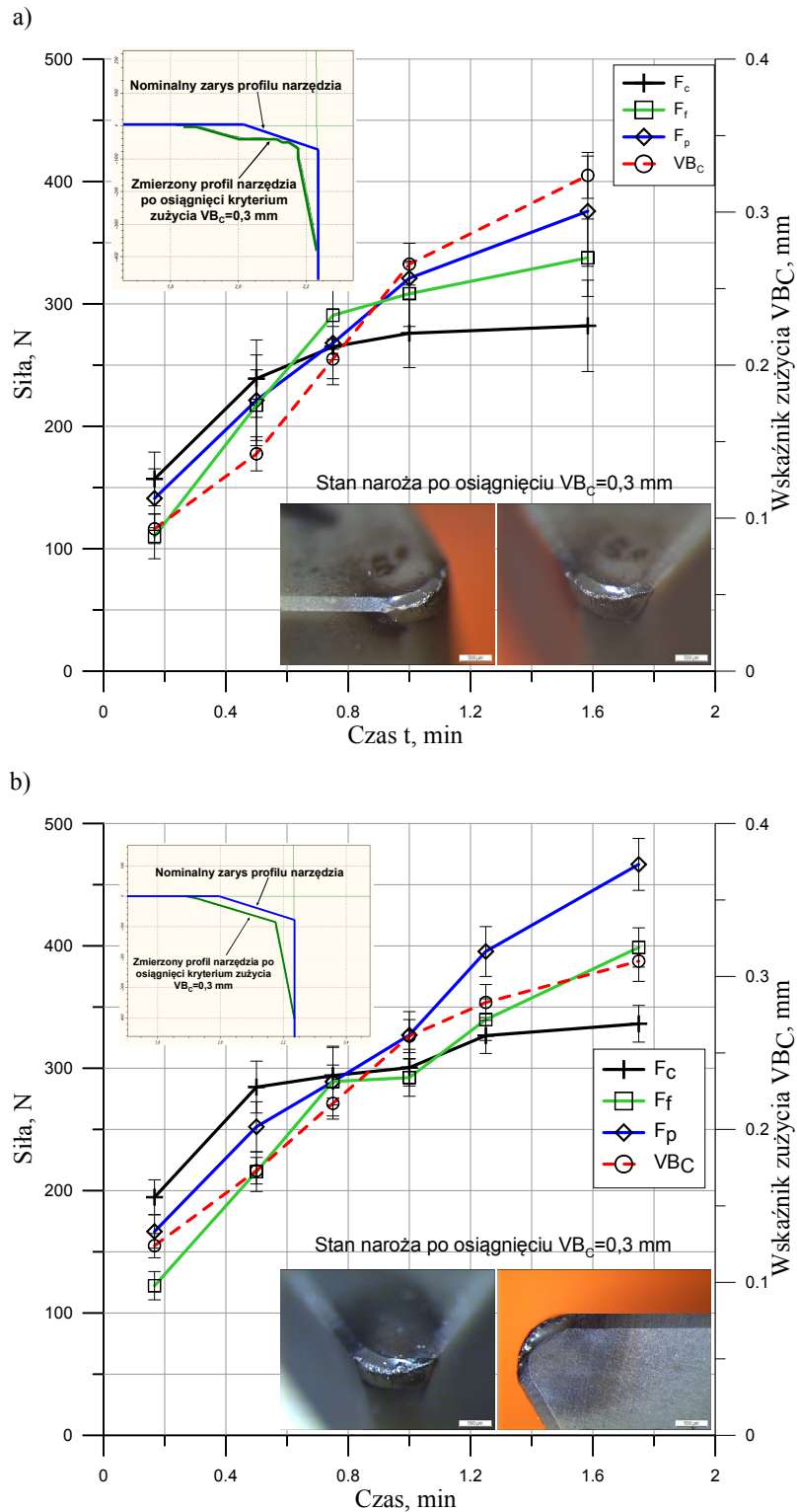
Rys. 5.6. Widok naroża ostrza z Si_3N_4 skrawającego z prędkością $v_c=160$ m/min i posuwem $f = 0,08$ mm/obr w różnych fazach zużycia

Wyraźnie odmienny charakter przebiegu zarejestrowanych wartości sił obserwuje się wraz z dalszym wzrostem prędkości skrawania aż do 480 m/min, co przedstawiają rys. 5.7 do 5.10.

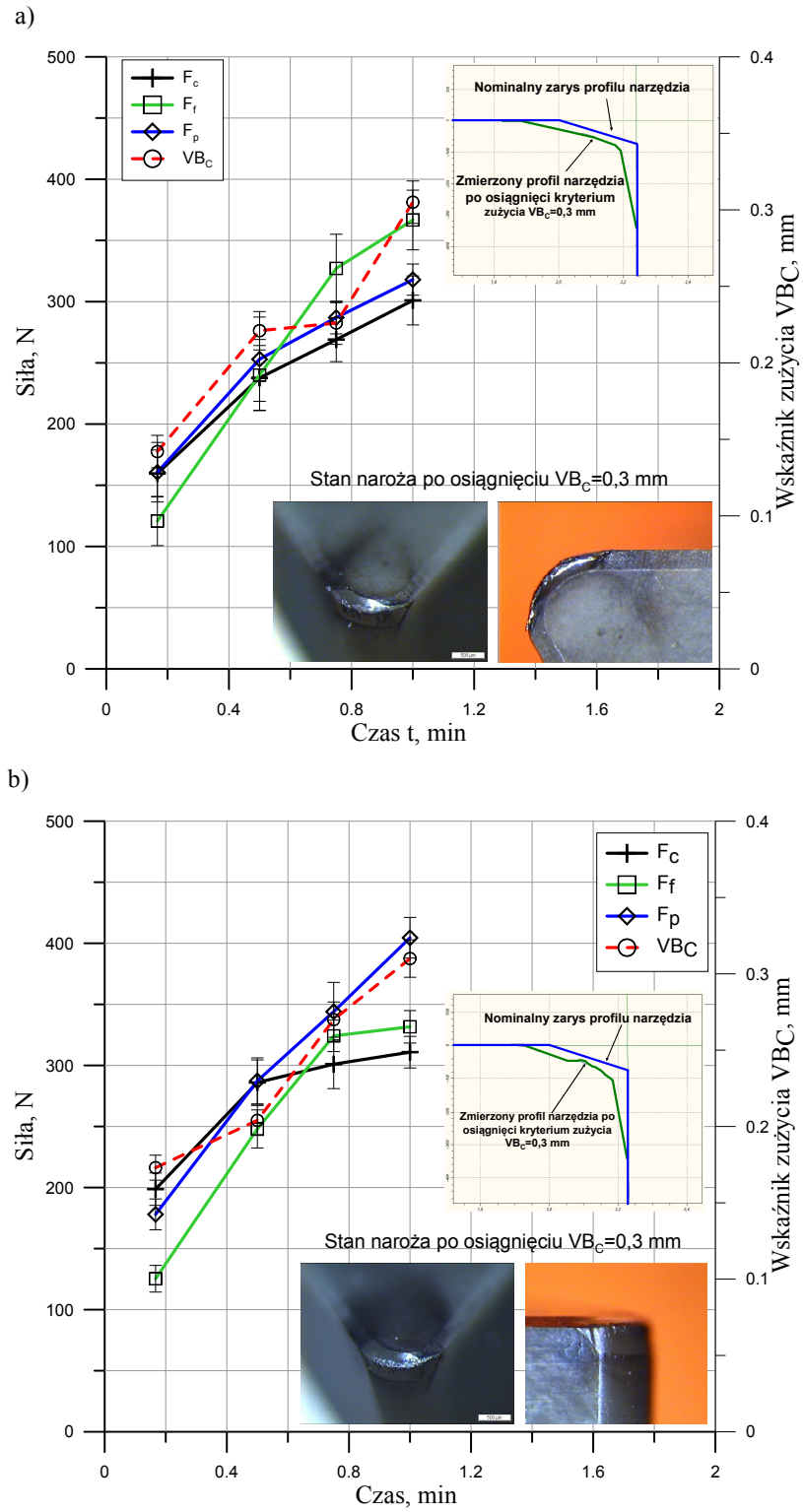


Rys. 5.7. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_C dla ostrza z Si_3N_4 skrawającego z prędkością $v_c = 240$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

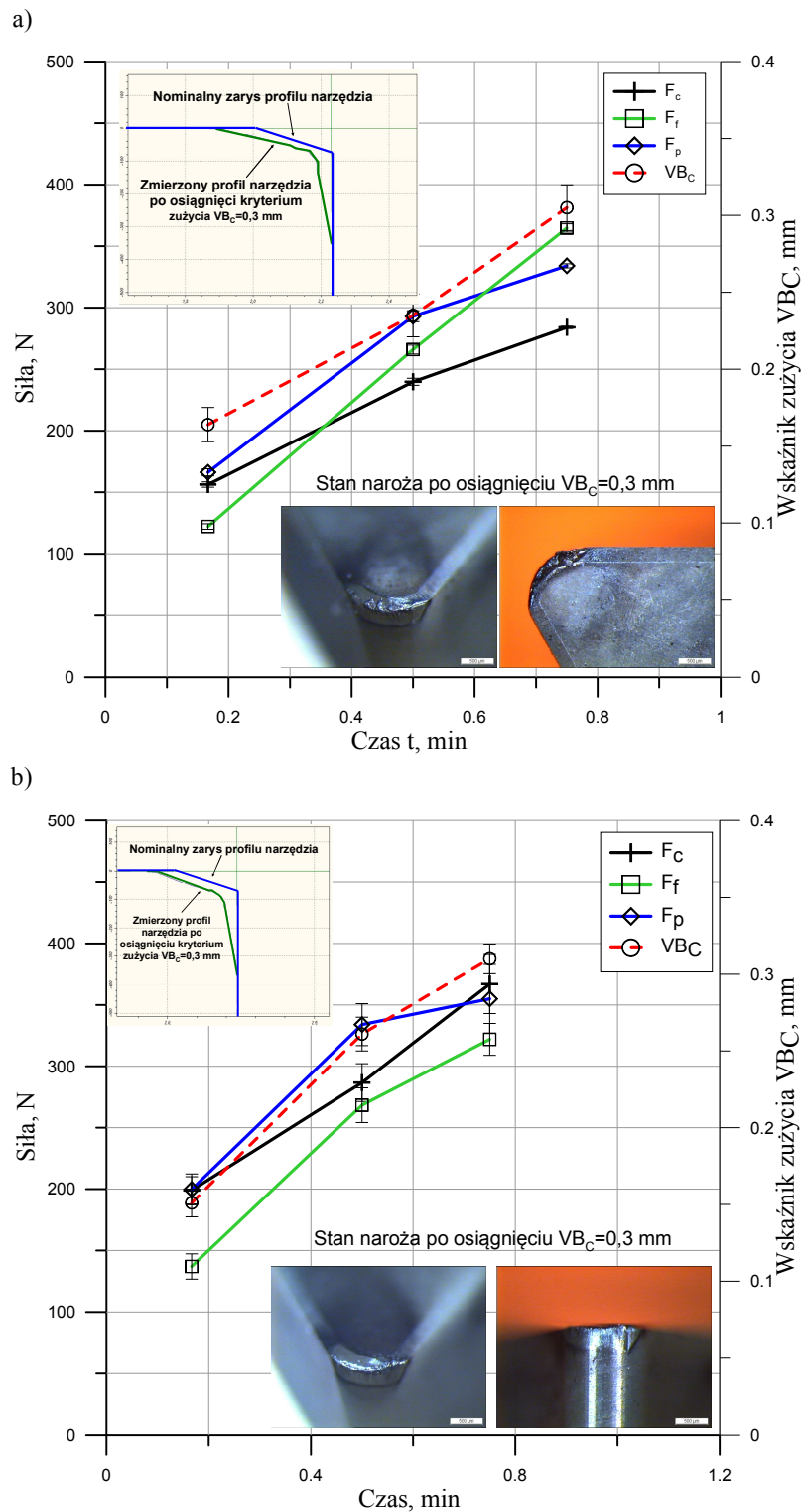
Zarejestrowane przebiegi mają charakter silnie rosnących monotonicznie, a wartości wszystkich składowych wzrastają równomiernie i proporcjonalnie do wartości zmierzonego wskaźnika zużycia VB_C , w zakresie od $v_c = 240$ do 480 m/min.



Rys. 5.8. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_C dla ostrza z Si_3N_4 skrawającego z prędkością $v_c = 320$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.9. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia V_{B_C} dla ostrza z Si_3N_4 skrawającego z prędkością $v_c = 400$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



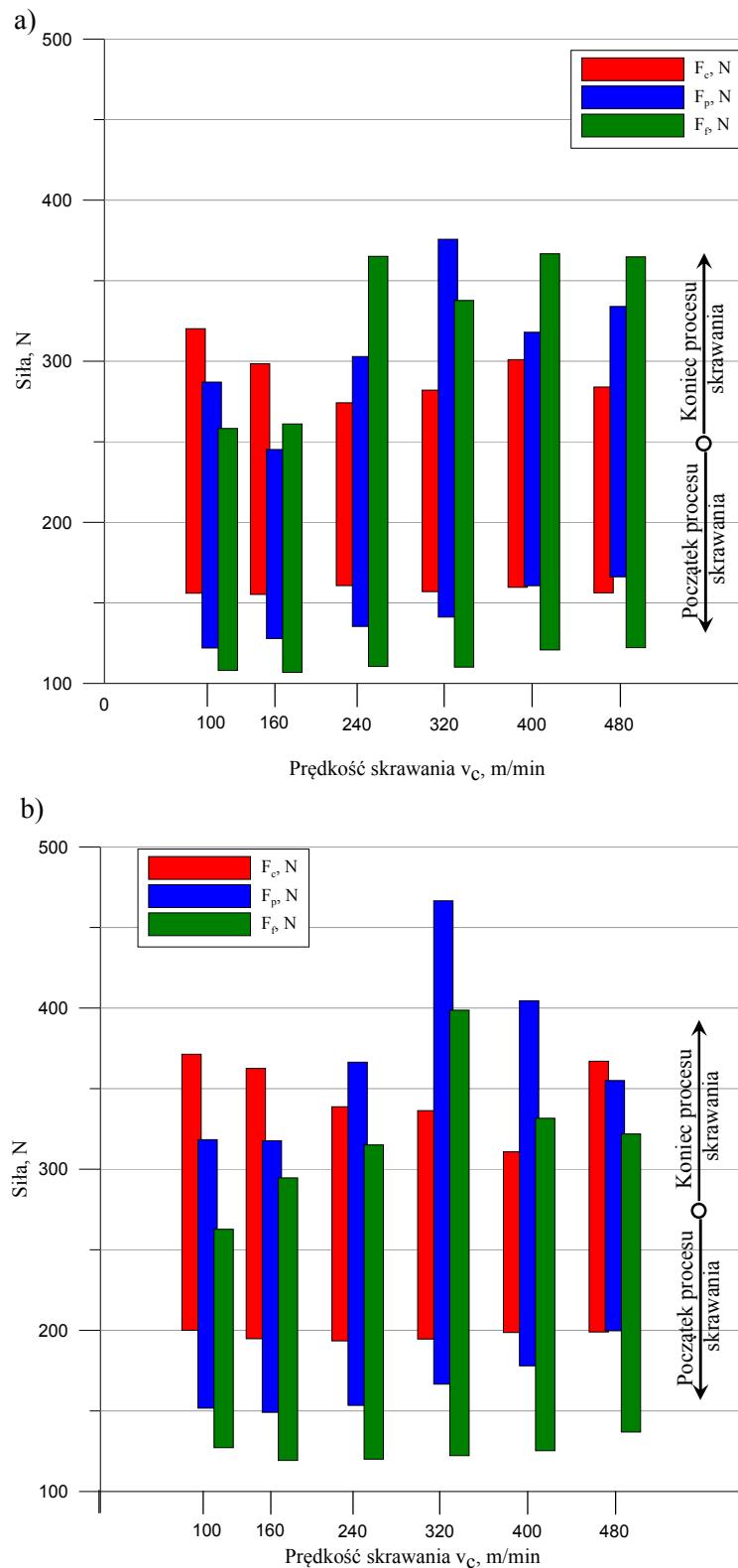
Rys. 5.10. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_c dla ostrza z Si_3N_4 skrawającego z prędkością $v_c = 480$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

W przypadku użytego narzędzia z Si_3N_4 wzrost prędkości skrawania bardzo silnie wpływa na jego trwałość, czego dowodem są przedstawione przebiegi wskaźnika zużycia i uzyskane okresy trwałości na rys. 5.12 i 5.13. Analiza wykonanych zdjęć ostrzy

skrawających dla całego zakresu prędkości skrawania, w różnych fazach ich zużycia, potwierdza, że dominującym mechanizmem jest zużycie adhezyjne i ściernie. Potwierdzają to także wcześniejsze badania własne nad mechanizmami zużycia w węzle tarcia dla par Si_3N_4 /EN-GJS-500-7 opisane w pracach [16] i [33].

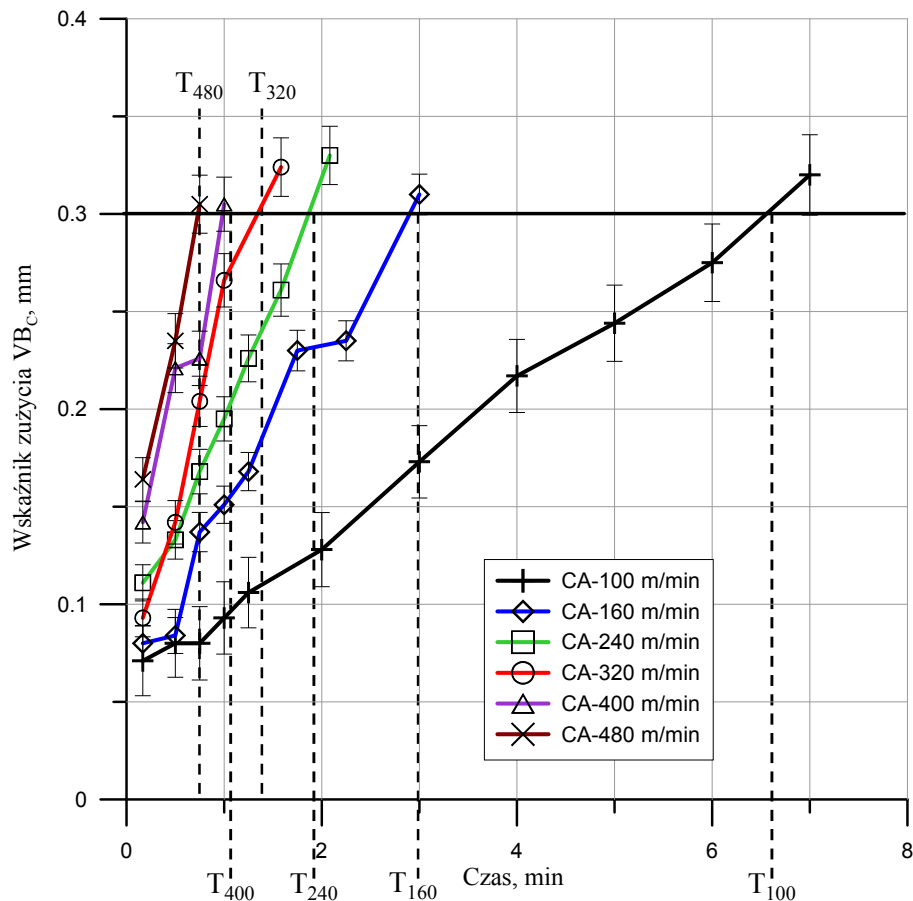
Ujawnione wówczas mechanizmy zużycia adhezyjnego następowały w wyniku bezpośredniego kontaktu materiału obrabianego z powierzchniami roboczymi ostrza skrawającego, jak i dużego powinowactwa chemicznego i podobieństwa struktury krystalicznej. Widoczne na obrazach BSE narzędzia cząstki materiału obrabianego przylegające do jego powierzchni, wytworzyły z nim silne wiązania. Takie adhezyjne zużycie wpływa na otoczenie w obrębie strefy skrawania, ponieważ spada w niej stężenie tlenu w wyniku niemożności uformowania ochronnej warstwy tlenków. Przeprowadzona wówczas analiza składu chemicznego metodą EDX w wybranych punktach na powierzchni natarcia i przyłożenia ostrzy skrawających ujawniła lokalne nalepienia cząstek żeliwa, co wskazuje na silne oddziaływanie adhezji. Zauważono również podwyższoną koncentrację Fe i Si, co sygnalizować może zużycie chemiczne w podwyższonej temperaturze i powstawanie krzemku żelaza, który powodować będzie zużycie chemiczne i tym samym przyspieszone zużycie ściernie [45].

Porównanie wartości początkowych i końcowych zarejestrowanych przebiegów składowych całkowitej siły skrawania dla ostrza z Si_3N_4 pracującego z posuwem 0,08 i 0,12 mm/obr przedstawia rys. 5.11. Dla całego badanego zakresu prędkości skrawania i obu posuwów wartości początkowe siły skrawania, gdy ostrze skrawające nie nosiło śladów zużycia, są bardzo zbliżone i wynoszą $F_c = 160$ N dla posuwu 0,08 mm/obr oraz $F_c = 200$ N dla posuwu 0,12 mm/obr. W chwili zakończenia badań po osiągnięciu zakładanego kryterium zużycia, wartości siły skrawania są różne i zawierają się w przedziale $275 \div 320$ N dla ostrza pracującego z posuwem 0,08 mm/obr oraz $310 \div 370$ N dla ostrza pracującego z posuwem 0,12 mm/obr. W przypadku przebiegu siły posuwowej wartości początkowe również są bardzo zbliżone i wynoszą około $F_f = 110 \div 120$ N, natomiast przy posuwie 0,08 mm/obr wyraźnie widać, że wraz ze wzrostem prędkości skrawania jej wartości w chwili zakończenia testów wzrosły i zawierały się w przedziale $F_f = 260 \div 360$ N. Nieznacznie wyższe wartości początkowe siły posuwowej zostały uzyskane dla ostrza skrawającego z posuwem 0,12 mm/obr, które w chwili rozpoczęcia badań zawierały się w przedziale $120 \div 140$ N, natomiast w końcowej fazie $260 \div 400$ N.



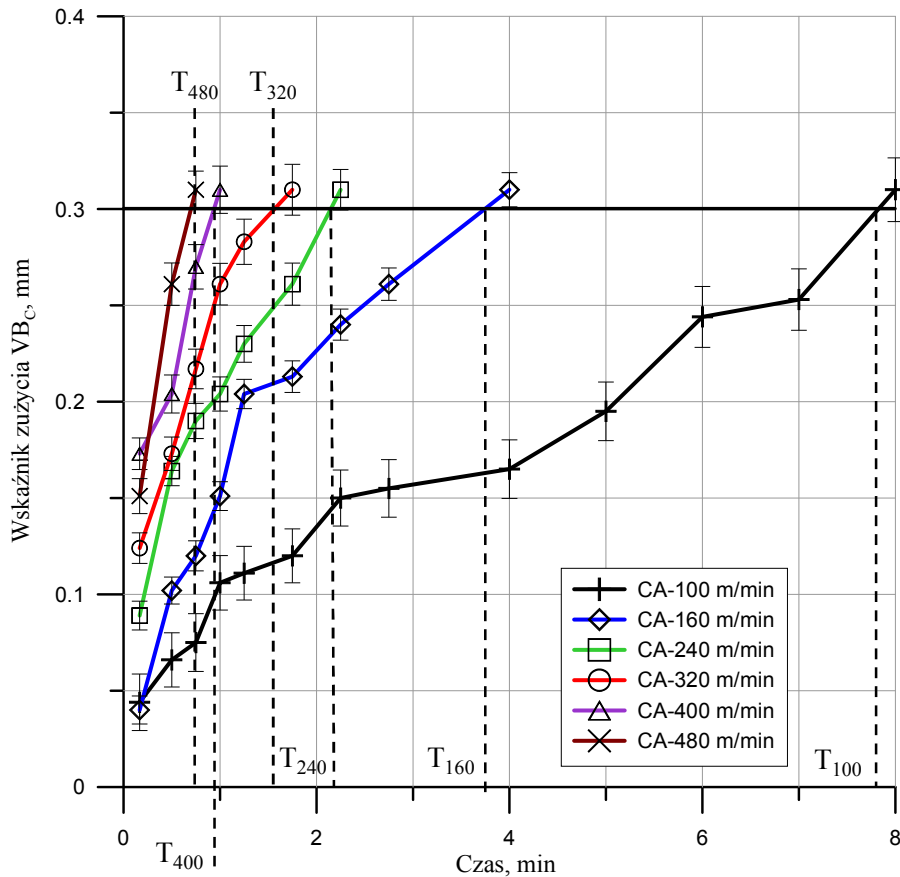
Rys. 5.11. Porównanie przyrostu wartości sił wywołanego zużyciem ostrza wraz ze wzrostem prędkości skrawania dla ostrza z Si_3N_4 , a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Dla składowej odporowej widać wyraźny przyrost zarówno wartości początkowych jak i końcowych wraz ze wzrostem prędkości skrawania dla obu posuwów.



Rys. 5.12. Porównanie przebiegów zużycia ostrzy z Si_3N_4 skrawających z posuwem $f = 0,08$ mm/obr.

Porównując okres trwałości T_{100} oraz T_{160} ostrza skrawającego z posuwem $f = 0,08$ mm/obr można zauważyć, że wzrost prędkości skrawania o $\Delta v_c = 60$ m/min spowodował jej spadek blisko o 60%. Kolejne przyrosty prędkości skrawania (rys. 5.12) skutkowały spadkiem okresów trwałości następująco: $T_{240} \approx 2$ min dla $v_c = 240$ m/min, $T_{320} \approx 1,5$ min dla $v_c = 320$ m/min, $T_{400} \approx 1$ min dla $v_c = 400$ m/min, a przy $v_c = 480$ m/min już zaledwie $T_{480} \approx 0,75$ min. Bardzo zbliżone przebiegi krzywych zużycia oraz okresy trwałości uzyskano dla ostrzy skrawających z posuwem $f = 0,12$ mm/obr (rys. 5.13). Również w tym przypadku największy spadek trwałości jest widoczny przy wzroście prędkości skrawania z 100 do 160 m/min. Oznaczać to może, że optymalnym przedziałem prędkości skrawania w przypadku obróbki badanego gatunku żeliwa ostrzami z niepokrywanej ceramiki azotkowej są prędkości poniżej 100 m/min. Uzyskane okresy trwałości dla ostrza skrawającego z posuwem 0,12 mm/obr wyniosły $T_{100} \approx 8$ min, $T_{160} \approx 4$ min, $T_{240} \approx 2,2$ min, $T_{320} \approx 1,7$ min, $T_{400} \approx 1$ min oraz $T_{480} \approx 0,8$ min. Badane ostrza z Si_3N_4 charakteryzują również znaczne różnice w okresach trwałości wraz ze wzrostem v_c , jak na rys. 5.12 i 5.13.

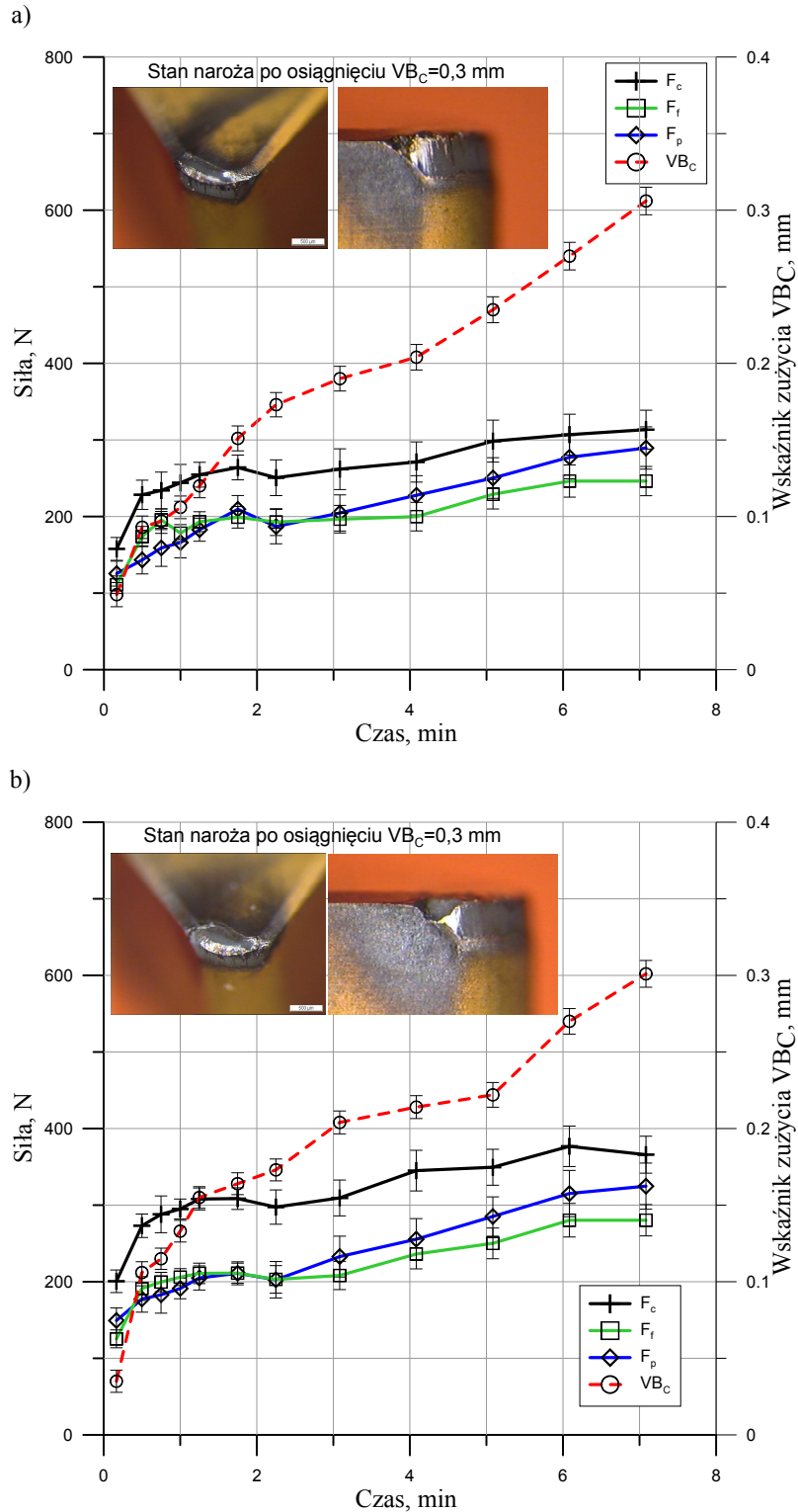


Rys. 5.13. Porównanie przebiegów zużycia ostrzy z Si_3N_4 skrawających z posuwem $f = 0,12$ mm/obr

5.1.2. Wyniki badań uzyskane dla ostrza z Si_3N_4 z powłoką $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$

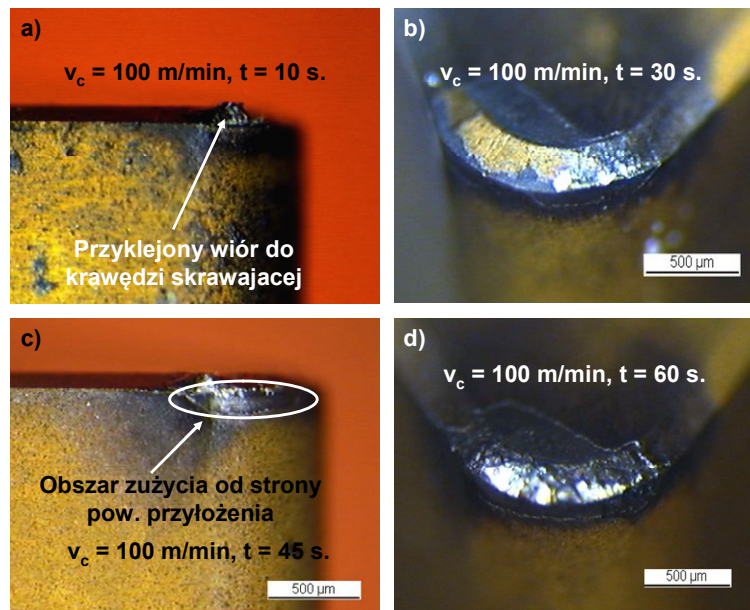
Uzyskane wyniki zużycia oraz przebiegu wartości sił dla ostrza skrawającego z prędkością 100 m/min i posuwem 0,08 oraz 0,12 mm/obr przedstawia rys. 5.14. W przebiegach zużycia można wyznaczyć charakterystyczne okresy docierania się par tribologicznych do ok. 30 sekundy, ustabilizowanej pracy ostrza do ok. 5 minuty jego pracy oraz przyspieszonego zużycia od 5 do 7 minuty będącego wynikiem utraty właściwości skrawnych ostrza poprzez zmianę jego geometrii. W obu przypadkach okres trwałości wyniósł około 7 min, a zaobserwowanym dominującym mechanizmem zużycia była adhezja i zużycie ściernie. Analiza wykonanych zdjęć powierzchni ostrza skrawającego wykazała bardzo silną tendencję do powstawania nalepień materiału obrabianego, jak również przyklejania się fragmentów wióra do krawędzi ostrza skrawającego, czy też powierzchni natarcia. Nalepione fragmenty wióra najczęściej przywierały do warstwy ochronnej $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$, co potwierdzają przykładowe obrazy stanu powierzchni ostrza skrawającego w różnych fazach zużycia na rys. 5.15. Usuwane w

trakcie procesu skrawania nalepiały odpadały wraz z powłoką ochronną, na co wskazują nieregularne i ostre granice nieciągłości powłoki na ostrzu skrawającym na rys. 5.15 c,d.



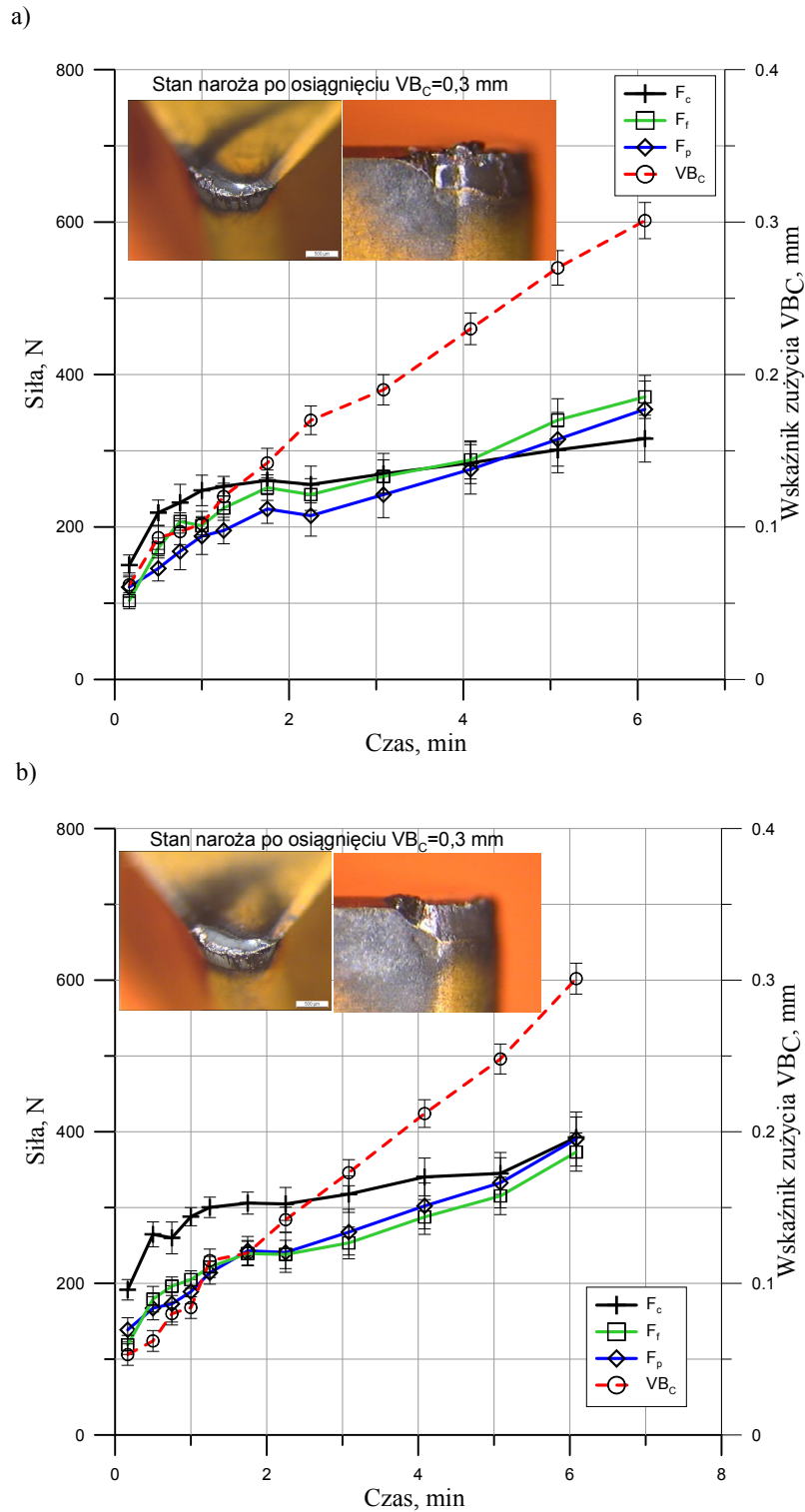
Rys. 5.14. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_C ostrza z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$ przy prędkości $v_c = 100$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Charakterystycznym momentem przebiegów zmienności sił jest ich wzrost w początkowej fazie docierania się ostrza do ok. pierwszej minuty skrawania. Wpływ posuwu na zarejestrowanie wartości sił jest nieznaczny. W przypadku ostrza skrawającego z posuwem 0,12 mm/obr zarejestrowane wartości siły skrawania są średnio o ok. 50 N wyższe w stosunku do wartości uzyskanych przy posuwie 0,08 mm/obr. W przypadku składowej odporowej i posuwowej wartości sił są porównywalne i mieszczą się w wyznaczonych przedziałach ufności.



Rys. 5.15. Stan naroża ostrza skrawającego z posuwem $f = 0,08$ mm/obr w różnych etapach procesu skrawania

Porównanie przebiegów krzywych zużycia wskaźnika VB_C oraz wartości składowych całkowitej siły skrawania dla ostrza pracującego przy prędkości 160 m/min oraz posuwem 0,08 mm/obr i 0,12 mm/obr przedstawia rys. 5.16. Widać wyraźnie, że wzrost prędkości skrawania miał znaczący wpływ na charakter przebiegu zużycia. Zużycie w odróżnieniu do przebiegów uzyskanych przy $v_c = 100$ m/min rośnie prawie liniowo wraz z czasem skrawania. W takim przypadku wyznaczenie charakterystycznych okresów zużycia, jakie opisuje krzywa Lorenza jest niemożliwe i świadczy to o bardzo silnym ścieraniu się ostrza skrawającego.



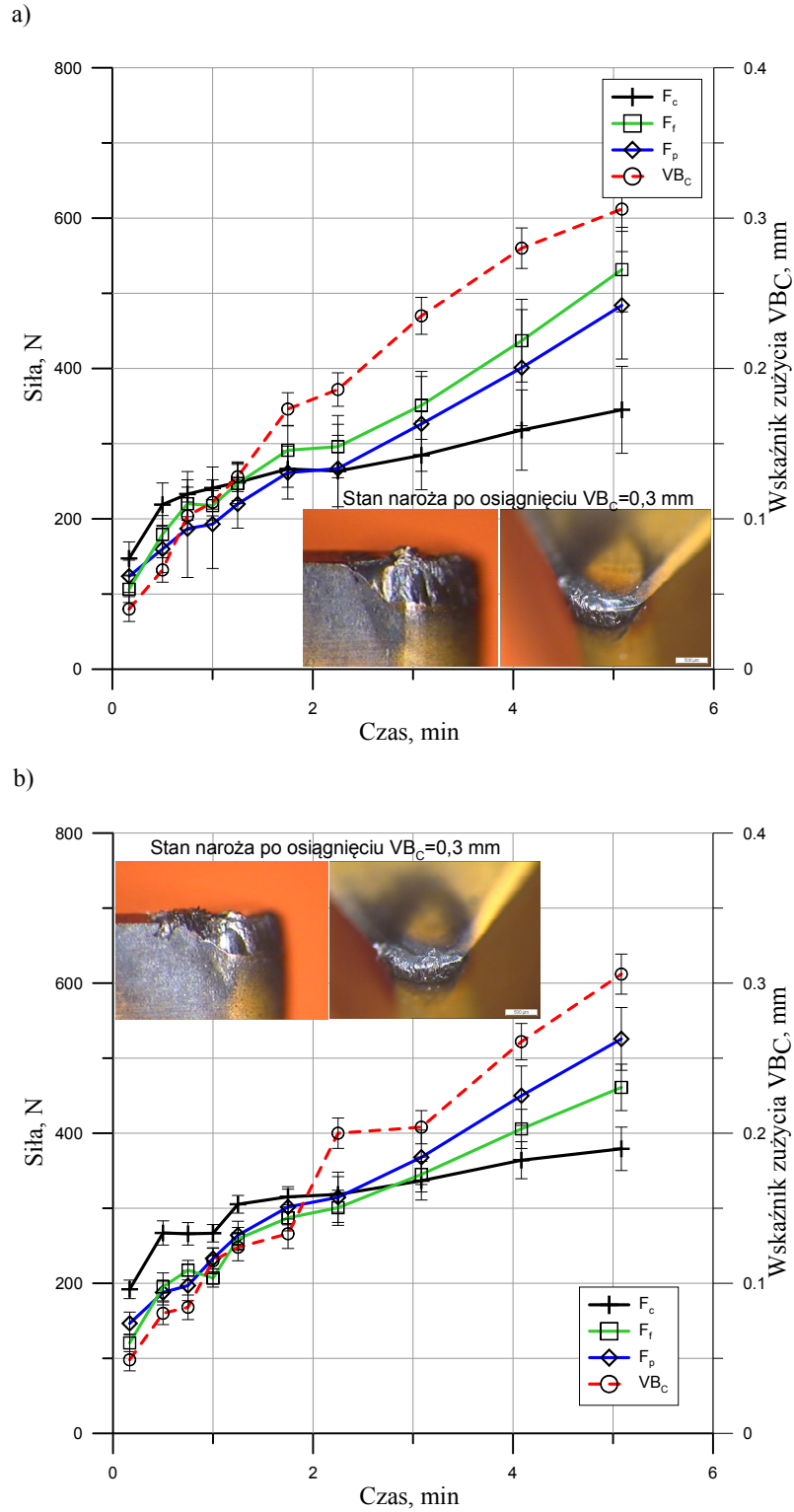
Rys. 5.16. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_c ostrza z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$ przy prędkości $v_c = 160$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Uzyskane okresy trwałości wyniosły ok. 6 min i podobnie jak podczas skrawania z prędkością 100 m/min w całym zakresie obróbki obserwowany był regularnie tworzony i usuwany narost na krawędzi ostrza skrawającego i powierzchni natarcia oraz liczne

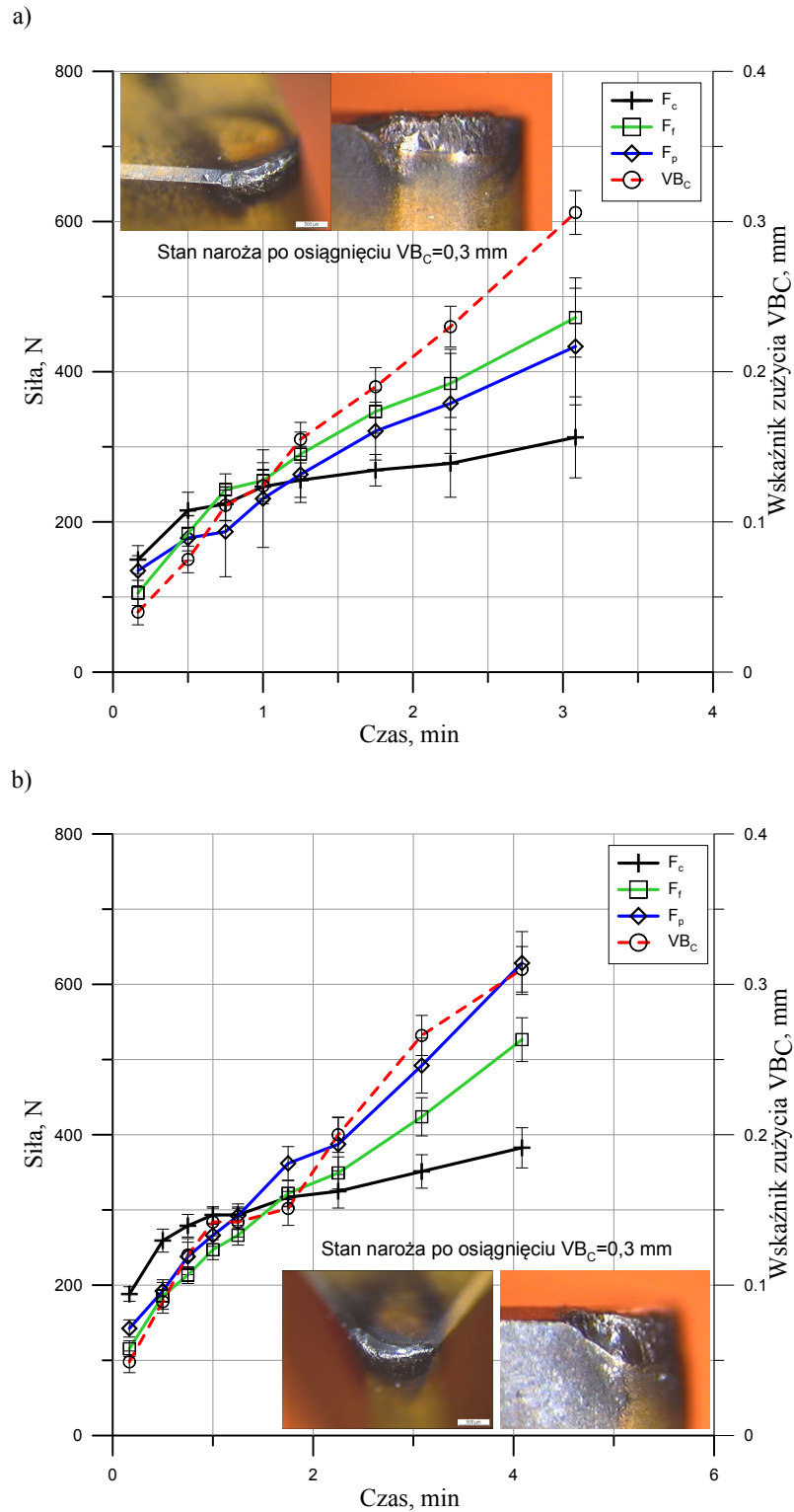
nalepienia materiału obrabianego. Ponadto od ok. 2 minuty skrawania zostało zaobserwowane zużycie skoncentrowane w obszarze pogranicza (wynikającym z głębokości skrawania) czynnego i biernego odcinka krawędzi skrawającej. Zużycie to było wynikiem tworzącego się po zewnętrznym obwodzie warstwy skrawanej zadzioru.

Wartości i charakter przebiegu zmienności sił w początkowej fazie skrawania jest podobny jak przy skrawaniu z prędkością 100 m/min.

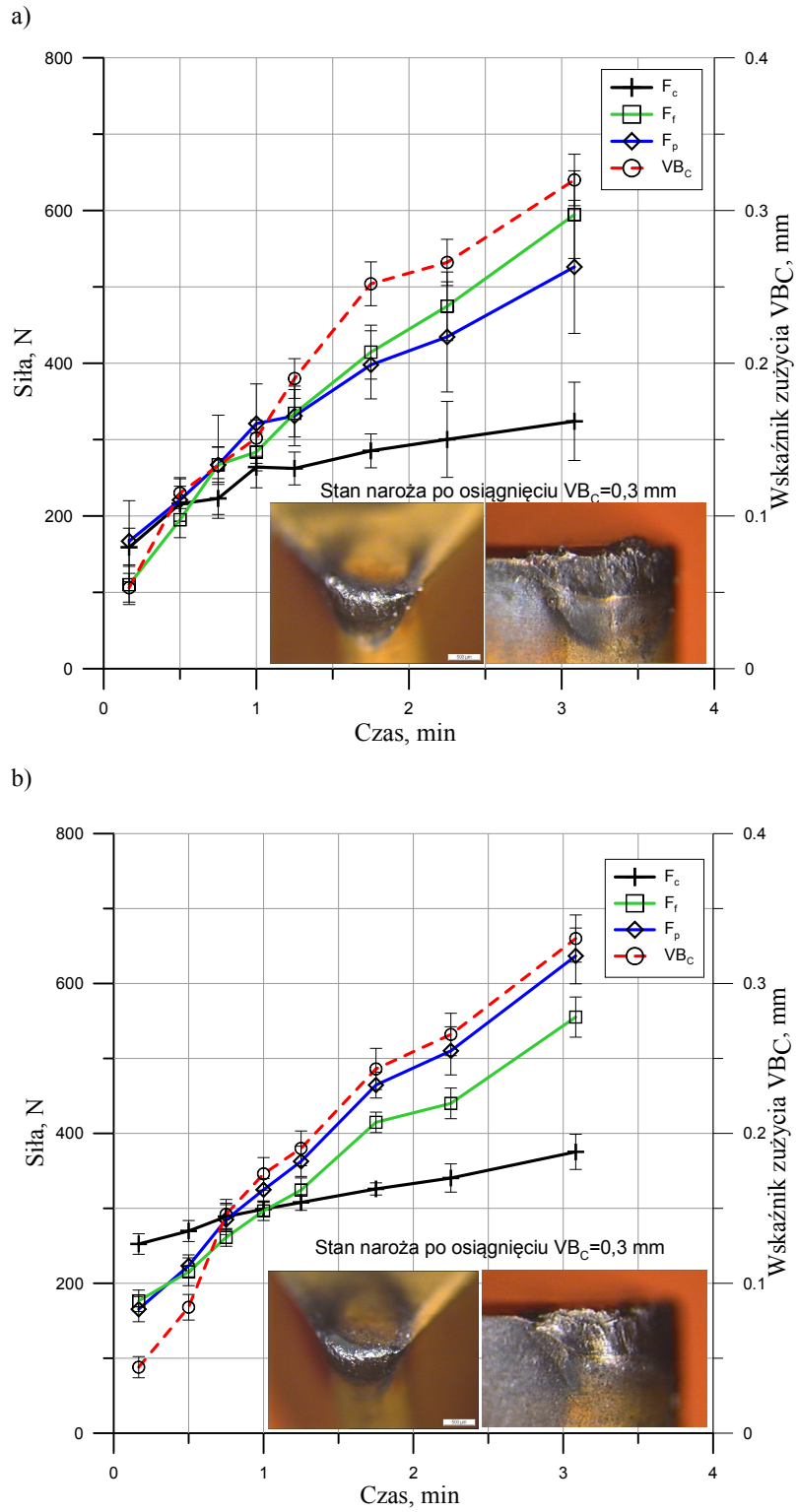
Wyraźny przyrost wartości siły posuwowej i odporowej w stosunku do wartości uzyskanych przy $v_c = 100$ m/min odpowiada chwili osiągnięcia przez ostrze wskaźnika zużycia $VB_C \approx 0,25 \div 0,3$ mm i waha się w zakresie $50 \div 120$ N dla obu wartości posuwu. Tendencja wzrostu wartości siły posuwowej i odporowej jest coraz bardziej zauważalna wraz ze wzrostem prędkości skrawania. W przypadku ostrza skrawającego z prędkością $v_c = 240$ m/min początek przyrostu ich wartości w porównaniu z przebiegami uzyskanymi przy $v_c = 160$ m/min wynosi kolejne $60 \div 150$ N i również odpowiada chwili osiągnięcia przez ostrze wartości wskaźnika $VB_C \approx 0,25$ mm. Wyraźnie widoczny jest bardzo zbliżony przyrost wartości wskaźnika zużycia wraz ze wzrostem wartości siły posuwowej i odporowej. Biorąc pod uwagę wartości siły posuwowej i odporowej oraz niewielki ich przyrost w całym przebiegu skrawania z prędkością 100 m/min, a porównując z przebiegami otrzymanymi przy $v_c = 160 \div 480$ m/min (rys. 5.16 \div 5.20) można stwierdzić, że trwałość ostrzy skrawających oraz intensywność ich zużycia jest w znacznym stopniu skorelowana z wartościami składowych F_f oraz F_p . Przyglądając się kolejnym przebiegom zmienności wartości składowych F_f i F_p uzyskanymi wraz ze wzrostem v_c można zauważyć charakterystyczną równoległość w stosunku do przebiegu wartości wskaźnika zużycia VB_C . Ponadto wzrost wartości sił F_f i F_p przy prędkości 480 m/min w końcowej fazie skrawania, gdy $VB_C = 0,3$ mm jest w stosunku do uzyskanych wartości przy 100 m/min ponad dwukrotny.



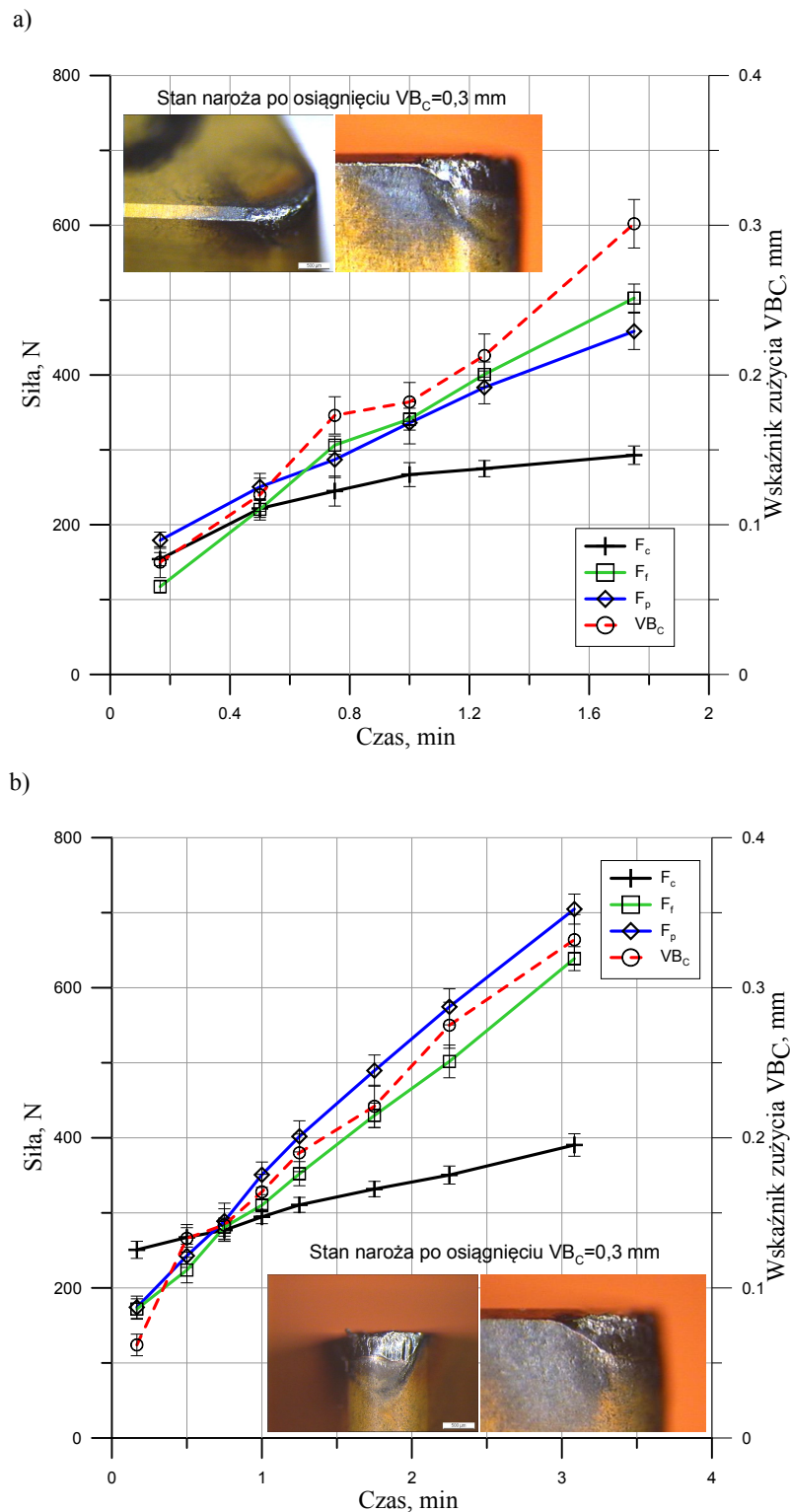
Rys. 5.17. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_c ostrza z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$ przy prędkości $v_c = 240$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.18. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_c ostrza z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$ przy prędkości $v_c = 320$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.19. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_C ostrza z Si₃N₄+Al₂O₃/TiN przy prędkości v_c = 400 m/min, a) f = 0,08 mm/obr, b) f = 0,12 mm/obr

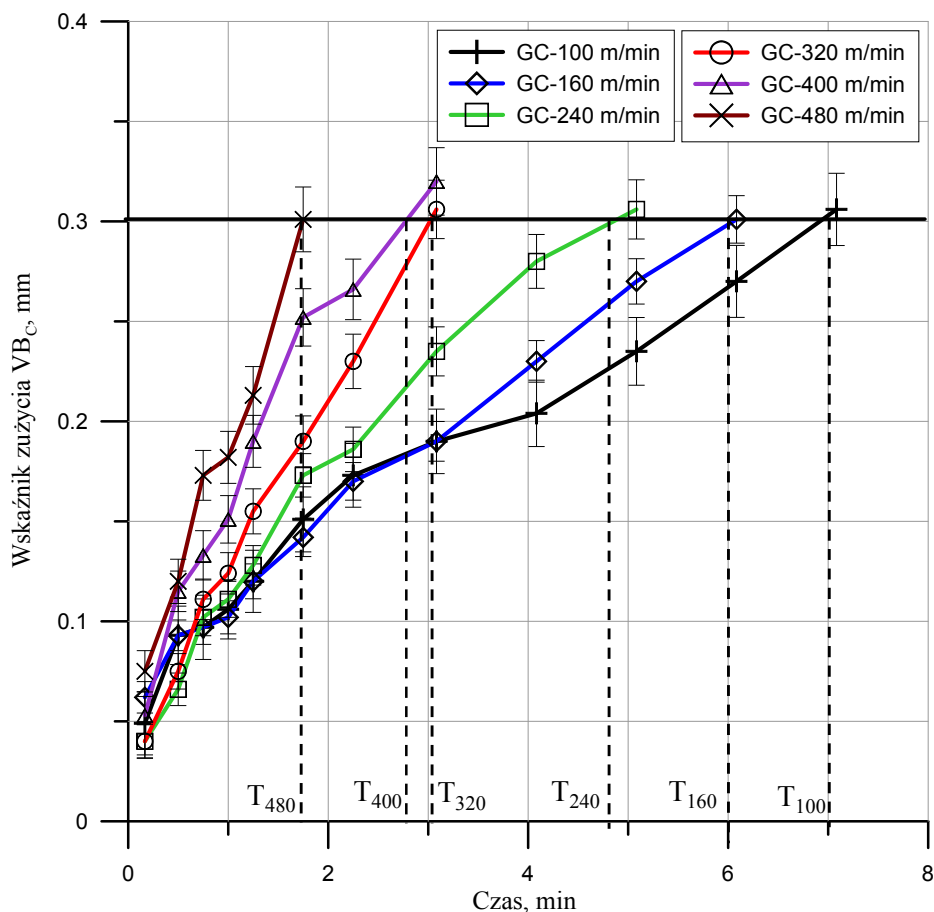


Rys. 5.20. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_c ostrza z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$ przy prędkości $v_c = 480$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

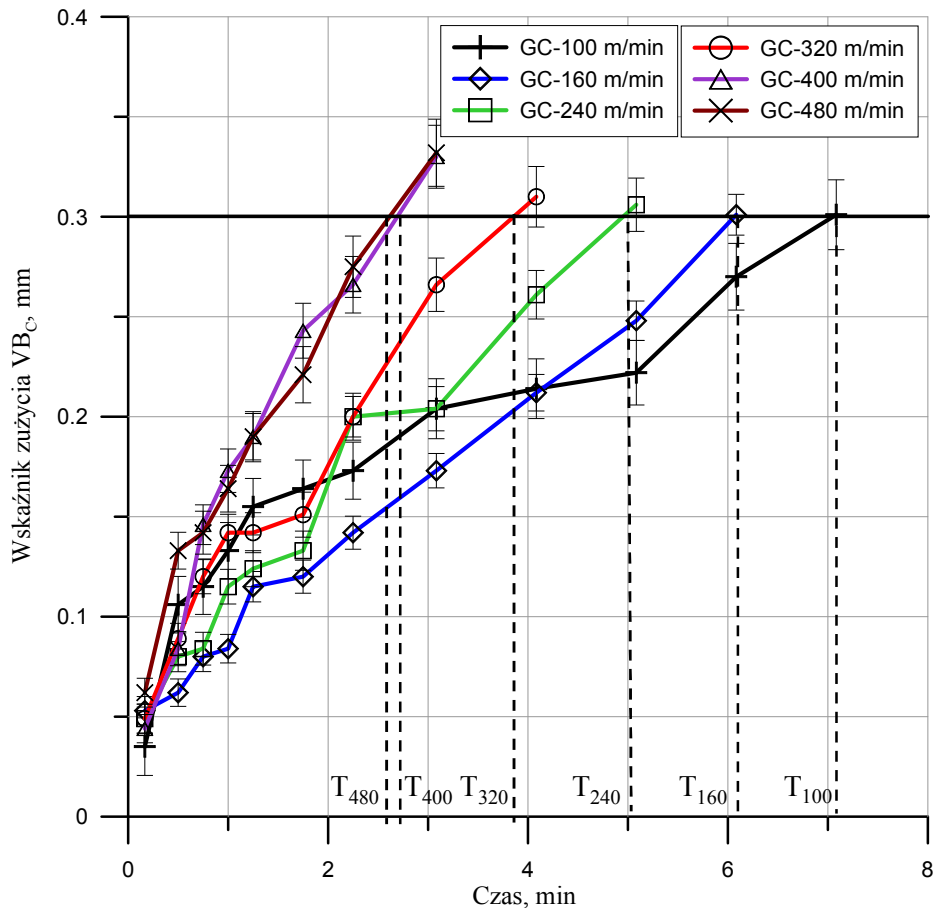
Zastosowana dwuwarstwowa powłoka ochronna z tlenku aluminium i azotku tytanu na podłożu z ceramiki azotkowej wydłużyła okres trwałości ostrza do $40 \div 50\%$ w porównaniu do ostrzy skrawających z prędkościami z zakresu $160 \div 480$ m/min z ceramiki

azotkowej niepokrywanej. W przypadku ostrza z ceramiki azotkowej pokrywanej warstwami ochronnymi pracującego z prędkością 100 m/min zastosowana powłoka nie wpłynęła w znaczącym stopniu na wydłużenie okresu trwałości.

Z przedstawionego na rys. 5.21 i 5.22 porównania okresów trwałości ostrza pracującego z posuwem 0,08 mm/obr i 0,12 mm/obr można zauważyć, że wzrost prędkości skrawania skutkowało stopniowym i zbliżonym spadkiem trwałości. Okresy te dla badanych ostrzy z $\text{Si}_3\text{N}_4+\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ wyniosły kolejno: dla posuwu 0,08 mm/obr - $T_{100} \approx 7$ min, $T_{160} \approx 6$ min, $T_{240} \approx 5$ min, $T_{320} \approx 3$ min, $T_{400} \approx 3$ min, $T_{480} \approx 1,75$ min oraz dla posuwu - 0,12 mm/obr $T_{100} \approx 7$ min, $T_{160} \approx 6$ min, $T_{240} \approx 5$ min, $T_{320} \approx 4$ min, $T_{400} \approx 3$ min, $T_{480} \approx 3$ min. Zauważalny jest również brak wpływu przyrostu posuwu na trwałość ostrzy skrawających. Dla obu zastosowanych wartości posuwu okresy trwałości są niemal identyczne, co widać w przypadku prędkości skrawania 100, 160, 240 i 400 m/min. Natomiast w przypadku pozostałych prędkości skrawania 320 oraz 480 m/min różnice te wynoszą około 1 minuty.

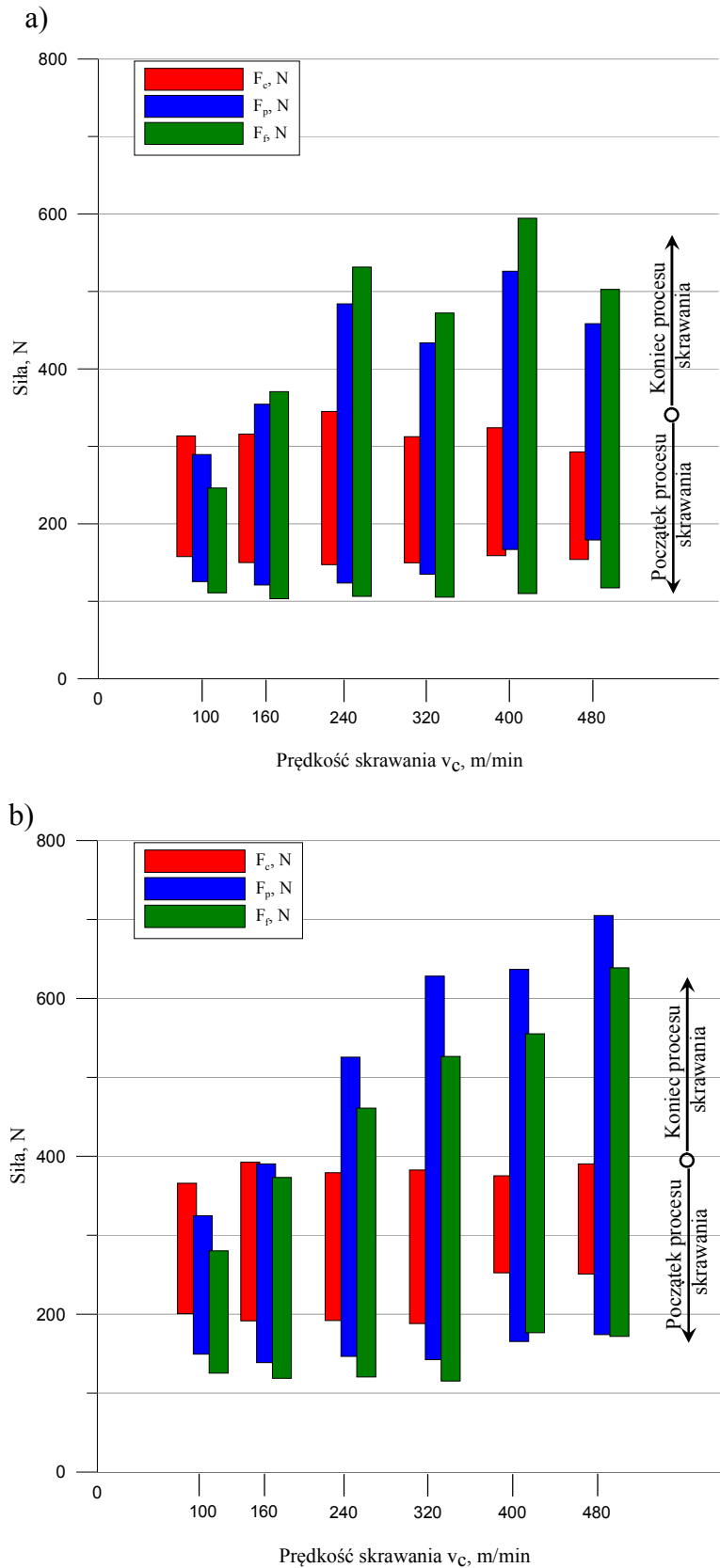


Rys. 5.21. Porównanie przebiegów zużycia ostrzy z $\text{Si}_3\text{N}_4+\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ skrawających z posuwem $f = 0,08$ mm/obr



Rys. 5.22. Porównanie przebiegów zużycia ostrzy z $\text{Si}_3\text{N}_4+\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ skrawających z posuwem $f = 0,12$ mm/obr

Wpływ posuwu widoczny jest w przypadku wartości zarejestrowanych sił, których porównanie początkowych i końcowych wartości przedstawia rys. 5.23. Widać, że zarejestrowane wartości początkowe i końcowe siły skrawania dla wszystkich zastosowanych prędkości skrawania są niższe dla ostrza pracującego z posuwem 0,08 mm/obr. Dla zarejestrowanej składowej posuwowej i odporowej wartości początkowe sił dla obu zastosowanych wartości posuwów są bardzo zbliżone, natomiast końcowe wzrastają wraz ze wzrostem v_c w przypadku ostrza skrawającego z $f = 0,12$ mm/obr. Dla ostrza pracującego z $f = 0,08$ mm/obr wartości rosną do prędkości 240 m/min i następnie zmieniają się w zakresie 480 ÷ 590 N.



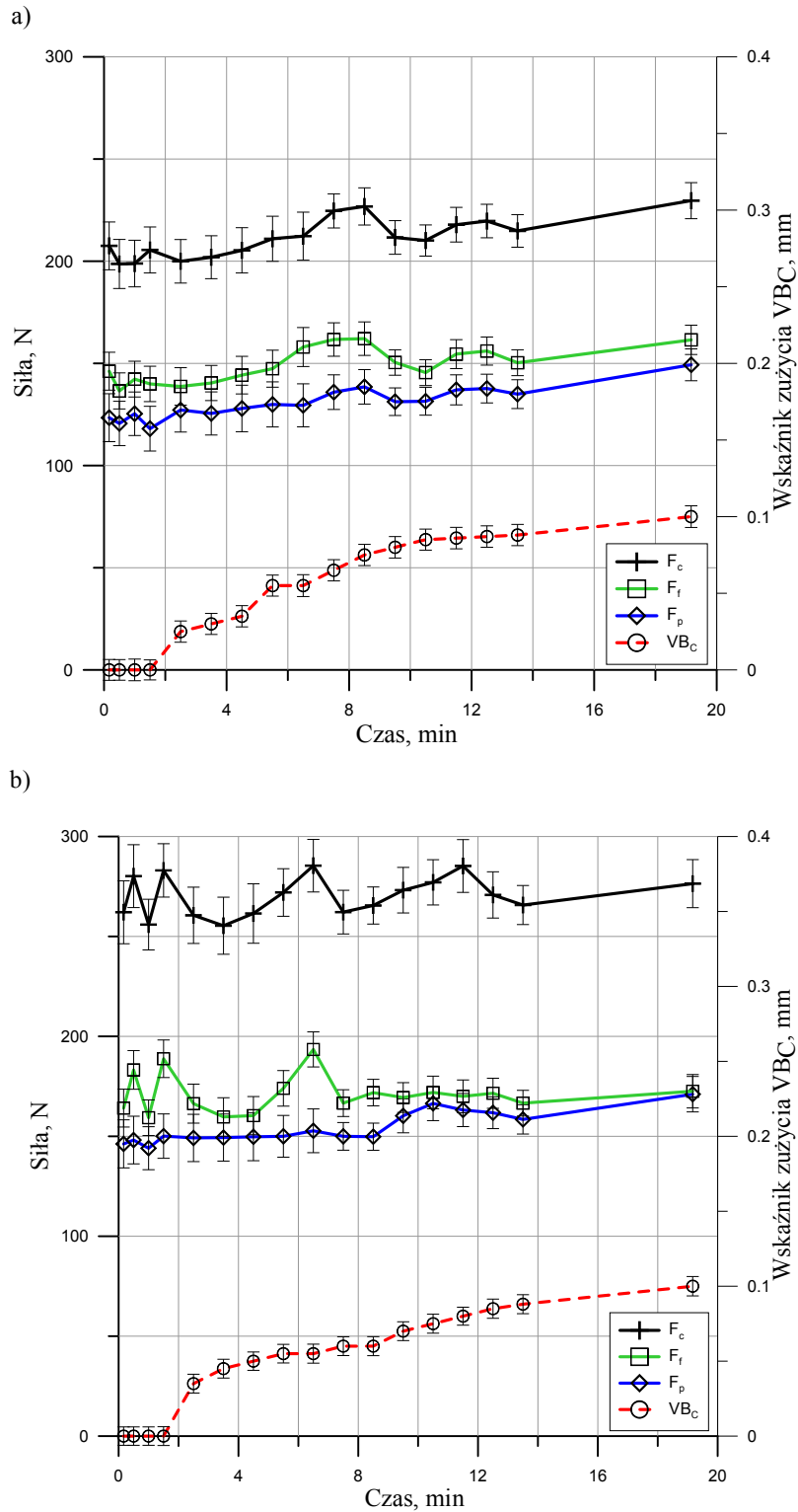
Rys. 5.23. Porównanie przyrostu wartości sił wywołanych zużyciem ostrza wraz ze wzrostem prędkości skrawania dla ostrza z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

5.1.3. Wyniki badań uzyskane dla ostrza z CBN

Całkowicie odmienny charakter zmienności zarejestrowanych wartości składowych całkowitej siły skrawania oraz wskaźnika zużycia VB_C został zarejestrowany podczas badań zużycia ostrzy z CBN. Przedstawione przebiegi zmian wartości sił charakteryzują się bardzo stabilnym przebiegiem w całym zakresie, zarówno zastosowanych prędkości skrawania jak i posuwów.

Wyniki badań uzyskane dla ostrza skrawającego z prędkością 100 m/min przedstawia rys. 5.24. Maksymalna wartość wskaźnika VB_C , do jakiej prowadzone były testy zużycia wyniosła w tym przypadku 0,1 mm, która została osiągnięta po czasie skrawania 19 min. Krzywa zużycia, jaką udało się wyznaczyć z dokonanych pomiarów ma charakter bardzo łagodnie i równomiernie rosnącej wraz z przyrostem czasu skrawania.

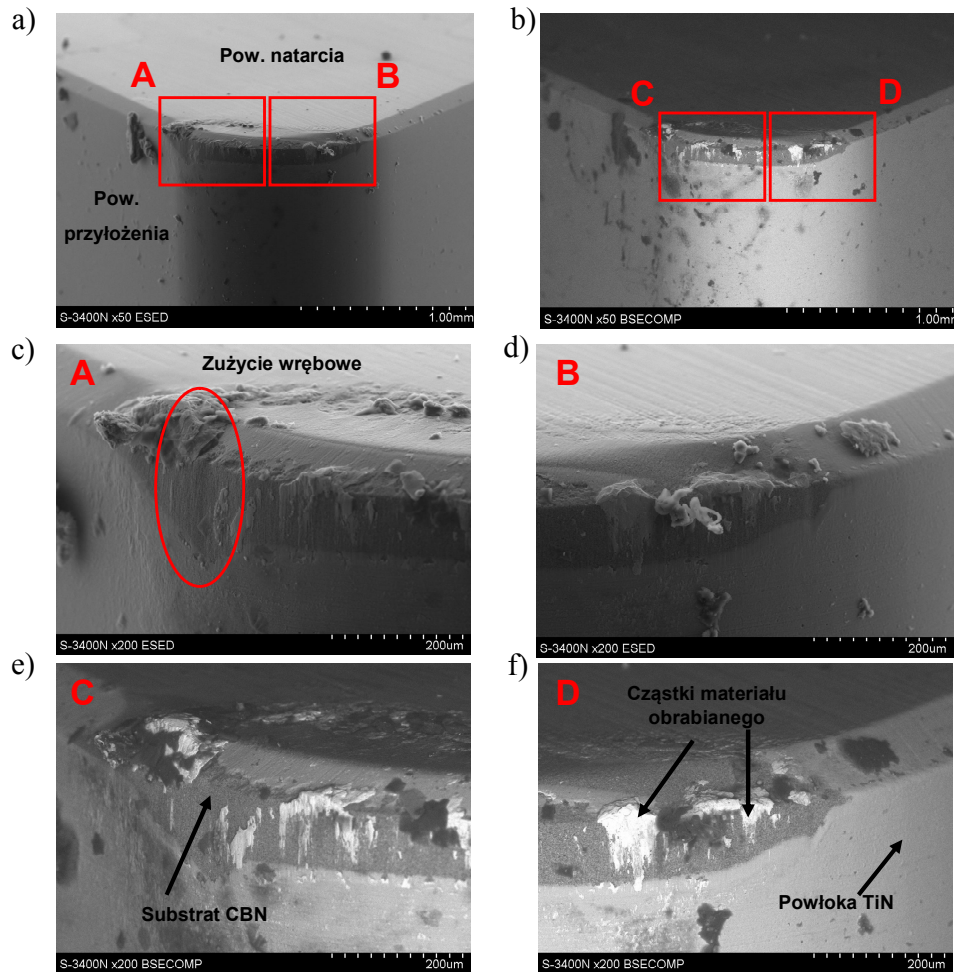
Wyznaczone przebiegi zmienności składowych całkowitej siły skrawania również w całym przebiegu mają bardzo zbliżony charakter. Największe wartości dla obu posuwów zostały zarejestrowane dla składowej F_c . Zmierzone średnie wartości w całym przebiegu wahały się w zakresie 200 ÷ 230 N dla ostrza pracującego z posuwem 0,08 mm/obr, a dla ostrza pracującego z posuwem 0,12 mm/obr - 260 ÷ 285 N. Zmierzone wartości składowej posuwowej podczas pracy ostrza z posuwem 0,08 mm/obr wahały się w pomiędzy 140 ÷ 160 N w całym zakresie, a przy posuwie 0,12 mm/obr odpowiednio - 160 ÷ 190 N. Mniejsze średnie wartości sił zostały zarejestrowane dla składowej odporowej. Podczas skrawania z posuwem 0,08 mm/obr wartości tej składowej wahały się w przedziale 120 ÷ 150 N, a przy posuwie 0,12 mm/obr - 145 ÷ 170 N.



Rys. 5.24. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_c dla ostrza z CBN skrawającego z prędkością $v_c = 100$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Wykonane zdjęcia skaningowe SEM ostrzy skrawających z CBN z wykorzystaniem techniki rejestracji obrazów BSE oraz ESED, a także analiza składu chemicznego techniką EDX pozwoliły na dokładną identyfikację mechanizmów zużycia.

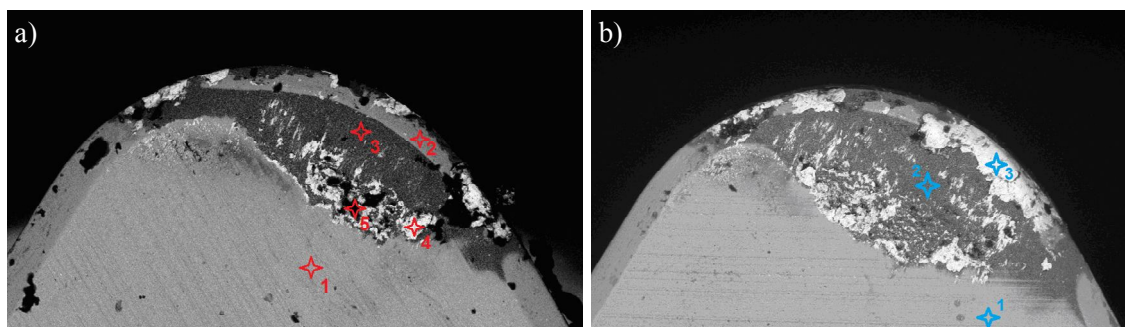
Obrazy SEM naroża ostrza skrawającego z prędkością 100 m/min przedstawia rys. 5.25. Na wykonanych powiększeniach fragmentów naroża technikami elektronów wtórnych i wstecznie rozproszonych widać doskonale pozostałości materiału obrabianego w postaci nalepień na powierzchni natarcia i krawędzi skrawającej w obrębie pola kontaktu. Ponadto zaobserwować można zużycie skoncentrowane (wrębowe) jak i starcie powłoki ochronnej na powierzchni natarcia w miejscach kontaktu materiału obrabianego z narzędziem.



Rys. 5.25. Obrazy SEM ostrza z CBN skrawającego przy $v_c = 100$ m/min i $f = 0,08$ mm/obr, a) pow. x50, ESED, b) pow. x50, BSE, c) fragment A pow. x200, ESED, d) fragment B pow. x200, ESED, e) fragment C pow. x200, BSE, f) fragment D pow. x200, BSE

Wykonana analiza składu chemicznego charakterystycznych miejsc na powierzchni natarcia metodą EDX pozwoliła na dokładną identyfikację nalepionych cząstek, a jej wyniki w zaznaczonych wg rys 5.26 punktach zawiera tab. 5.1. Podobnie jak w przypadku narzędzi z ceramiki azotkowej na powierzchni ostrza w punktach 4 i 5 stwierdzona została obecność Fe oraz Si, co może sygnalizować obecność lokalnego zużycia chemicznego w podwyższonej temperaturze skrawania. Z przedstawionych na rys. 5.26 obrazach

powierzchni natarcia ostrzy skrawających można zauważyć, że zdecydowanie większe pole kontaktu ostrza z materiałem obrabianym występowało w trakcie pracy z posuwem 0,12 mm/obr.



Rys. 5.26. Widok powierzchni natarcia ostrza skrawającego z prędkością $v_c = 100$ m/min a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Tabela 5.1

Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów n rys. 5.26a

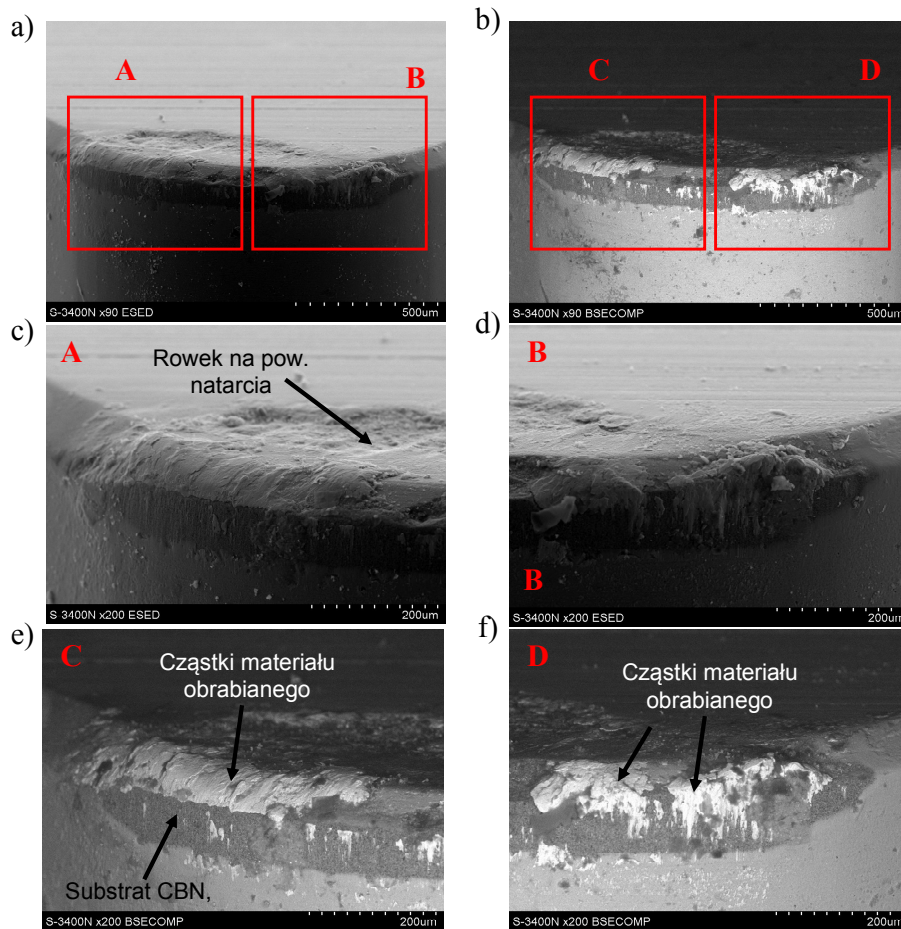
	<i>Na</i>	<i>Mg</i>	<i>Al</i>	<i>Si</i>	<i>S</i>	<i>Cl</i>	<i>K</i>	<i>Ca</i>	<i>Ti</i>	Mn	<i>Fe</i>	<i>W</i>
Punkt 1		1.4	0.5	0.9					93.0		4.3	
Punkt 2			0.5	0.3					97.0		2.2	
Punkt 3			11.1						81.4		4.7	2.8
Punkt 4		0.3	0.6	2.2					6.3	0.5	90.1	
Punkt 5	1.6	0.8	0.9	2.9	1.4	1.3	0.4	0.7	17.4		72.4	

Tabela 5.2

Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów na rys. 5.26b

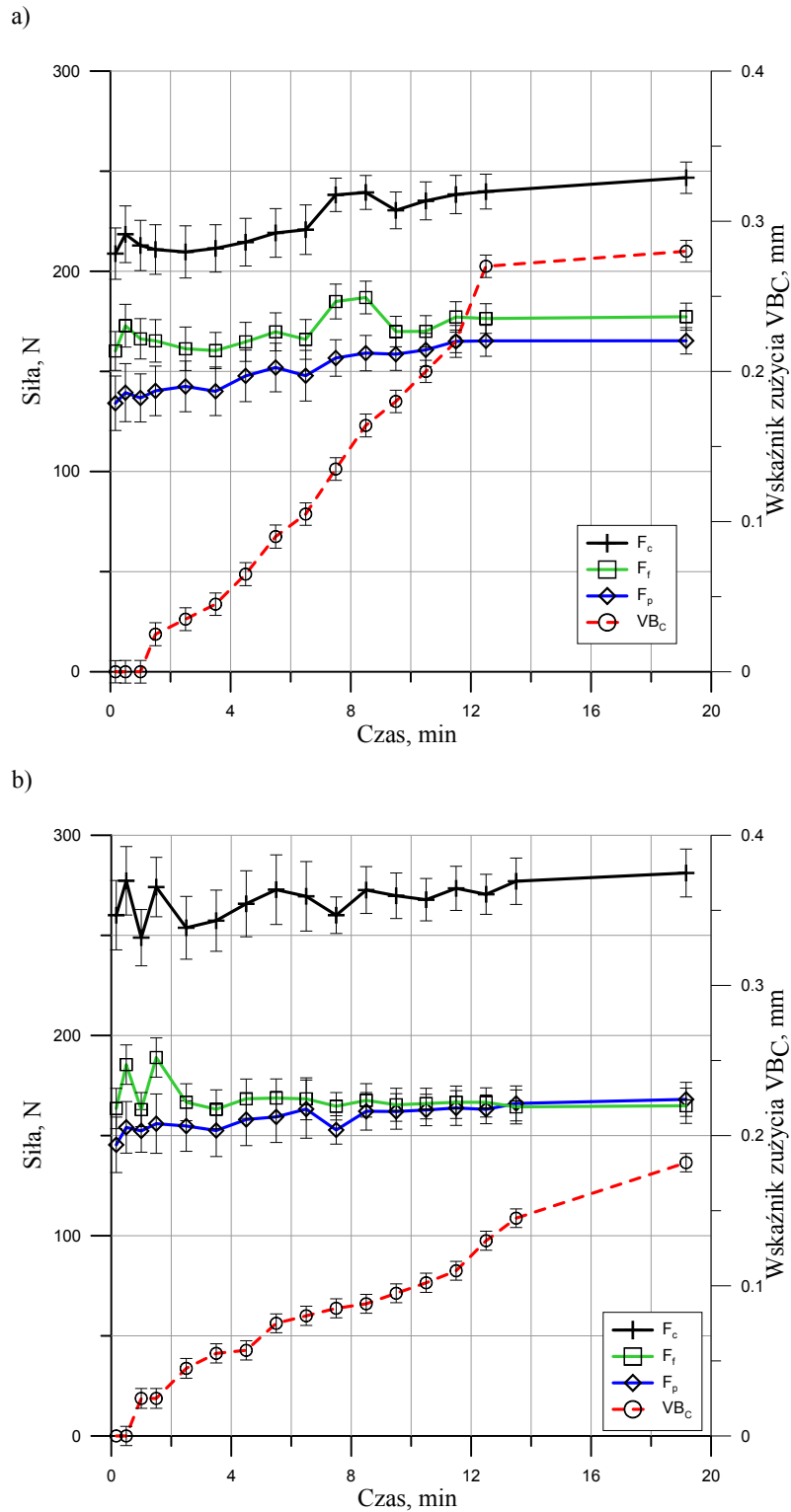
	<i>Mg</i>	<i>Al</i>	<i>Si</i>	<i>Ti</i>	<i>Mn</i>	<i>Fe</i>	<i>W</i>
Punkt 1	0.5	0.9	0.7	93.9		4.0	
Punkt 2		11.3		76.9		7.5	4.3
Punkt 3		0.5	2.0	1.9	0.6	95.1	

Stan ostrza skrawającego z prędkością 100 m/min oraz posuwem 0,12 mm/obr w chwili zakończenia badań przedstawia rys. 5.27. Analiza składu chemicznego w wybranych punktach na powierzchni natarcia dla tego ostrza skrawającego została wykonana wg rys. 5.26b, a jej wyniki przedstawia tab. 5.2. Również w tym przypadku zostało stwierdzone silne oddziaływanie sił adhezji, co objawiało się licznymi nalepzeniami na powierzchni natarcia rys. 5.27e,f. Dodatkowo zostało ujawnione zużycie kraterowe na powierzchni natarcia ostrza skrawającego oraz drobne ubytki na krawędzi ostrza skrawającego.



Rys. 5.27. Obrazy SEM ostrza z CBN skrawającego przy $v_c = 100$ m/min i $f = 0,12$ mm/obr, a) pow. x90, ESED, b) pow. x90, BSE, c) fragment A pow. x200, ESED, d) fragment B pow. x200, ESED, e) fragment C pow. x200, BSE, f) fragment D pow. x200, BSE

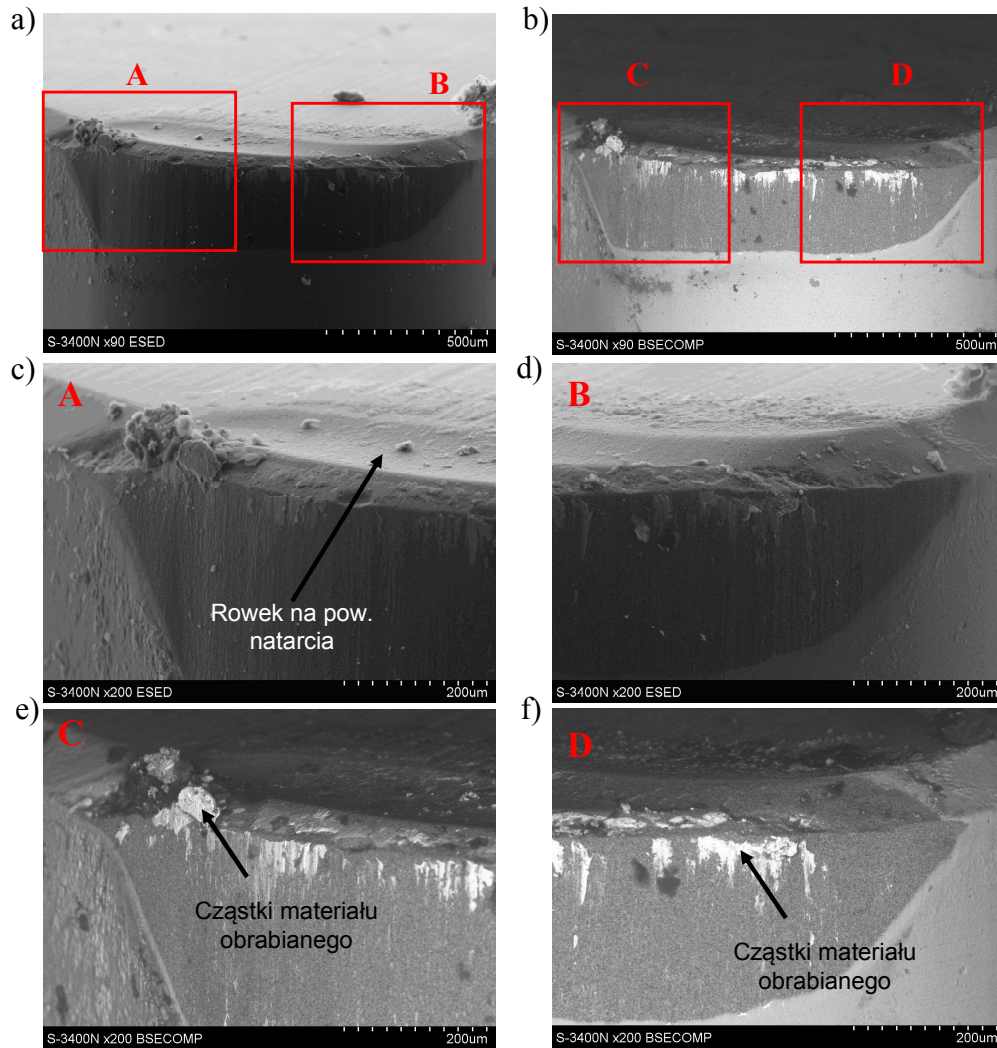
Wzrost prędkości skrawania do 160 m/min spowodował znacznie zwiększenie intensywności zużywania się ostrza skrawającego i skrócenie okresu jego trwałości w porównaniu z ostrzem pracującym przy $v_c = 100$ m/min. Wyniki pracy ostrza z CBN przy $v_c = 160$ m/min przedstawia rys. 5.28. Wyraźnie widać, że przebieg krzywej zużycia dla ostrza skrawającego z posuwem 0,08 mm/obr jest intensywniejszy i równomierny do 12 min ($VB_C \approx 0,25$ mm). Po tym okresie kolejny dokonany pomiar w 19 minucie obróbki wykazał wzrost wskaźnika VB_C zaledwie o kilka setnych części milimetra i wyniosła $VB_C \approx 0,28$ mm. W przypadku ostrza skrawającego z posuwem 0,12 mm wzrost intensywności zużycia również jest większy i równomierny w całym przebiegu. Po czasie skrawania 19 min wartość wskaźnika wyniosła $VB_C \approx 0,18$ mm. Oznacza to, że wzrost prędkości skrawania spowodował spadek trwałości ostrza prawie trzykrotnie dla posuwu 0,08 mm/obr, a dla posuwu 0,12 mm/obr dwukrotnie, gdyż po tym samym czasie skrawania dla ostrza pracującego z $v_c = 100$ m/min i obu posuwów wartość $VB_C = 0,1$ mm.



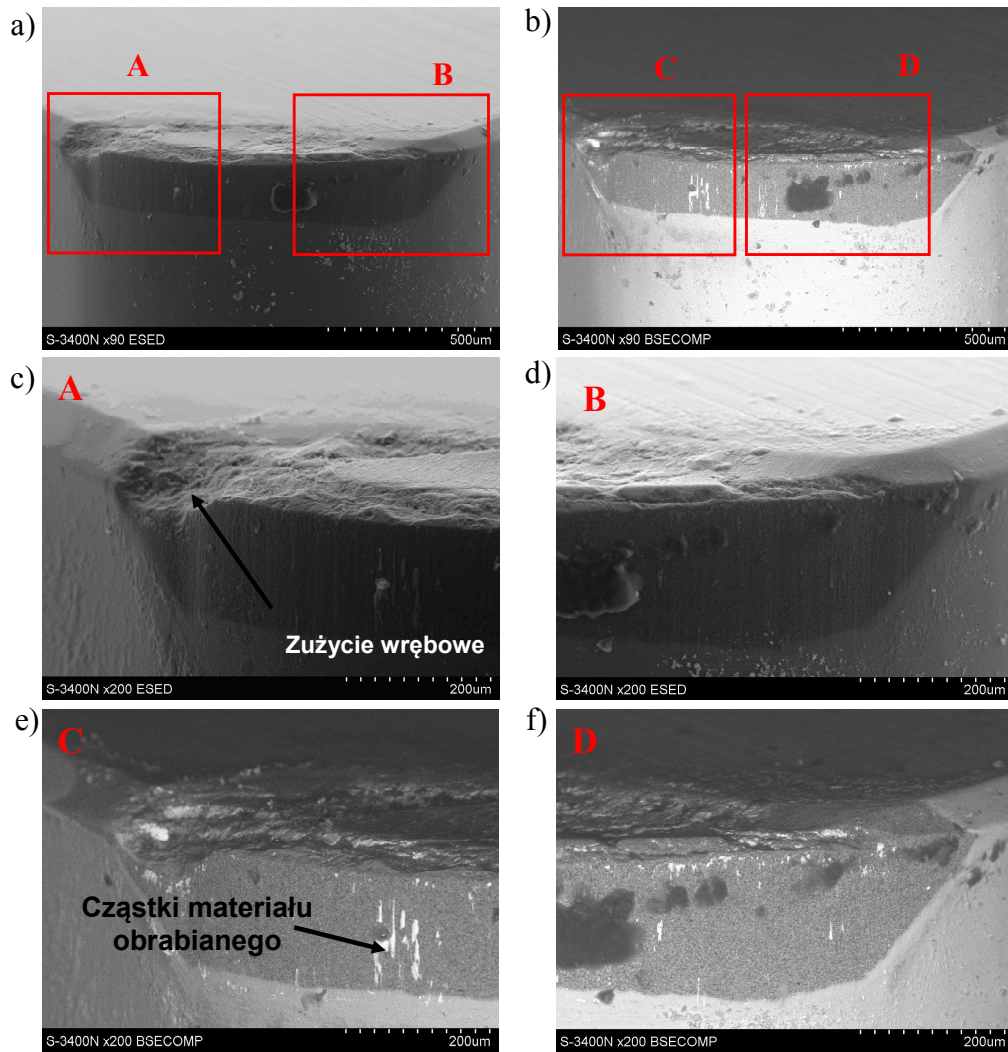
Rys. 5.28. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_C dla ostrza z CBN skrawającego z prędkością v_c = 160 m/min, a) f = 0,08 mm/obr, b) f = 0,12 mm/obr

Zaobserwowanymi formami zużycia na powierzchniach roboczych ostrza skrawającego z v_c = 160 m/min było starcie powierzchni przyłożenia, zużycie wrębowe oraz zużycie kraterowe na powierzchni natarcia, co obrazują rys. 5.29 i 5.30. Podobnie jak

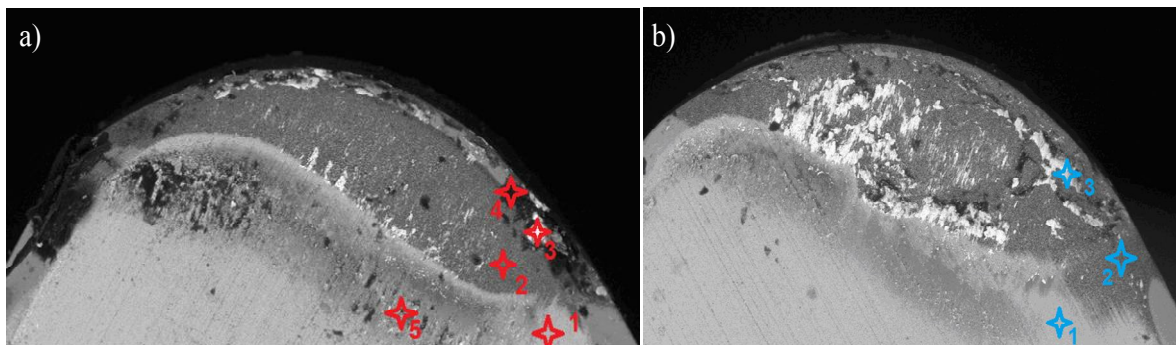
w przypadku ostrza pracującego z $v_c = 100$ m/min dominującymi mechanizmami zużycia była adhezja i zużycie ściernie, co potwierdzają wyniki analizy EDX na rys. 5.31 oraz tab. 5.3 i 5.4. Widać również, że wzrost prędkości posuwu wpłynął na wielkość pola powierzchni styku ostrza z materiałem obrabianym.



Rys. 5.29. Obrazy SEM ostrza z CBN skrawającego przy $v_c = 160$ m/min i $f = 0,08$ mm/obr, a) pow. x90, ESED, b) pow. x90, BSE, c) fragment A pow. x200, ESED, d) fragment B pow. x200, ESED, e) fragment C pow. x200, BSE, f) fragment D pow. x200, BSE



Rys. 5.30. Obrazy SEM ostrza z CBN skrawającego przy $v_c = 160$ m/min i $f = 0,12$ mm/obr, a) pow. x90, ESED, b) pow. x90, BSE, c) fragment A pow. x200, ESED, d) fragment B pow. x200, ESED, e) fragment C pow. x200, BSE, f) fragment D pow. x200, BSE



Rys. 5.31. Widok powierzchni natarcia ostrza skrawającego z prędkością $v_c = 160$ m/min a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Tabela 5.3

Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów na rys. 5.29a

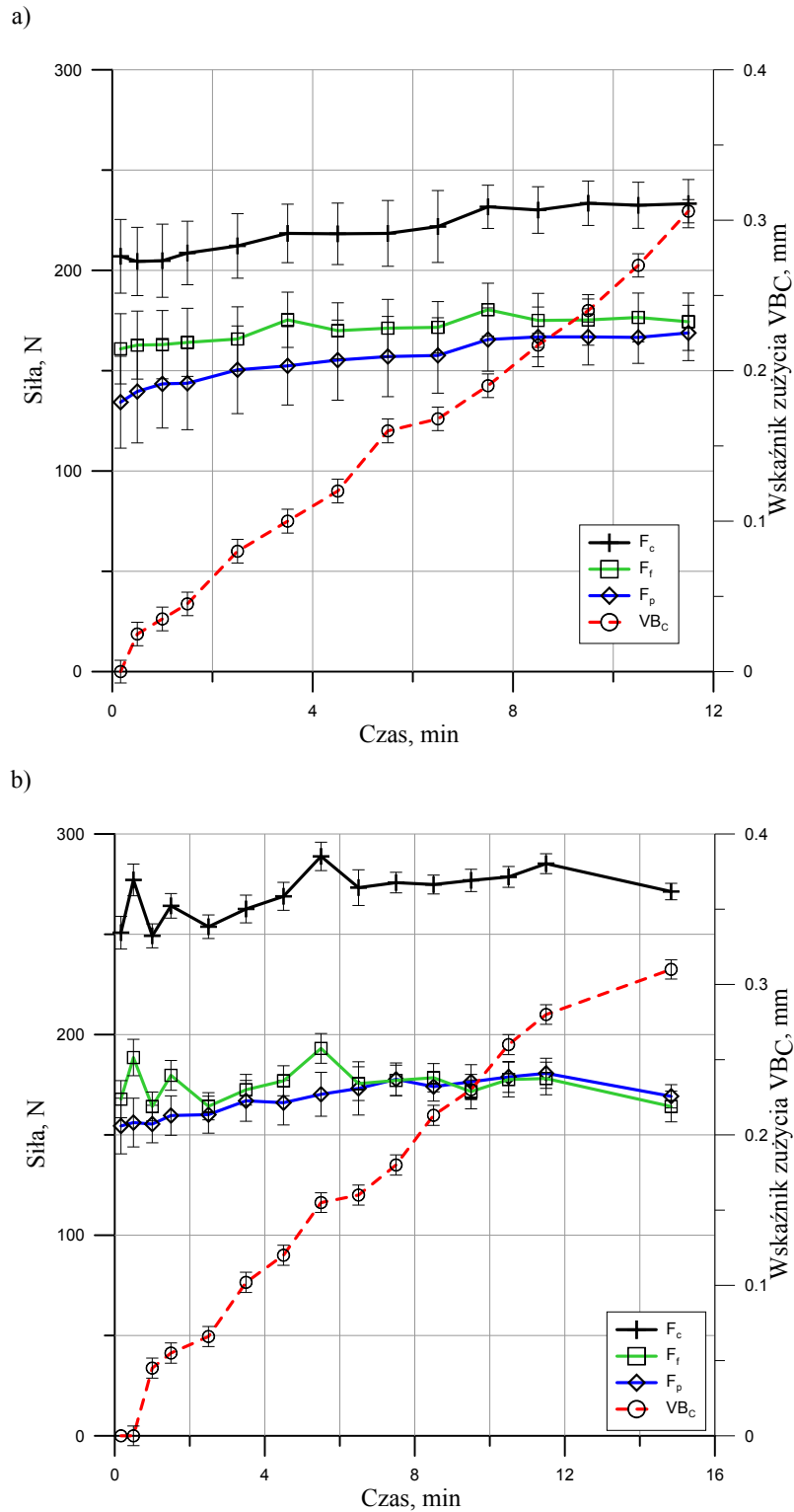
	<i>Na</i>	<i>Mg</i>	<i>Al</i>	<i>Si</i>	<i>P</i>	<i>S</i>	<i>Cl</i>	<i>K</i>	<i>Ca</i>	<i>Ti</i>	<i>Mn</i>	<i>Fe</i>	<i>Zn</i>
Punkt 1		1.9	0.5	1.2	0.6					84.9		11.1	
Punkt 2		0.8	11.2							78.9		6.5	
Punkt 3		0.3	0.7	1.7						3.7	0.6	92.9	
Punkt 1	3.2	3.0	7.1	7.0		1.8	2.7	1.0	1.0	24.5		45.5	
Punkt 2	0.6	18.4	0.6	2.7	0.9		0.2	0.1		24.3	0.4	51.2	0.5

Tabela 5.4

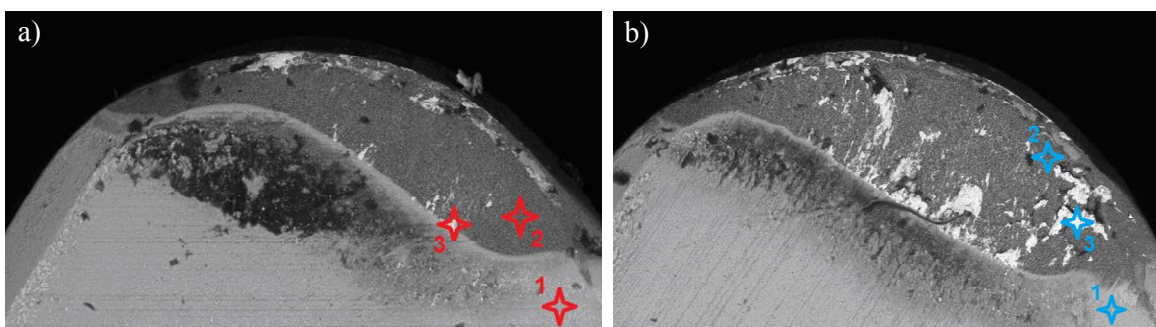
Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów na rys. 5.29b

	<i>Mg</i>	<i>Al</i>	<i>Si</i>	<i>P</i>	<i>T</i>	<i>Mn</i>	<i>Fe</i>	<i>Cu</i>	<i>W</i>
Punkt 1	1.0	1.4	0.4		95.9		1.3		
Punkt 2	1.4	14.7		0.4	71.9		6.2	2.3	3.1
Punkt 3		1.3	3.6		5.3	0.6	89.2		

Wyniki zarejestrowanych wartości sił podczas skrawania ostrzem CBN z prędkością 240 m/min oraz uzyskany przebieg zużycia dla obu wartości posuwów przedstawia rys. 5.32. Porównując wartości sił z uzyskanymi przy mniejszych prędkościach skrawania widać, że w przypadku ostrzy z CBN różnice te są nieznaczne. Zmierzone wartości sił dla ostrza pracującego z posuwem 0,08 mm/obr wahały się w następujących zakresach: siła skrawania $F_c = 200 \div 230$ N, siła odporowa $F_p = 135 \div 170$ N, a siła posuwowa $F_f = 160 \div 175$ N. Nieco wyższe wartości sił zostały zarejestrowane dla posuwu 0,12 mm/obr i kolejno wyniosły, $F_c = 250 \div 290$ N, $F_p = 155 \div 180$ N oraz $F_f = 165 \div 190$ N. Widać również, że pomimo rosnącego zużycia ostrza skrawającego jego wpływ na zarejestrowane wartości sił jest niezauważalny. W przypadku ostrza skrawającego z $v_c = 240$ m/min i posuwem 0,08 mm/obr założone kryterium zużycia zostało osiągnięte po około 12 minutach, natomiast dla ostrza pracującego z posuwem 0,12 mm/obr po około 15 minutach skrawania. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania wzrasta intensywność zużycia ściernego od strony powierzchni przyłożenia, czego efektem jest widoczna na rys. 5.34 c,d i 5.35 c,d równomierna, prążkowana faktura zużycia. Odstępy pomiędzy prążkami wynoszą średnio $15 \div 25$ μ m, co wskazuje, że mogą być efektem silnych oddziaływań ściernych twardych ziaren perlitu.



Rys. 5.32. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_C dla ostrza z CBN skrawającego z prędkością $v_c = 240$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.33. Widok powierzchni natarcia ostrza skrawającego z prędkością $v_c = 240$ m/min a) $f = 0,08$ mm/obr,
b) $f = 0,12$ mm/obr

Tabela 5.5

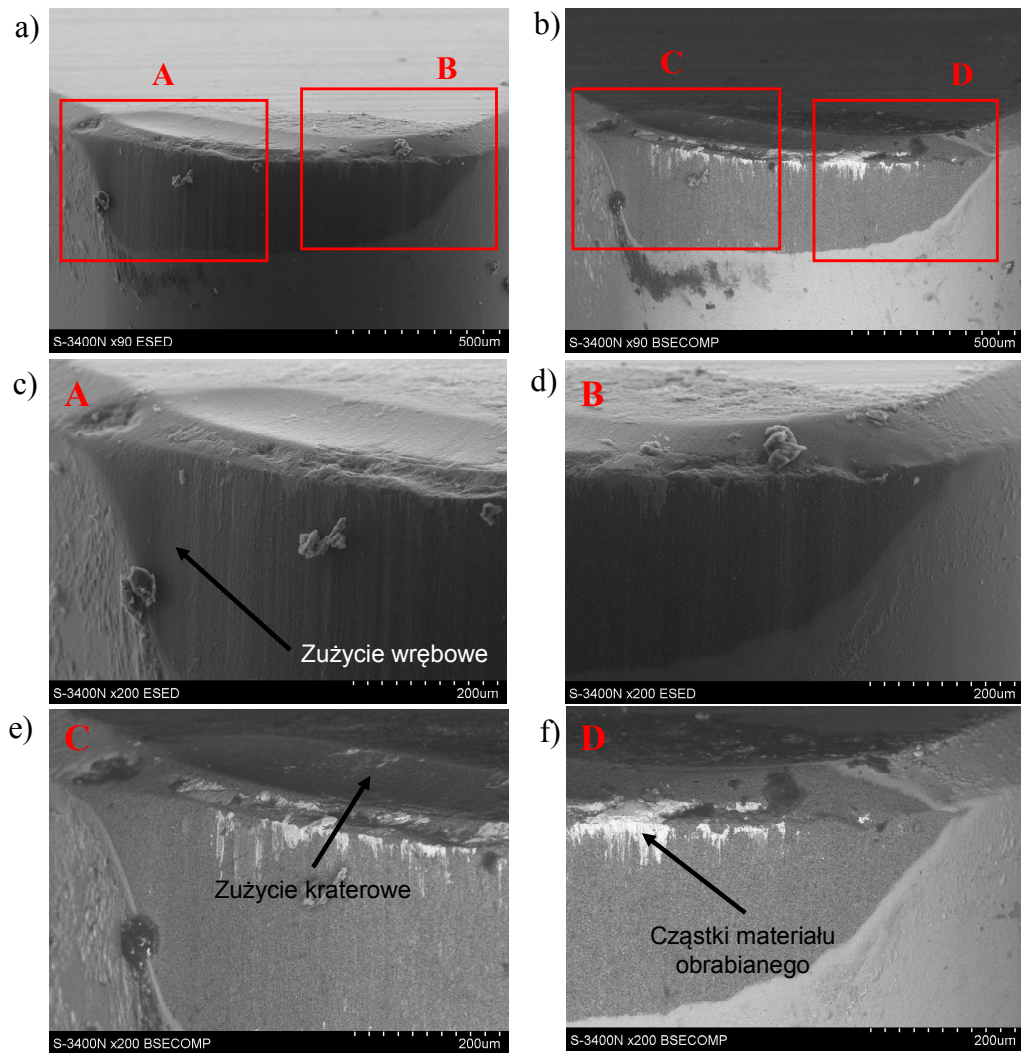
Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów na rys. 5.33a

	<i>Mg</i>	<i>Al</i>	<i>Si</i>	<i>P</i>	<i>Ti</i>	<i>Fe</i>	<i>W</i>
Punkt 1	0.8	0.5	0.4	0.3	95.5	2.6	
Punkt 2		11.9			81.0	3.3	3.8
Punkt 3	1.5	1.0	2.3		11.9	83.2	

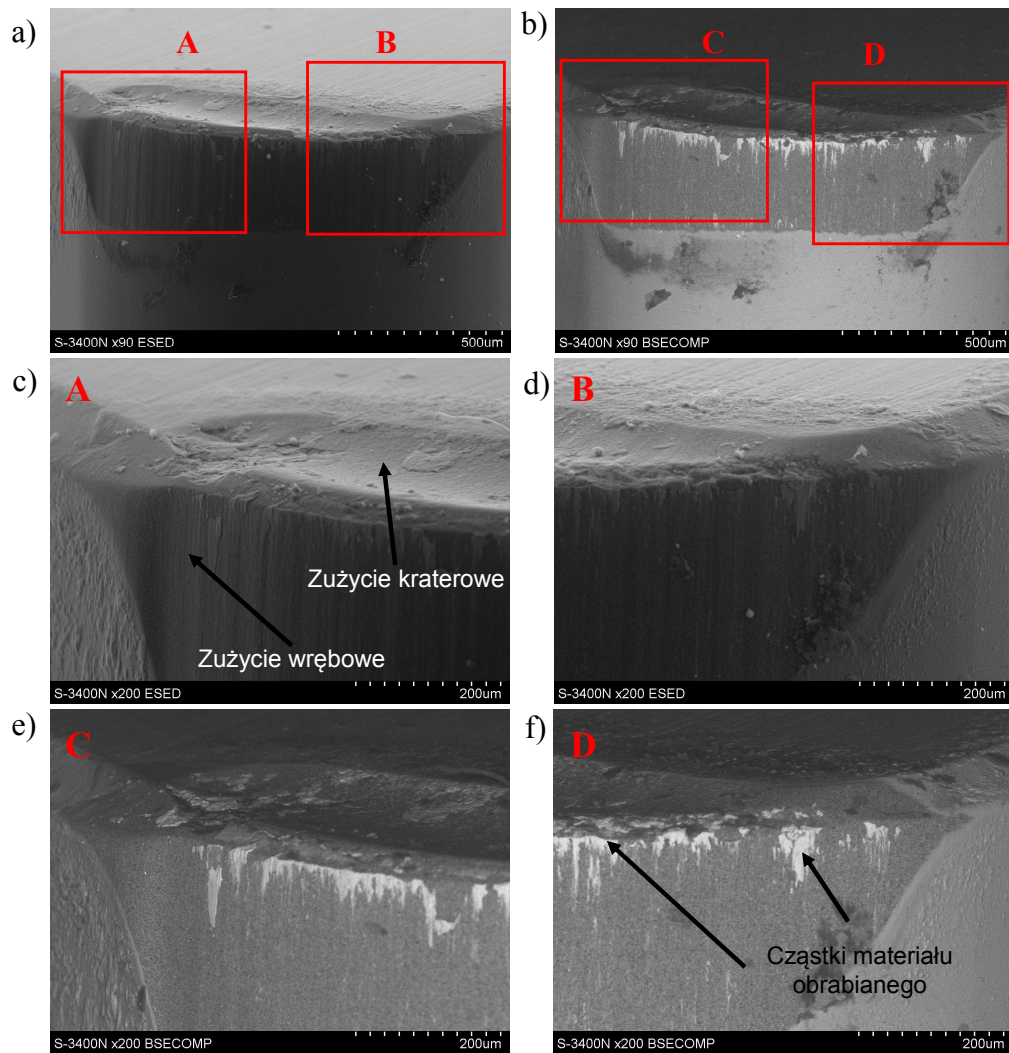
Tabela 5.6

Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów na rys. 5.33b

	<i>Mg</i>	<i>Al</i>	<i>Si</i>	<i>Ti</i>	<i>Mn</i>	<i>Fe</i>	<i>W</i>
Punkt 1	0.8	1.5	1.0	89.6		7.1	
Punkt 2		11.8		79.4		4.5	4.3
Punkt 3	0.7	1.7	2.5	5.0	0.7	89.4	



Rys. 5.34. Obrazy SEM ostrza z CBN skrawającego przy $v_c = 240$ m/min i $f = 0,08$ mm/obr, a) pow. x90, ESED, b) pow. x90, BSE, c) fragment A pow. x200, ESED, d) fragment B pow. x200, ESED, e) fragment C pow. x200, BSE, f) fragment D pow. x200, BSE

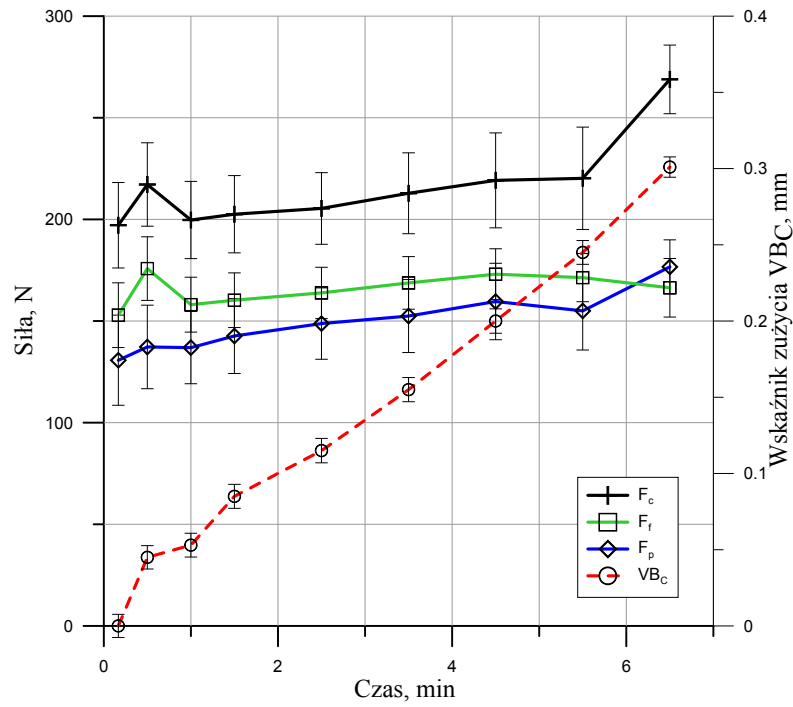


Rys. 5.35. Obrazy SEM ostrza z CBN skrawającego przy $v_c = 240$ m/min i $f = 0,12$ mm/obr, a) pow. x90, ESED, b) pow. x90, BSE, c) fragment A pow. x200, ESED, d) fragment B pow. x200, ESED, e) fragment C pow. x200, BSE, f) fragment D pow. x200, BSE

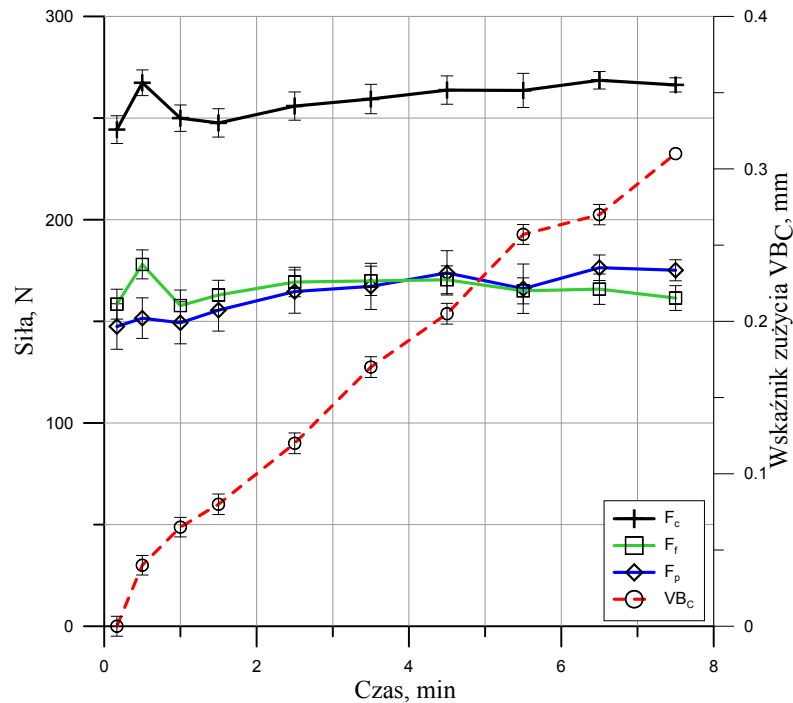
Bardzo powtarzalne w charakterze przebiegi zmienności sił oraz wskaźnika zużycia zostały zarejestrowane dla ostrzy skrawających z wyższymi prędkościami - 320, 400 i 480 m/min. Na przedstawionych rysunkach 5.36, 5.38 i 5.40 widać, że wzrost prędkości skrawania nie ma żadnego wpływu na wartości sił, a jedynie na trwałość ostrza skrawającego, która zdecydowanie maleje. Zauważalny jest podobny, jak przy mniejszych prędkościach skrawania niewielki, wpływ posuwu na wzrost wartości siły skrawania. Wartości pozostałych składowych właściwie nie ulegają zmianie, niezależnie od stopnia zużycia ostrza skrawającego, i utrzymują się na niemalże stałym poziomie w całym zakresie prowadzonych badań. Wyniki analizy spektroskopii z dyspersją energii EDS

wybranych punktów na powierzchni natarcia dla $v_c = 320, 400, 480$ m/min przedstawiają kolejno rys. 5.37, 5.39 i 5.41.

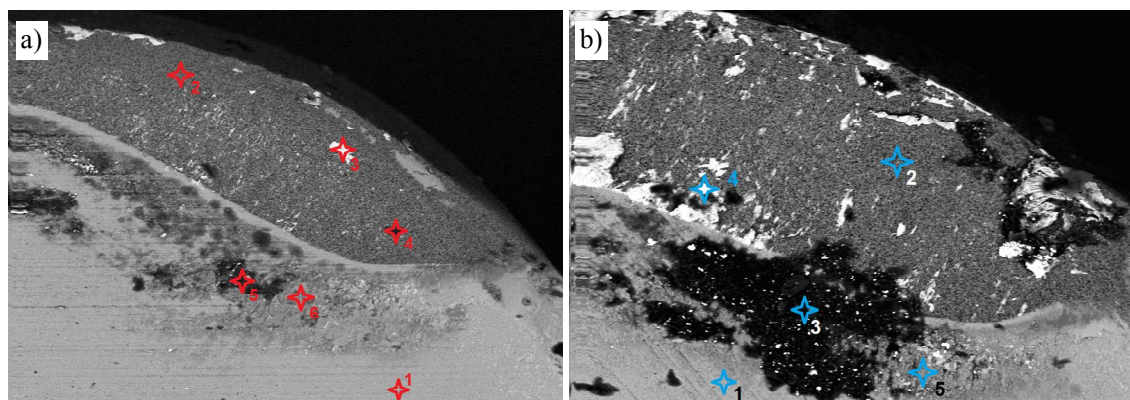
a)



b)



Rys. 5.36. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_C dla ostrza z CBN skrawającego z prędkością $v_c = 320$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.37. Widok powierzchni natarcia ostrza skrawającego z prędkością $v_c = 320$ m/min a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Tabela 5.7

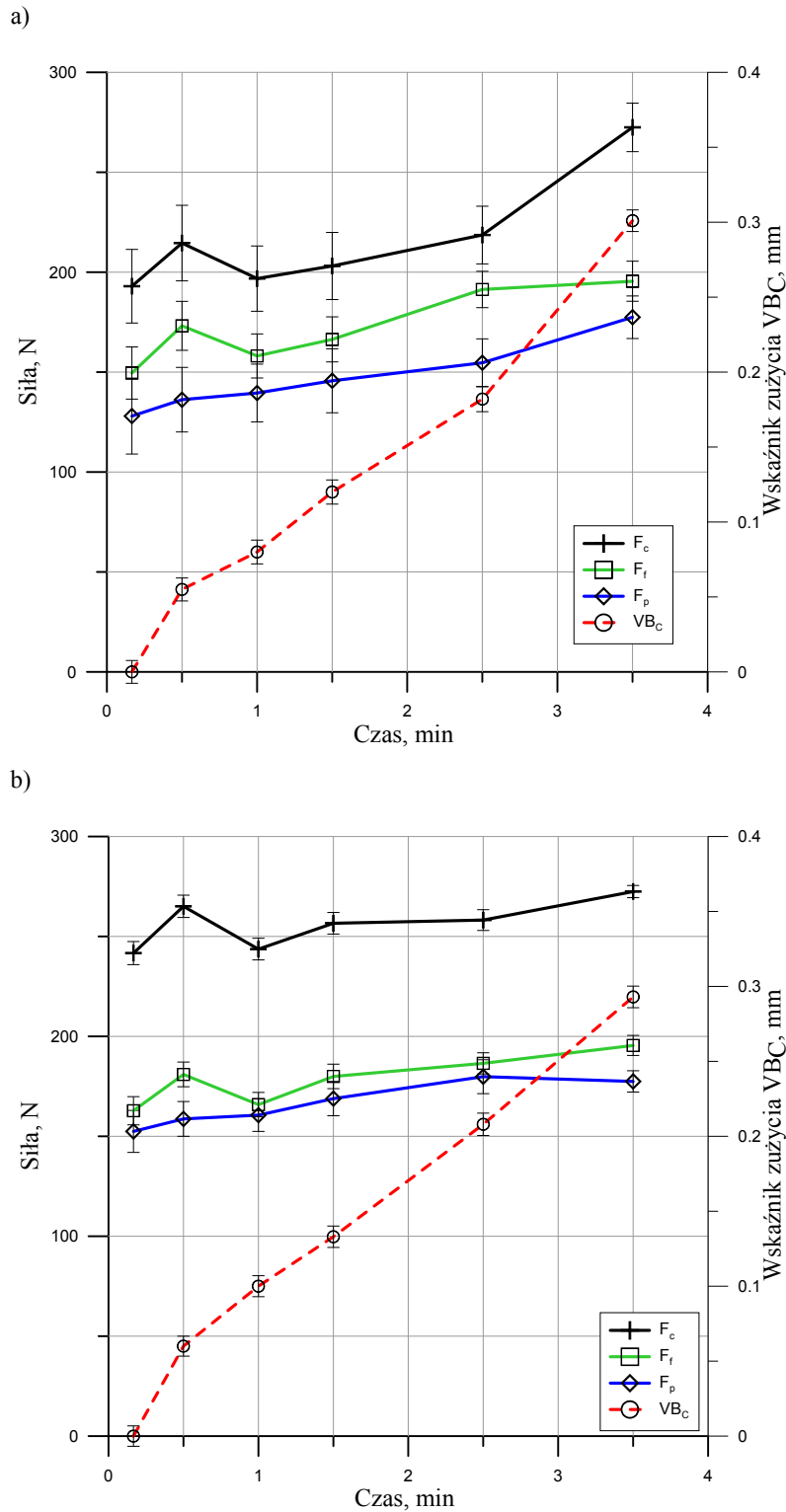
Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów na rys. 5.37a

	<i>Ti</i>	<i>N</i>	<i>Fe</i>	<i>C</i>	<i>Mg</i>	<i>O</i>	<i>Al</i>	<i>W</i>	<i>Na</i>
Punkt 1	72,6	25,87	0,43	0,57	0,02	-	-	-	-
Punkt 2	69,6	13,52	0,4	1,63	0,01	6,96	3,9	3,99	-
Punkt 3	13,39	2,93	72,33	1,17	0,07	5,21	1,61	3,3	-
Punkt 4	76,1	0,55	0,75	5,5	-	4,70	6,8	4,6	-
Punkt 5	28,54	-	6,67	25,23	4,56	30,26	-	-	1,97
Punkt 6	3,5	-	38,95	7,9	19,2	27,8	-	-	-

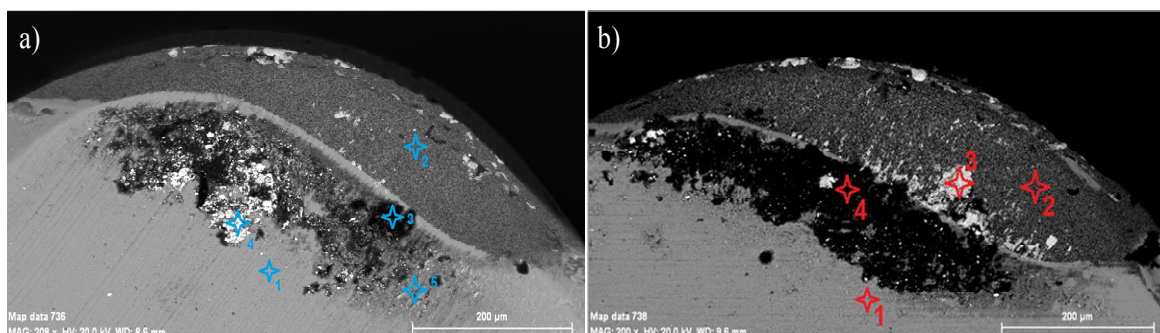
Tabela 5.8

Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów na rys. 5.37b

	<i>Ti</i>	<i>N</i>	<i>Fe</i>	<i>C</i>	<i>Mg</i>	<i>Cl</i>	<i>O</i>	<i>Al</i>	<i>W</i>	<i>Si</i>	<i>Na</i>
Punkt 1	60,5	10,6	2,85	0,85	0,88	-	23,75	-	-	0,2	0,26
Punkt 2	48,7	22,9	1,8	2,35	0,5	-	13,53	5,53	4,65	-	-
Punkt 3	0,95	-	3,45	42,05	6,5	2,8	38,2	0,2	-	0,42	2,5
Punkt 4	6,31		86,4	5	0,88					1,3	
Punkt 5	2,95	-	57	10,2	5,97	-	20,1	-	-	1,38	-



Rys. 5.38. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_c dla ostrza z CBN skrawającego z prędkością $v_c = 400$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.39. Widok powierzchni natarcia ostrza skrawającego z prędkością $v_c = 400$ m/min a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Tabela 5.9

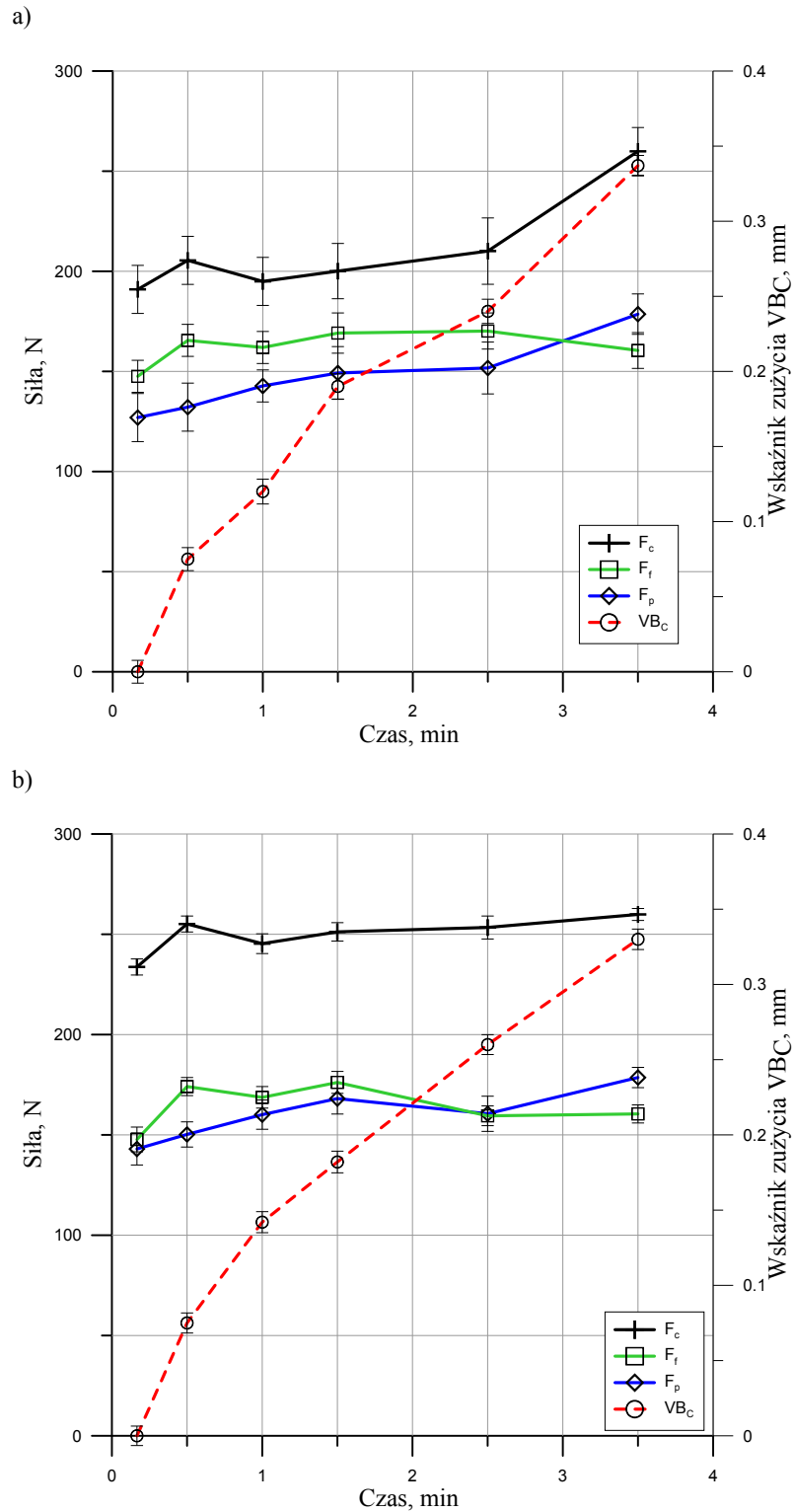
Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów na rys. 5.39a

	<i>Ti</i>	<i>N</i>	<i>Fe</i>	<i>C</i>	<i>Mg</i>	<i>Cl</i>	<i>O</i>	<i>Al</i>	<i>W</i>	<i>Si</i>	<i>Na</i>
Punkt 1	69,55	29,5	0,2	0,68	0,1						
Punkt 2	59,1	28,56	0,7	2,8	0,22			5,23	3,4		
Punkt 3	13,1		3,43	80,7	1,8	0,22				0,13	
Punkt 4	91,29		0,93	0,61		0,11	6,5				
Punkt 5	13,04		50,13	18,18	2,24	0,01	14,40			0,32	0,72

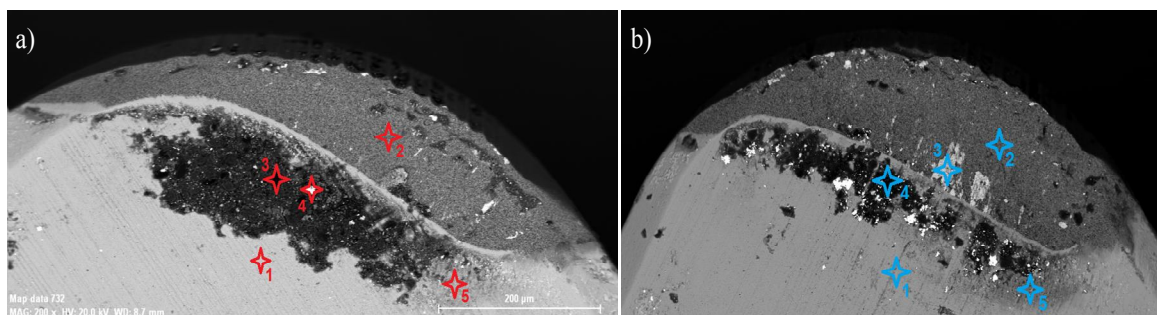
Tabela 5.10

Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów na rys. 5.39b

	<i>Ti</i>	<i>N</i>	<i>Fe</i>	<i>C</i>	<i>Mg</i>	<i>O</i>	<i>Al</i>	<i>W</i>	<i>Na</i>
Punkt 1	59,81	10,36	4,05	0,51	0,58	24,04			
Punkt 2	55,18	22,35	0,32	2,78			8,8	9,8	
Punkt 3	1,67		90,41	3,1	1,05		0,52	1,26	
Punkt 4	0,72		1,92	57,34	4,42	30,1	0,3		1,25



Rys. 5.40. Przebiegi zmian średnich wartości składowych całkowitej siły skrawania i wskaźnika zużycia VB_c dla ostrza z CBN skrawającego z prędkością $v_c = 480$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.41. Widok powierzchni natarcia ostrza skrawającego z prędkością $v_c = 480$ m/min a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Tabela 5.11

Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów na rys. 5.41a

	<i>Ti</i>	<i>N</i>	<i>Fe</i>	<i>C</i>	<i>Mg</i>	<i>Cl</i>	<i>O</i>	<i>Al</i>	<i>W</i>	<i>Si</i>	<i>Na</i>
Punkt 1	81,54	17,28		0,89	-	-	-	-	-	-	-
Punkt 2	62,28	25,09	-	2,79	0,1	0,27	-	6,07	3,4	-	-
Punkt 3	2,76	-	3,1	49,23	2,8	1,61	36,21	0,1	-	0,38	1,55
Punkt 4	2,69	-	7,05	36,76	24,48	-	24,07	0,17	-	-	0,45
Punkt 5	4,83	-	39,88	7,38	13,23	-	29,61	-	-	1,01	0,39

Tabela 5.12

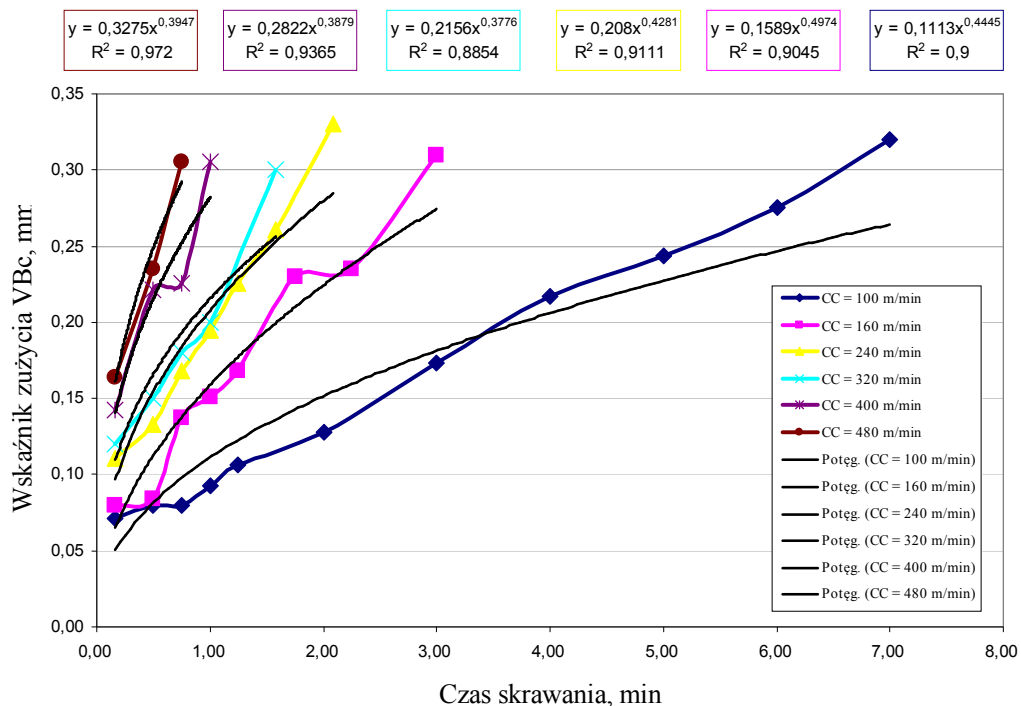
Wagowa w % analiza składu chemicznego wg punktów na rys. 5.41b

	<i>Ti</i>	<i>N</i>	<i>Fe</i>	<i>C</i>	<i>Mg</i>	<i>Cl</i>	<i>O</i>	<i>Al</i>	<i>W</i>	<i>Si</i>	<i>Na</i>
Punkt 1	61,48	11,33	1,75	0,81	0,68	-	20,82	-	2,63	-	0,38
Punkt 2	57,30	27,78	-	4,68	-	-	-	6,04	4,21	-	-
Punkt 3	1,88		89,36	2,9	0,38		3,12			1,27	
Punkt 4	6,03		0,83	79,4	10,75	0,65			1,11		0,83
Punkt 5	2,64		42,97	6,54	15,48		27,79			0,95	

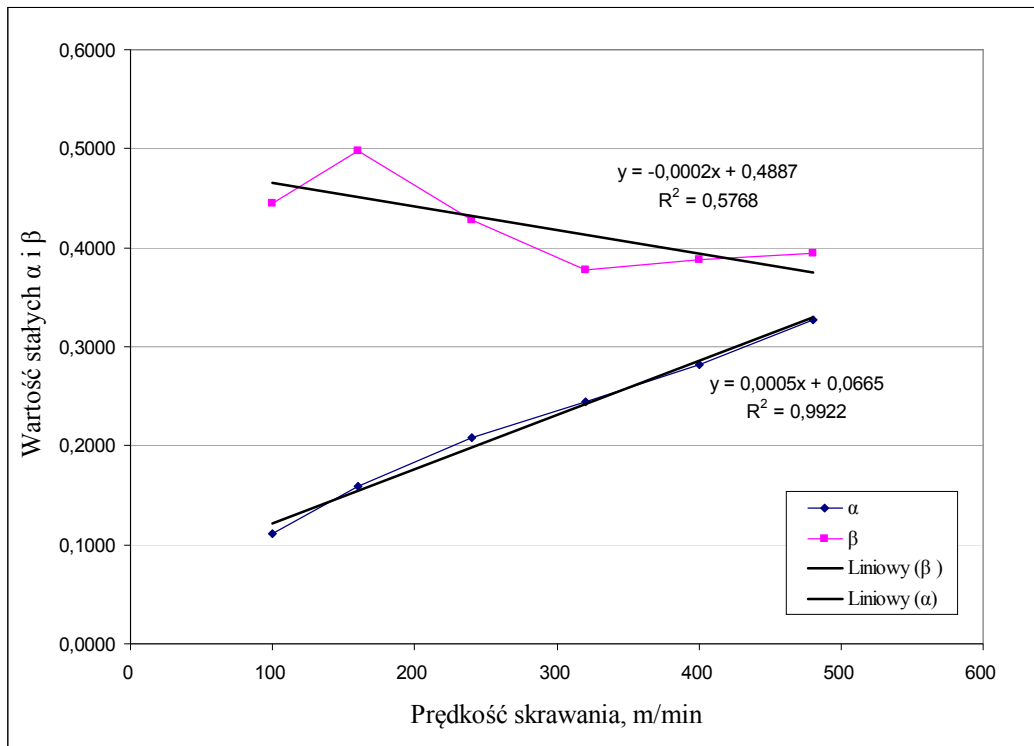
Przyglądając się wszystkim wyznaczonym przebiegom zużycia, zarówno dla ostrzy z niepokrywanej jak i pokrywanej ceramiki azotkowej i CBN, zauważyć można bardzo charakterystyczny - monotoniczny (w niektórych przypadkach prawie linowy) przebieg procesu zużycia. Badana grupa narzędzi ma wyraźnie odmienny charakter od klasycznego przebiegu zużywania się powierzchni trących w warunkach tarcia suchego zbliżonego do krzywej Lorenza. Wykonana analiza składu chemicznego na powierzchni ostrza skrawającego potwierdza, że głównymi mechanizmami zużycia są adhezja oraz ścieranie. Obecność w wybranych punktach takich pierwiastków jak Fe, Si, Mg oraz C, które wchodzi w skład badanego żeliwa wskazuje na obecność tych mechanizmów.

5.1.4. Wyniki modelowania zużycia ostrzy skrawających

Opisane równaniem regresji potęgowej krzywe przebiegu zużycia ostrzy z niepokrywanej i pokrywanej ceramiki azotkowej oraz CBN, zgodnie z przyjętym w rozdz. 4 modelem matematycznym pozwoliły na wyznaczenie wartości wskaźnika zużycia w funkcji czasu i prędkości skrawania. Porównanie uzyskanych wartości stałych α i β wyznaczonych dla każdego z przebiegów zużycia ostrzy skrawających wykazało znaczne różnice ich wartości zarówno w funkcji prędkości skrawania, gatunku ostrza oraz posuwu. Z tego powodu wyprowadzenie równania (34) zostało wykonane indywidualnie dla każdego z gatunków użytych materiałów ostrza narzędzia skrawającego pracującego z danym posuwem. Rys. 5.42. przedstawia przebiegi zużycia ostrza z niepokrywanej ceramiki azotkowej pracującego z posuwem 0,08 mm/obr wraz z naniesionymi krzywymi najlepszego dopasowania (KND) z zastosowaniem modelu regresji potęgowej. Wyznaczone wartości stałych α i β zgodnie z równaniem (31) zostały przedstawione na rys. 5.43 w funkcji prędkości skrawania. Dla uzyskanych przebiegów zostały wyznaczone dla równań regresji liniowej stałe a, b, c i d , zgodnie z równaniami (32) i (33) które opisują zależności (39) i (40). Ostateczną postać równania przyjętego do modelowania przebiegu zmian wartości wskaźnika zużycia dla ostrza z Si_3N_4 i $f = 0,08$ mm/obr przedstawia zależność (41).



Rys. 5.42. Krzywe zużycia opisane równaniami regresji potęgowej dla ostrza z Si_3N_4 i $f = 0,08$ mm/obr



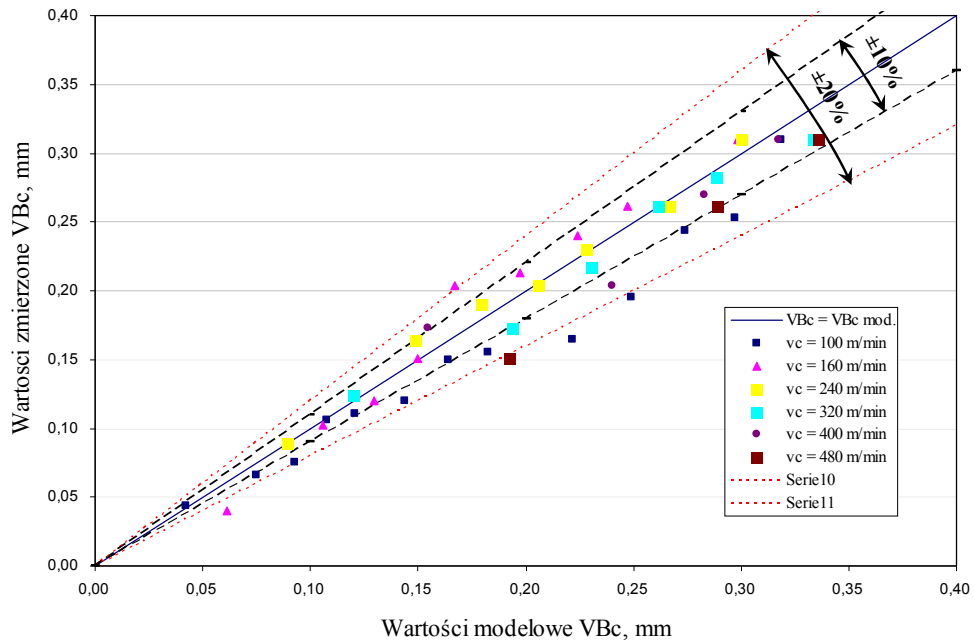
Rys. 5.43. Stałe $\alpha, \beta = f(v_c)$ opisane równaniem regresji liniowej dla ostrza z Si_3N_4 i $f = 0,08 \text{ mm/obr}$

$$\alpha_{CA0,08} = a \cdot v_c + b = 0,0005 \cdot v_c + 0,0665 \quad (39)$$

$$\beta_{CA0,08} = c \cdot v_c + d = -0,0002 \cdot v_c + 0,4887 \quad (40)$$

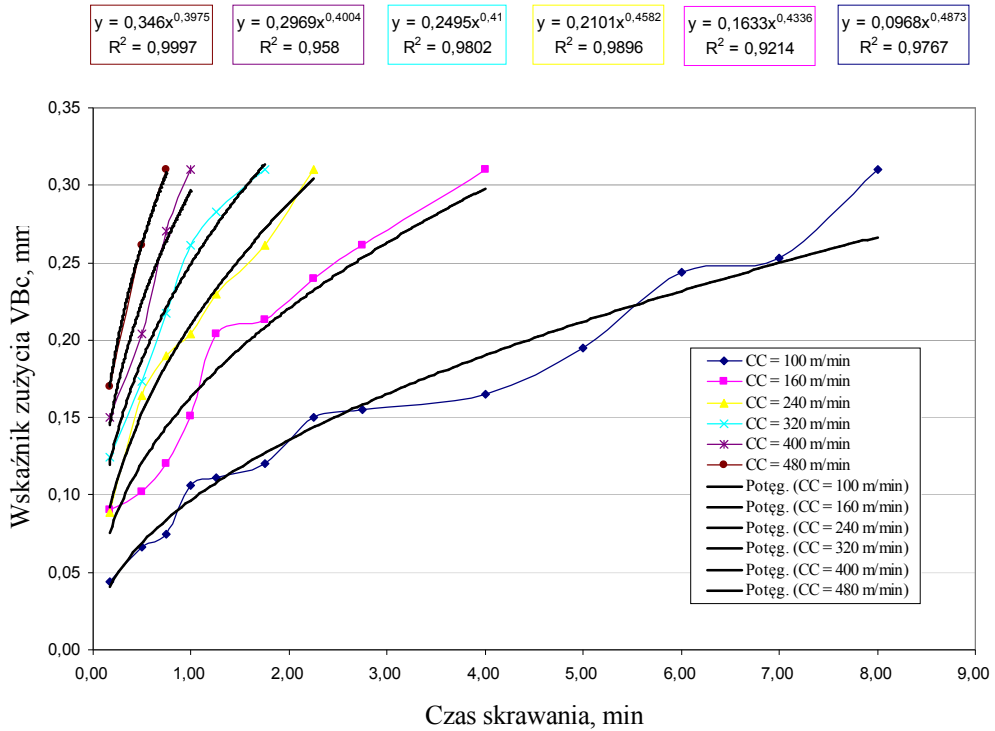
$$VB_{C_{CA0,08}} = (0,0005 \cdot v_c + 0,0665) \cdot t_s^{-0,0002 \cdot v_c + 0,4887} \quad (41)$$

Wartości modelowe wyznaczone z równania (41) zostały porównane z pomiarowymi, co przedstawia rys. 5.44. Zestawienie tych danych wskazuje na dobrą zgodność uzyskanych wartości modelowych z rzeczywistymi. Porównując wartości wskaźnika zużycia uzyskane podczas badań doświadczalnych z wynikami modelowania (rys. 5.44) zauważyć można bardzo duże podobieństwo. Większość z wyliczonych wartości znajduje się w granicach rozrzutu $\pm 10\%$ względem linii idealnego dopasowania, natomiast niemal wszystkie w granicach $\pm 20\%$. Widać, że dla prędkości skrawania 100 m/min wartości modelowe są wyższe od rzeczywistych, czego efektem jest przebieg krzywej poniżej linii idealnego dopasowania. Wyższe wartości zostały uzyskane również dla pojedynczych punktów z wyznaczonych przebiegów dla prędkości skrawania 160, 320 i 400 m/min. Dla pozostałych prędkości skrawania w zdecydowanej większości wartości modelowe są niższe od rzeczywistych bądź bardzo do nich zbliżone.



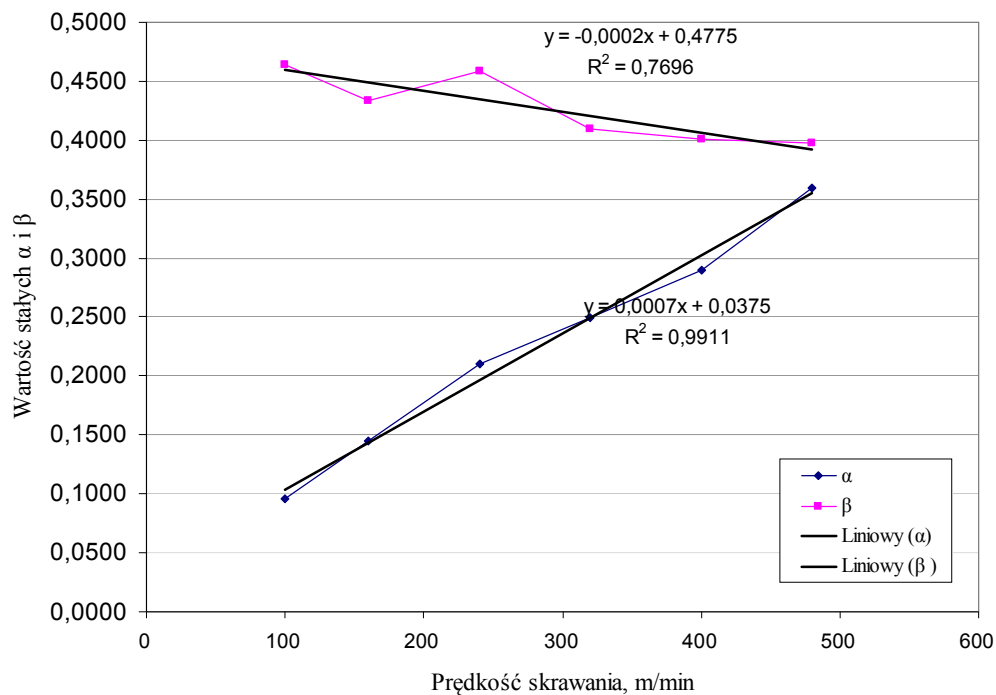
Rys. 5.44. Porównanie wartości rzeczywistych z modelowymi wskaźnika VB_c , dla ostrza z Si_3N_4 pracującego z posuwem 0,08 mm/obr

Wyniki modelowania zmian wartości wskaźnika zużycia dla ostrza z Si_3N_4 skrawającego z posuwem 0,12 mm/obr przedstawiają kolejno rys. 5.45, 5.46 i 5.47.



Rys. 5.45. Krzywe zużycia opisane równaniami regresji potęgowej dla ostrza z Si_3N_4 i $f = 0,12$ mm/obr

Rys. 5.45 przedstawia przebiegi zużycia uzyskane podczas skrawania ostrzem z Si_3N_4 oraz posuwem 0,12 mm/obr wraz z naniesionymi KND i wyznaczonymi równaniami regresji potęgowej. Przebiegi zmian uzyskanych wartości stałych α i β oraz z opisem ich przebiegu zmian w funkcji prędkości skrawania równaniem regresji liniowej widać na rys. 5.46. Wyznaczone w ten sposób zależności $\alpha, \beta = f(v_c)$ wyrażają równania (42) i (43). Podobnie jak w przypadku posuwu 0,08 mm/obr najlepsze dopasowanie zostało uzyskane dla przebiegu zmian stałej α na poziomie około 99%. W przypadku przebiegu stałej β dopasowanie jest na poziomie około 77%.



Rys. 5.46. Stałe $\alpha, \beta = f(v_c)$ opisane równaniem regresji liniowej dla ostrza z Si_3N_4 i $f = 0,12$ mm/obr

$$\alpha_{C_{A0,12}} = a \cdot v_c + b = 0,0007 \cdot v_c + 0,0375 \quad (42)$$

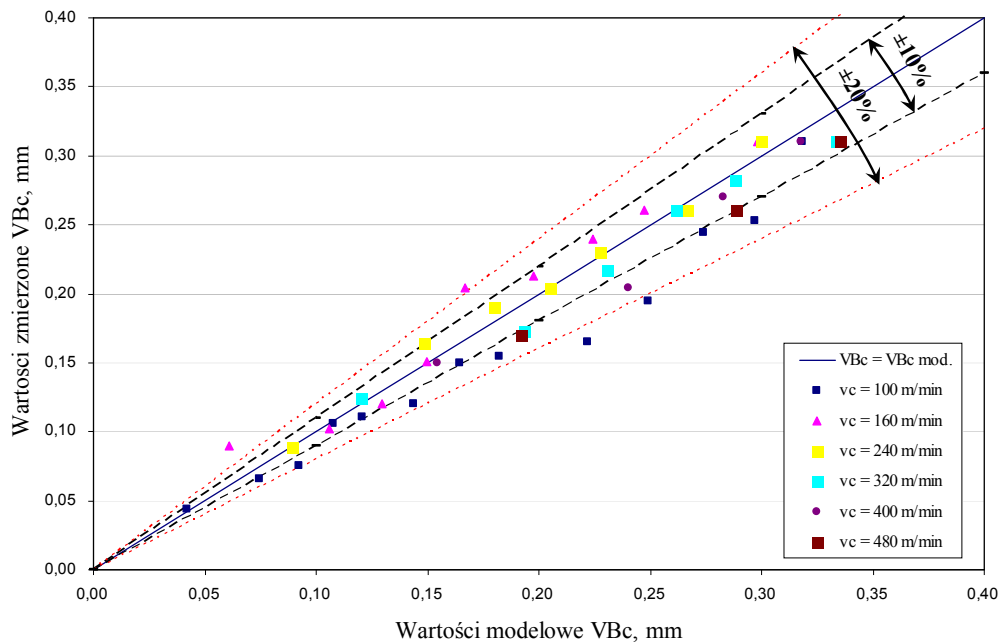
$$\beta_{C_{A0,12}} = c \cdot v_c + d = -0,0002 \cdot v_c + 0,4775 \quad (43)$$

Końcowa postać modelu przebiegu zużycia dla ostrza z Si_3N_4 pracującego z posuwem 0,12 mm/obr została wyrażona równaniem (44) a uzyskane wyniki modelowania przedstawia rys. 5.47.

$$VB_{C_{C_{A0,12}}} = (0,0007 \cdot v_c + 0,0375) \cdot t_s^{-0,0002 \cdot v_c + 0,4775} \quad (44)$$

Uzyskane wyniki modelowania widoczne na rys. 5.47 wykazują dużą zgodność z wartościami doświadczalnymi. Najlepsze dopasowanie mieszczące się w rozrzucie $\pm 10\%$ zostało uzyskane dla zamodelowanych przebiegów podczas pracy przy prędkościach

skrawania 160 ÷ 480 m/min, spośród których prawie wszystkie wyznaczone punkty zmieściły się w ustalonych granicach. Najmniej dokładne wyniki dopasowania przebiegu zmian wskaźnika VB_C zostały uzyskane dla symulacji zużycia ostrza z prędkością $v_c = 100$ m/min. Otrzymane wartości modelowe w znacznej mierze są wyższe od rzeczywistych i nie mieszczą się w przedziale 10% błędu.



Rys. 5.47. Porównanie wartości rzeczywistych z modelowymi wskaźnika VB_C , dla ostrza z Si_3N_4 pracującego z posuwem 0,12 mm/obr

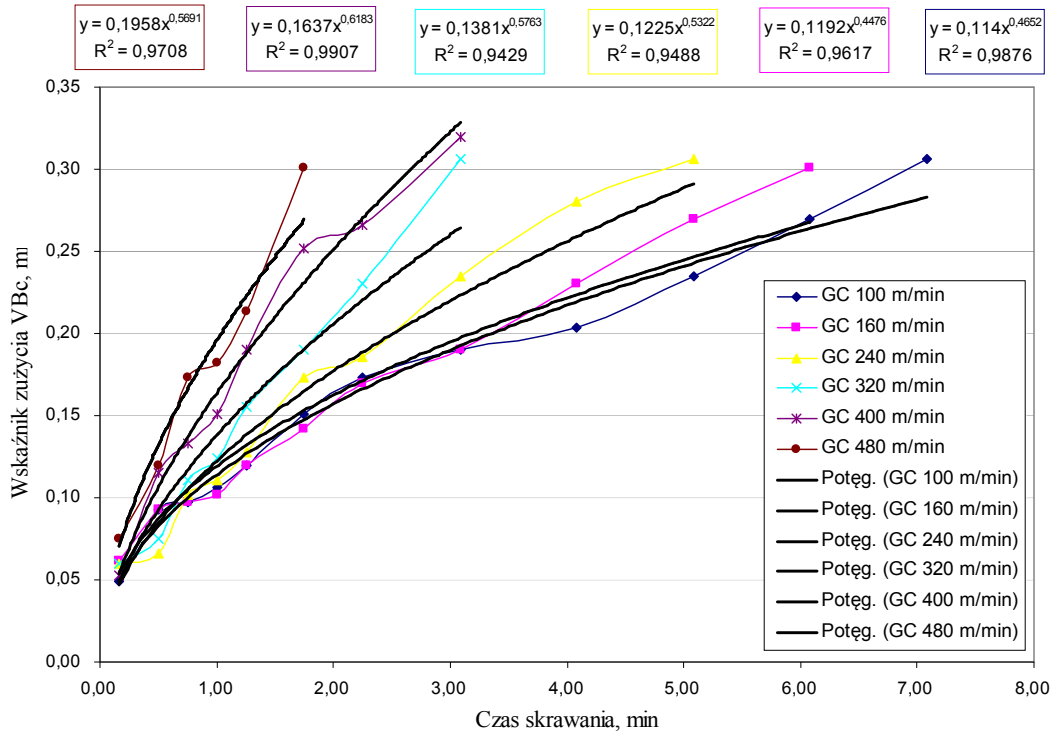
Również duża zgodność wyników modelowania wskaźnika zużycia VB_C metodą regresji została uzyskana dla ostrza skrawającego z ceramiki azotkowej pokrywanej warstwą tlenku aluminium i azotku tytanu. Wyznaczone równania potęgowe wraz z KND dla ostrza z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$ skrawającego z posuwem 0,08 mm/obr przedstawia rys. 5.48. Wyznaczone w oparciu o zestawione parametry $\alpha, \beta = f(v_c)$ wartości stałych z równań regresji - a, b, c , i d przy zastosowaniu linii trendu i równania regresji liniowej przedstawia rys. 5.49 oraz równania (45) i (46).

$$\alpha_{GC0,08} = a \cdot v_c + b = 0,0002 \cdot v_c + 0,0804 \quad (45)$$

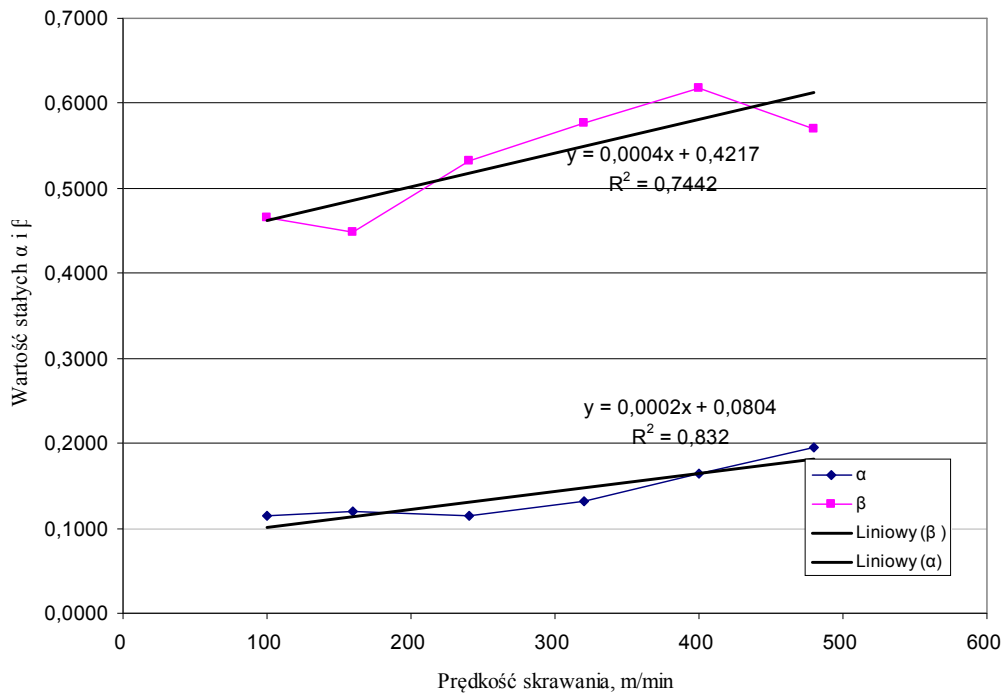
$$\beta_{GC0,08} = c \cdot v_c + d = 0,0004 \cdot v_c + 0,4217 \quad (46)$$

Z przebiegu zmienności wartości stałej β widać, że ma on charakter niemonotonicznie rosnący, a wyznaczona dla niego linia trendu jest równoległa do linii

trendu wyznaczonej dla stałej α . Wyższy jest także poziom dopasowania linii trendu w stosunku do uzyskanych wartości stałej β .



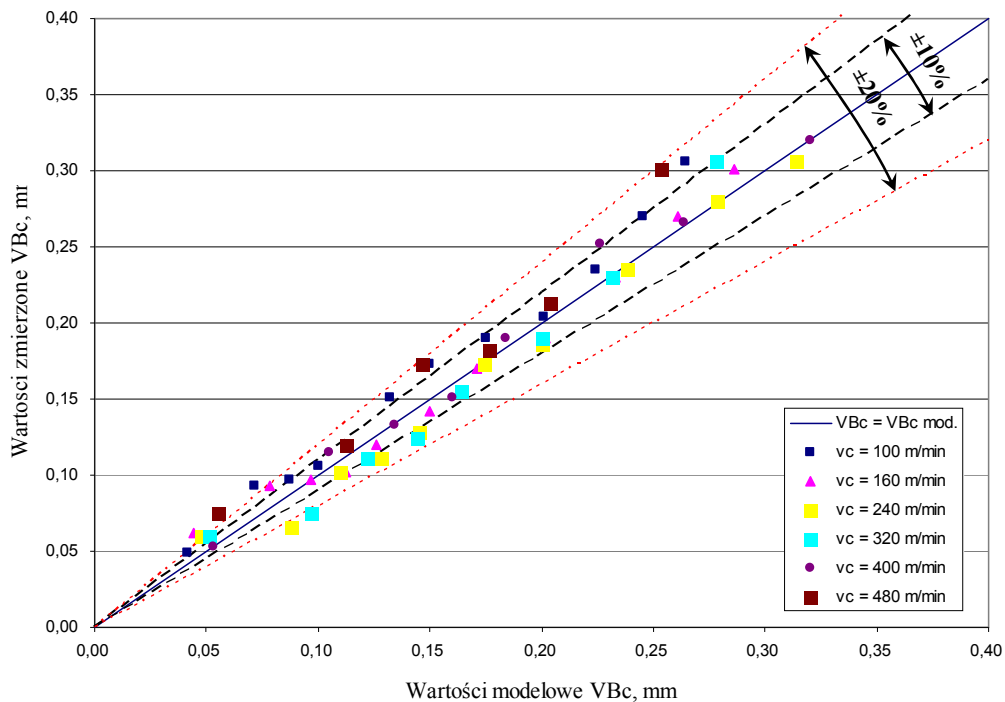
Rys. 5.48. Krzywe zużycia opisane równaniami regresji potęgowej dla ostrza z $\text{Si}_3\text{N}_4+\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ i $f = 0,08$ mm/obr



Rys. 5.49. Stałe $\alpha, \beta = f(v_c)$ opisane równaniem regresji liniowej dla ostrza z $\text{Si}_3\text{N}_4+\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ i $f = 0,08$ mm/obr

Końcowa postać równania do wyznaczenia modelowych wartości zmian wskaźnika zużycia VB_C w czasie dla ostrza z pokrywanej ceramiki azotkowej wyrażone jest zależnością (47).

$$VB_{C_{GC0,08}} = (0,0002 \cdot v_c + 0,0804) \cdot t_s^{0,0004 \cdot v_c + 0,4217} \quad (47)$$



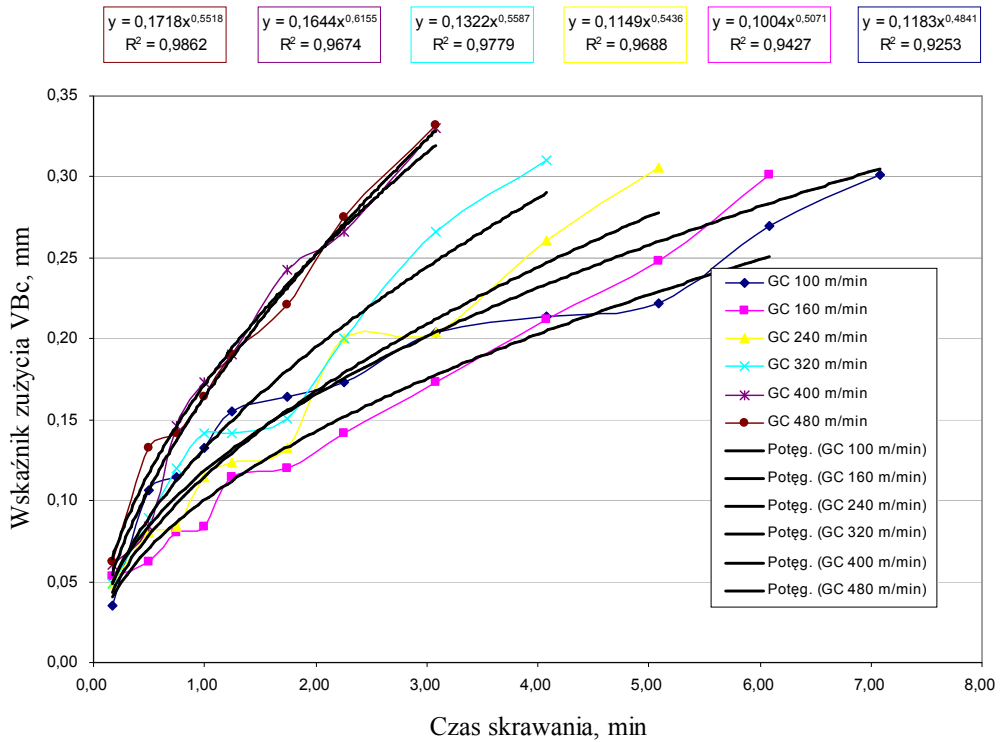
Rys. 5.50. Porównanie wartości rzeczywistych z modelowymi wskaźnika VB_C , dla ostrza z $Si_3N_4 + Al_2O_3/TiN$ pracującego z posuwem 0,08 mm/obr

Uzyskane wyniki modelowania wartości $VB_{C_{mod}}$ dla ostrza z $Si_3N_4 + Al_2O_3/TiN$ skrawającego z posuwem 0,12 mm/obr przedstawiają kolejno rys. 5.51, 5.52 oraz 5.53. Wyznaczone wartości stałych $\alpha, \beta = f(v_c)$ na rys. 5.52, na podstawie o KND dla przebiegów zmian wskaźnika VB_C , mają podobny charakter przebiegu oraz są zbliżone, co do wartości, do wyników uzyskanych dla posuwu 0,08 mm/obr. Podobnie jak w poprzednim przypadku modelowania dla ostrza z powłokami ochronnymi wyznaczone trendy przebiegu wartości stałych są rosnące i równoległe względem siebie. Opisujące je równania regresji liniowej pozwoliły na wyznaczenie zmian wskaźnika zużycia $VB_{C_{mod}}$ wyznaczonego w funkcji prędkości i czasu skrawania według równania (50) a końcowe wyniki przedstawia rys. 5.53.

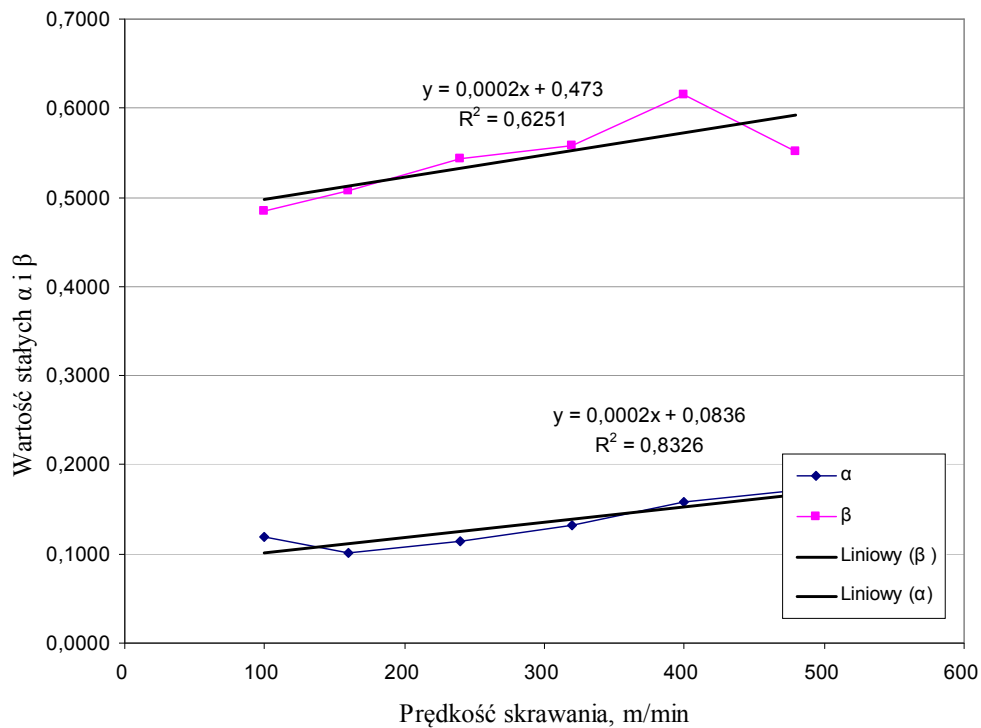
$$\alpha_{GC0,12} = a \cdot v_c + b = 0,0002 \cdot v_c + 0,0836 \quad (48)$$

$$\beta_{GC0,12} = c \cdot v_c + d = 0,0002 \cdot v_c + 0,473 \quad (49)$$

$$VB_{C_{GC0,12}} = (0,0002v_c + 0,0836) \cdot t_s^{0,0002v_c + 0,473} \quad (50)$$

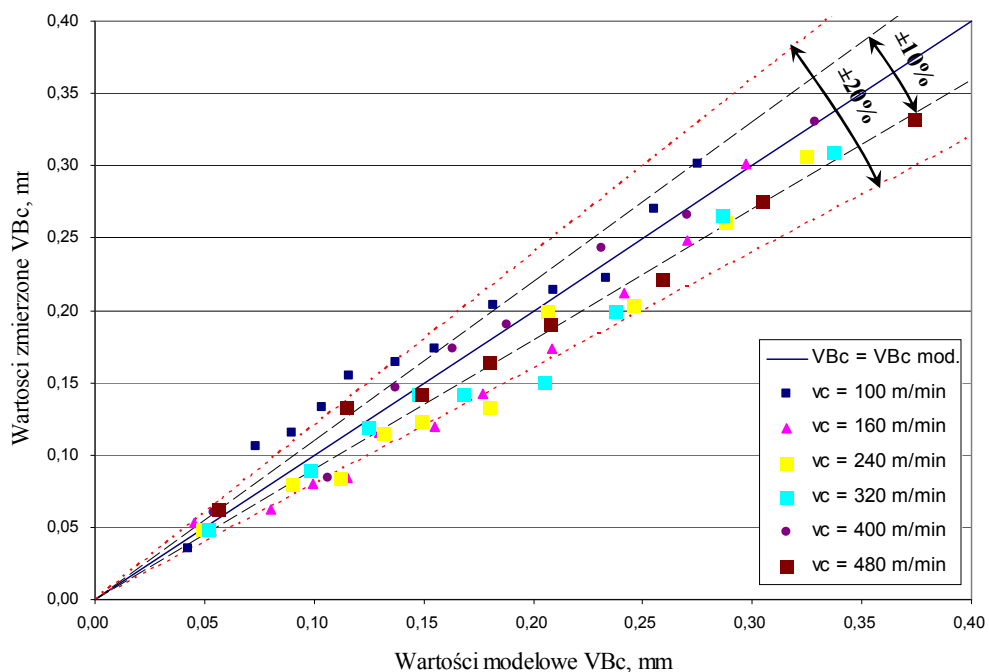


Rys. 5.51. Krzywe zużycia opisane równaniami regresji potęgowej dla ostrza z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$ i $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.52. Stałe $\alpha, \beta = f(v_c)$ opisane równaniem regresji liniowej dla ostrza z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$ i $f = 0,12$ mm/obr

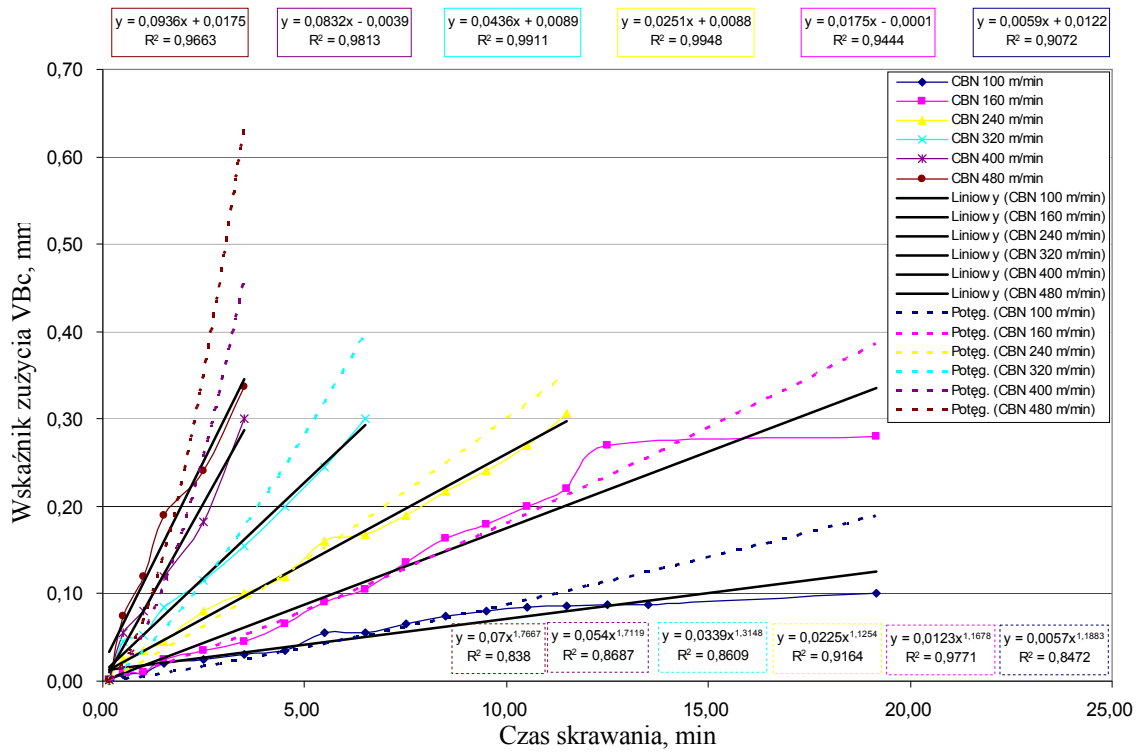
Przedstawione na rys. 5.53 wyniki modelowania przebiegu wskaźnika zużycia ostrzy skrawających przy różnych prędkościach skrawania mają niemonotoniczny charakter. Wyznaczone wartości $VB_{C\text{ mod}}$ dla prędkości $v_c = 160, 240, 320$ oraz 480 m/min są zdecydowanie wyższe od zmierzonych na mikroskopie. Również zdecydowana większość punktów leży poza $\pm 10\%$ granicą błędu, bądź na jej pograniczu. Odwrotną sytuację można zaobserwować w przypadku modelowania przebiegu zmian wskaźnika zużycia dla ostrza skrawającego z prędkością 100 m/min. Wyliczone wartości w początkowej fazie są zdecydowanie niższe od zmierzonych i wykraczają nawet poza granicę błędu $\pm 20\%$. Natomiast wraz z wzrostem czasu skrawania przyjmują wartości zbliżone do uzyskanych doświadczalnie.



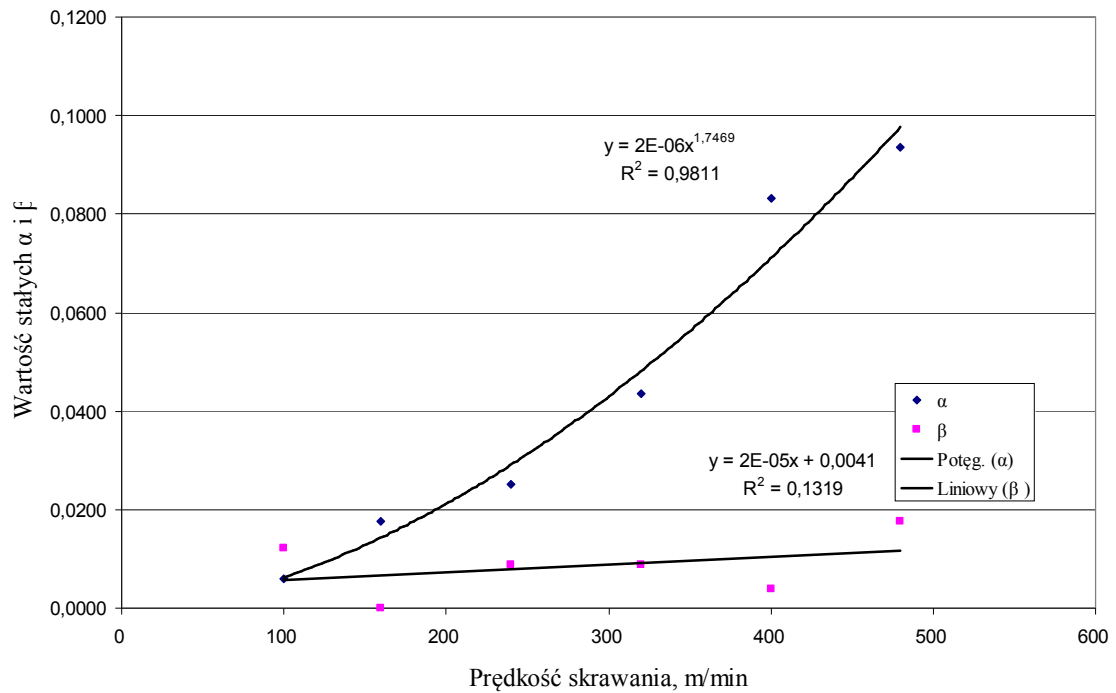
Rys. 5.53. Porównanie wartości rzeczywistych z modelowymi wskaźnika VB_C , dla ostrza z $Si_3N_4 + Al_2O_3/TiN$ pracującego z posuwem $0,12$ mm/obr

Analiza przedstawionych na rys. 5.54 i 5.57 przebiegów zużycia dla ostrza z CBN pracującego z różnymi posuwami wykazała zupełnie odmienny, niż dla ostrzy z ceramiki azotkowej, charakter przebiegów zużycia. Próba ich opisanie równaniem potęgowym nie dała dobrego dopasowania, co potwierdzają zaznaczone na rys. 5.54 linią przerywaną przebiegi linii regresji. Najlepsze dopasowanie dla otrzymanych przebiegów zostało uzyskane dla regresji liniowej. Wyznaczone na ich podstawie stałe α, β zostały zestawione na rys. 5.55 w funkcji prędkości skrawania. Przebieg zmian stałej α został opisany

równaniem regresji potęgowej (51), natomiast stałej β równaniem regresji liniowej (52). Ostateczną postać matematycznego modelu zmian wskaźnika zużycia VB_C dla ostrza z CBN skrawającego z posuwem 0,08 mm/obr przedstawia równanie (53).



Rys. 5.54. Krzywe zużycia opisane równaniami regresji potęgowej dla ostrza z CBN i $f = 0,08\text{mm/obr}$



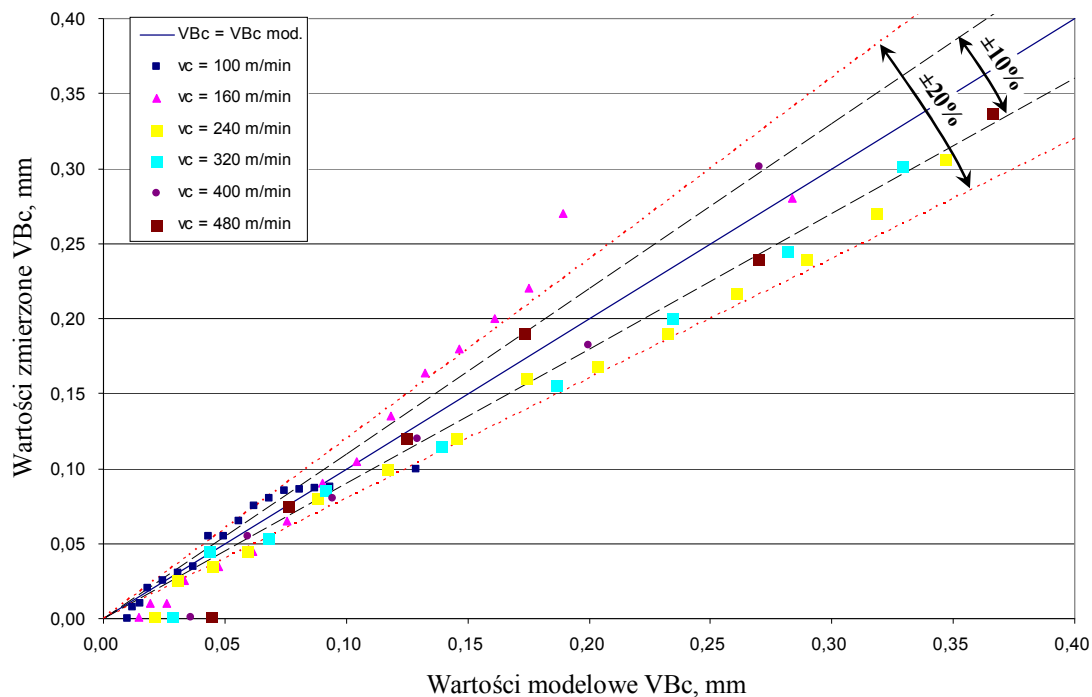
Rys. 5.55. Stałe $\alpha, \beta = f(v_c)$ opisane równaniem regresji liniowej dla ostrza z CBN i $f = 0,08 \text{ mm/obr}$

$$\alpha_{BN0,08} = a \cdot v_c^b = 0,000002 \cdot v_c^{1,7469} \quad (51)$$

$$\beta_{BN0,08} = c \cdot v_c + d = 0,00002 \cdot v_c + 0,0041 \quad (52)$$

$$VB_{C_{BN0,08}} = (0,000002 \cdot v_c^{1,7469}) \cdot t + (0,00002 \cdot v_c + 0,0041) \quad (53)$$

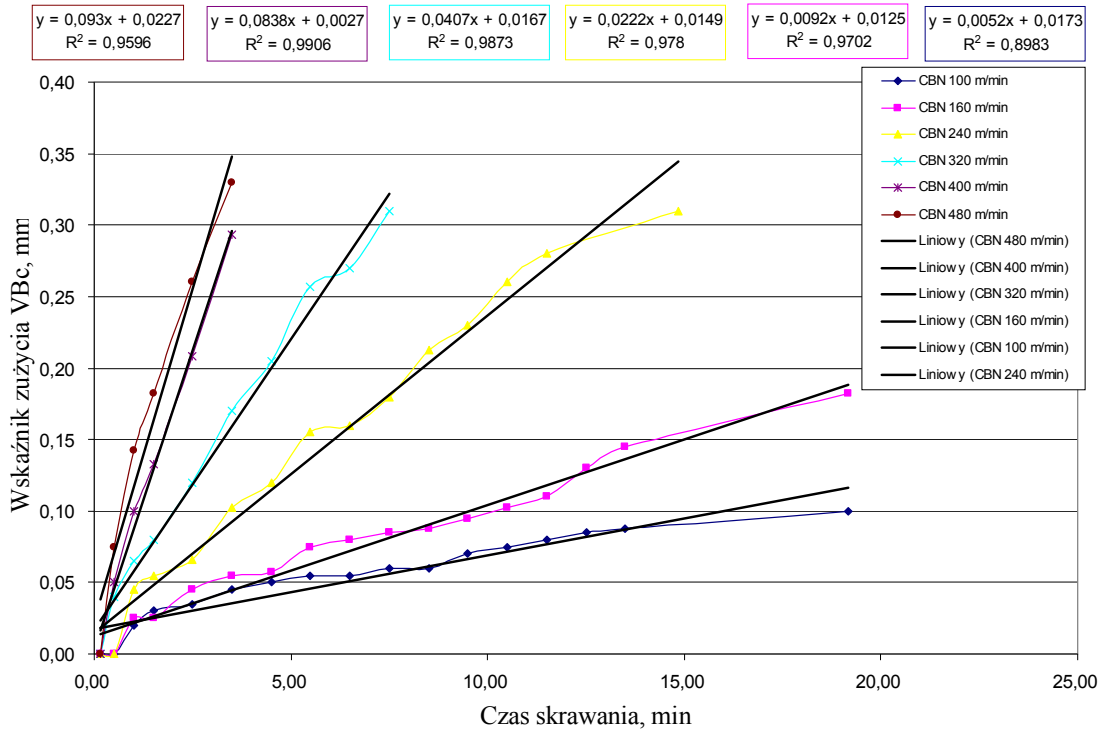
Uzyskane wyniki modelowania zmian wskaźnika zużycia $VB_C = f(t, v_c)$ przy użyciu równania (53) przedstawia rys. 5.56. Otrzymane wyniki modelowania wykazały dobrą zgodność w porównaniu z wartościami doświadczalnymi. Do wartości wskaźnika $VB_C \approx 0,12$ mm dla większości prędkości skrawania wartości mieszczą się w $\pm 10\%$ granicach błędu. Powyżej $VB_C \approx 0,12$ mm, uzyskane wyniki modelowania są bardziej rozproszone, a zdecydowana większość z nich mieści się w $\pm 20\%$ rozrzucie. Jedynie dla prędkości $v_c = 160$ m/min otrzymane wyniki powyżej $VB_C \approx 0,14$ mm są niższe od rzeczywistych i nie mieszczą się w granicach przedziału $\pm 20\%$.



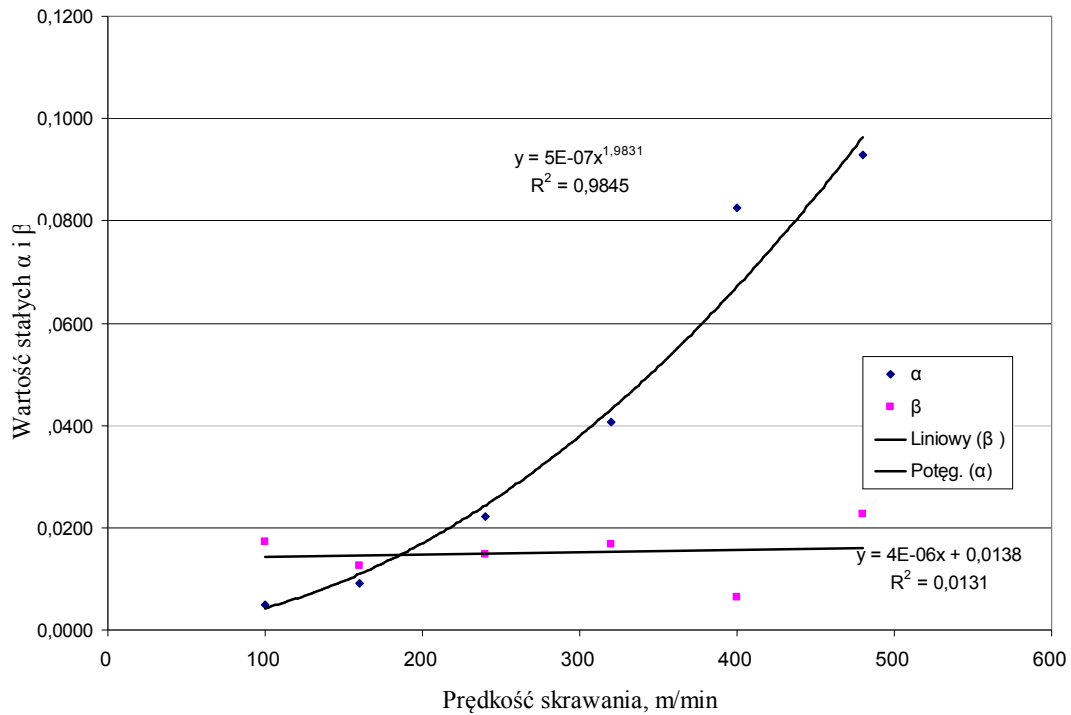
Rys. 5.56. Porównanie wartości rzeczywistych z modelowymi wskaźnika VB_C , dla ostrza z CBN pracującego z posuwem 0,08 mm/obr

Analogicznie przeprowadzone zostało modelowanie przebiegu zużycia dla ostrza z CBN skrawającego z posuwem 0,12 mm/obr. Do opisu przebiegu krzywych zużycia wykorzystane zostało równanie regresji liniowej, natomiast wyznaczony na jego podstawie przebieg stałej $\alpha = f(v_c)$ został opisany równaniem regresji potęgowej (54), a stałej β równaniem regresji liniowej (55). Przebieg zmian zmierzonych wartości VB_C z

naniesionymi KND w funkcji potęgowej przedstawia rys. 5.57. Widać wyraźnie dobre dopasowanie KND do przebiegu zmian wskaźnika zużycia, co potwierdzają wartości współczynnika determinacji R^2 .



Rys. 5.57. Krzywe zużycia opisane równaniami regresji potęgowej dla ostrza z CBN i $f = 0,12$ mm/obr



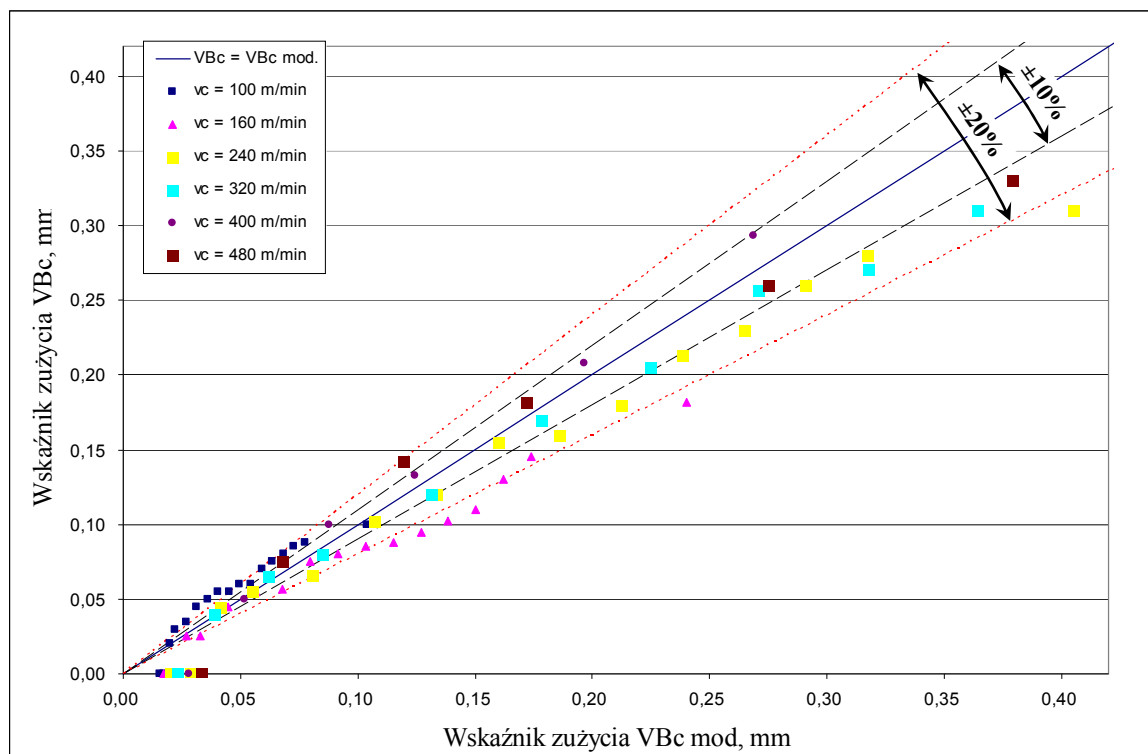
Rys. 5.58. Stałe $\alpha, \beta = f(v_c)$ opisane równaniem regresji liniowej dla ostrza z CBN i $f = 0,12$ mm/obr

$$\alpha_{BN0,12} = a \cdot v_c^b = 0,0000005 \cdot v_c^{1,9831} \quad (54)$$

$$\beta_{BN0,12} = c \cdot v_c + d = 0,000004 \cdot v_c + 0,0138 \quad (55)$$

$$VB_{C_{BN0,12}} = (0,0000005 \cdot v_c^{1,9831}) \cdot t_s + (0,000004 \cdot v_c + 0,0138) \quad (56)$$

Wyznaczone przebiegi krzywych przebiegu wskaźnika $VB_{C_{mod}}$ z wykorzystaniem równania (56) przedstawia rys. 5.59. Widać wyraźnie, że najlepsze dopasowanie wartości modelowych zostało uzyskane dla zakresu prędkości skrawania $v_c = 240 \div 480$ m/min. Niemal wszystkie obliczone wartości mieszczą się w $\pm 20\%$ granicach błędu. Jedynie przebiegi uzyskane dla $v_c = 100$ i 160 m/min w znacznej części wykraczają poza wyznaczone granice błędu. W przypadku prędkości 100 m/min większość z wyliczonych wartości modelowych VB_C jest niższa od rzeczywistych. Dla prędkości 160 m/min wyliczone wartości modelowe niemal w całym przebiegu są wyższe od rzeczywistych, i w większości leżą poza $\pm 20\%$ granicami błędu.



Rys. 5.59. Porównanie wartości rzeczywistych z modelowymi wskaźnika VB_C , dla ostrza z CBN pracującego z posuwem $0,12$ mm/obr

5.2. Tribologiczne charakterystyki badanych węzłów tarcia

Przedstawione w tym rozdziale wyniki badań własnych zostały opracowane zgodnie z opisanym w rozdz. 4.5.1 modelem tarcia. Zgodnie z wcześniejszymi założeniami, oprócz początkowej geometrii ostrza uwzględnione zostały także zmierzone wartości wszystkich składowych całkowitej siły skrawania. Ponadto, przeprowadzona została analiza porównawcza uzyskanych wyników modelowych wartości współczynnika tarcia z wartościami uzyskanymi przy zastosowaniu fundamentalnego modelu ortogonalnego.

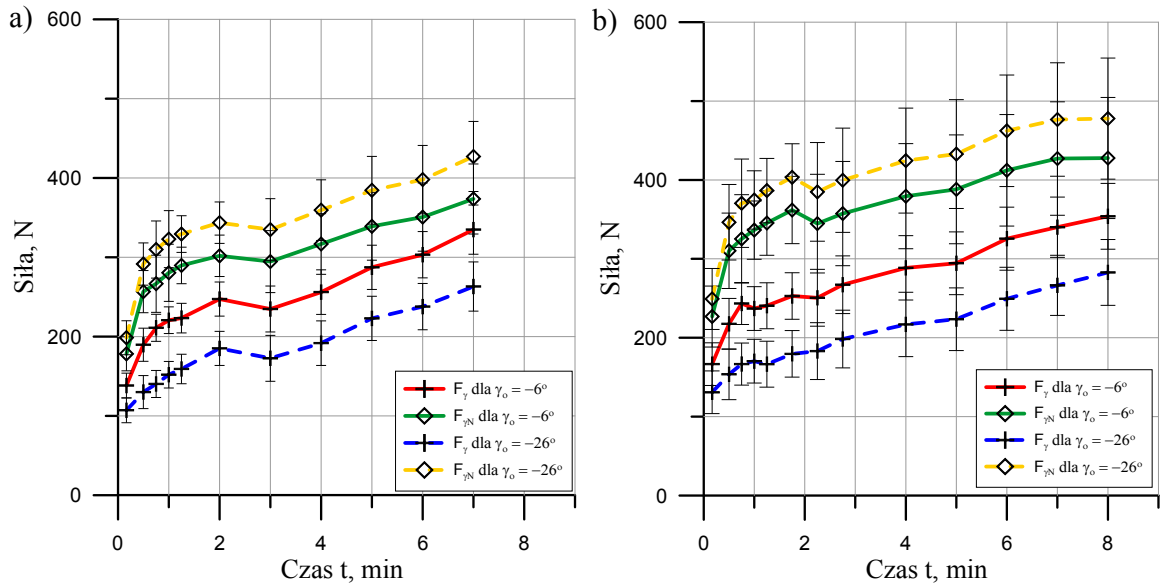
5.2.1. Siła tarcia

5.2.1.1. Wyniki badań uzyskane dla ostrza z Si_3N_4

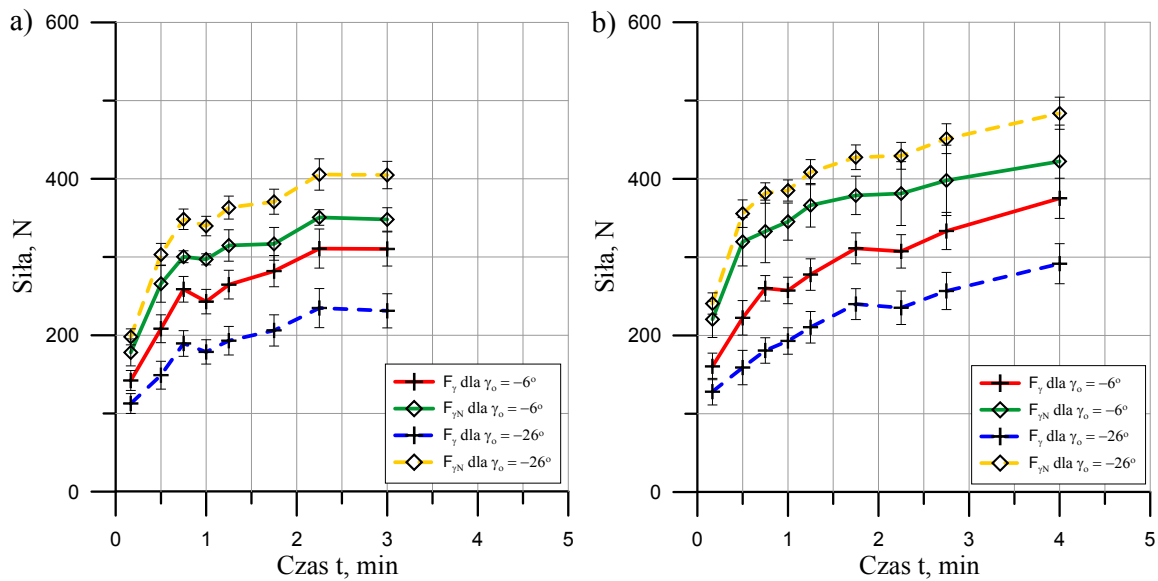
W rozpatrywanych węzłach tarcia na długości styku powierzchni natarcia ostrza skrawającego z wiórem, po dokonaniu rzutowania zgodnie z rys. 4.14 i 4.15, można wyróżnić dwie wartości normalnego kąta natarcia. Wynikają one z zastosowanego ścinu powierzchni natarcia ostrza skrawającego, co szczegółowo przedstawia rys. 1.6. W związku z powyższym w danym węźle tarcia na całej długości styku wiór-powierzchnia natarcia można wyznaczyć dwie różne wartości zarówno siły tarcia jak i siły normalnej.

Wyniki uzyskanych podczas modelowania wartości siły tarcia i siły normalnej dla dwóch różnych początkowych ortogonalnych wartości kąta natarcia $\gamma_o = -6^\circ$ i $\gamma_o = -26^\circ$ oraz stałej wartości kąta pochylenia krawędzi skrawającej $\lambda_s = -6$ dla ostrza z Si_3N_4 w funkcji prędkości skrawania i posuwu przedstawiają rys. 5.60 ÷ 5.65. Widać wyraźnie, że charakter przebiegów zmienności sił przy tej samej prędkości skrawania dla obu posuwów jest bardzo podobny. Zauważalne są również znacznie wyższe wartości sił w końcowym okresie skrawania (niemal dwukrotnie) dla ostrzy skrawających zarówno z posuwem 0,08 mm/obr jak i 0,12 mm/obr. Ponadto, wraz ze wzrostem prędkości skrawania powyżej $v_c = 240$ m/min widoczna jest charakterystyczna zmiana w przebiegu wartości siły tarcia i siły normalnej dla kąta $\gamma_o = -6^\circ$. Polega ona na przecinaniu się krzywych przebiegu, co w rezultacie skutkuje wzrostem współczynnika tarcia powyżej 1. Przyczyną tego zjawiska może być zmiana geometrii ostrza skrawającego na powierzchni natarcia, której nie uwzględnia zastosowany do obliczeń model, a wyznaczone w ten sposób przebiegi zmienności sił pokazują jak duży wpływ odgrywa geometria ostrza skrawającego w skali mikro. Oznacza to również, że wyliczone wartości współczynnika tarcia w oparciu o

wyznaczone w ten sposób wartości sił będą poprawne tylko dla początkowych okresów skrawania, gdy geometria ostrza skrawającego uczestniczącego w parze tribologicznej jest znana. Kolejną bardzo istotną kwestią jest rzeczywista długość styku wióra z powierzchnią natarcia. Znając jej wartość możemy jednoznacznie stwierdzić, jaki udział procentowy na całej długości styku, przy danym stopniu zużycia, występuje pod danym kątem natarcia i czy styk ten w rozpatrywanym przypadku nie występuje tylko na jednej z powierzchni, co w znacznym stopniu może ułatwić analizę danego węzła tarcia.



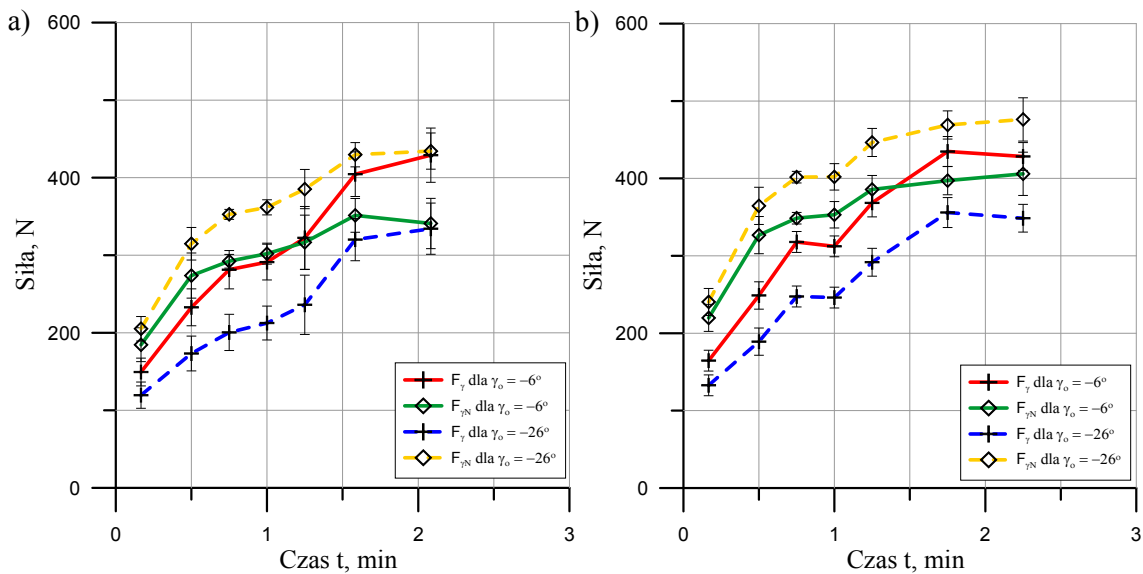
Rys. 5.60. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia, przy $v_c = 100$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.61. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia, przy $v_c = 160$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Z przebiegów zmienności siły tarcia i siły normalnej na rys. 5.60 i 5.61 widać wyraźny prawie dwukrotny ich wzrost wraz postępem zużycia względem wartości początkowych. Widoczny jest również znaczny spadek wartości siły tarcia, im bardziej ujemny jest kąt natarcia powodujący wzrost wartości siły normalnej. Ponadto, przedstawione monotonicznie rosnące krzywe przebiegu siły tarcia i siły normalnej (rys. 5.60 i 5.61) są bardzo zbliżone, odpowiednio do przebiegu zmienności siły skrawania i siły odporowej na rys. 5.1 i 5.4.

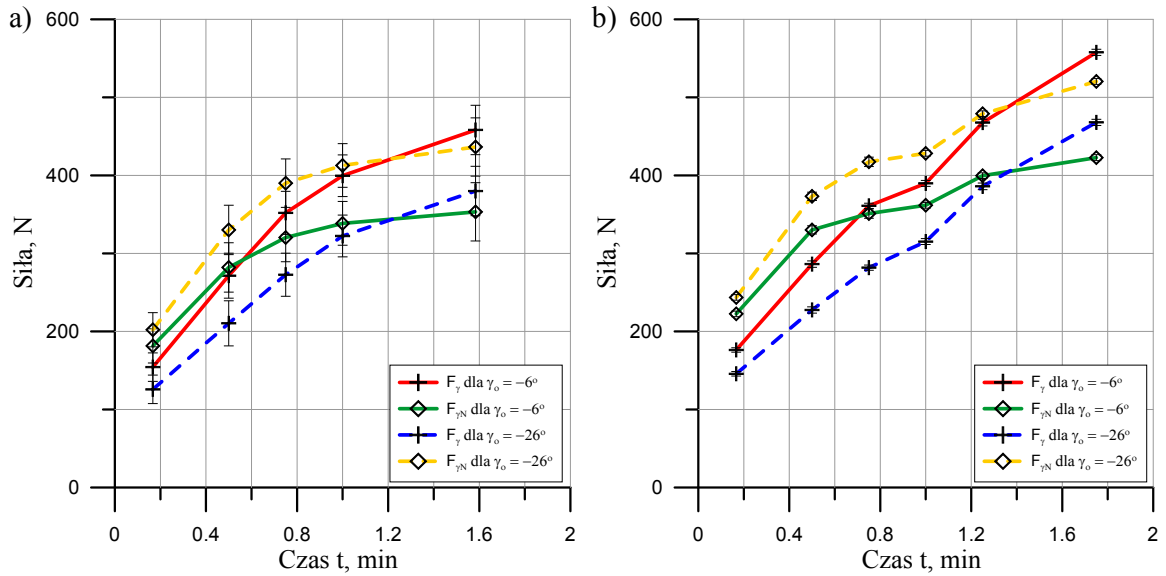
Takie samo podobieństwo przebiegów sił widoczne jest wraz ze wzrostem prędkości skrawania, co potwierdzają rys. 5.62÷5.65, w porównaniu z odpowiadającymi im przebiegami przedstawionymi w rozdz. 5.1.1. Rozpatrując uzyskane wartości początkowe siły normalnej w funkcji posuwu widać wyraźnie, że są one wyższe o około $20 \div 40$ N dla $f = 0,12$ mm/obr. Natomiast wartości siły tarcia są na porównywalnym poziomie i mieszczą się w granicach wyznaczonych niepewności pomiarowych.



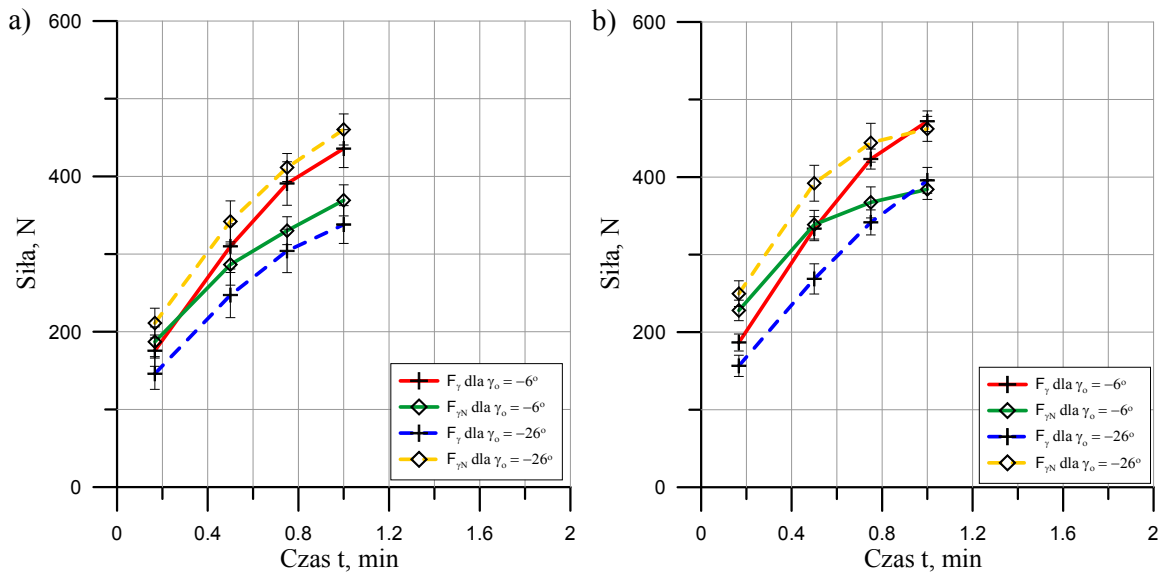
Rys. 5.62. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia, przy $v_c = 240$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Wzrost prędkości skrawania oraz związane z tym przyspieszone zużycie ostrza skutkowało wcześniejszym przecinaniem się krzywych przebiegu dla siły tarcia i siły normalnej. W przypadku ostrza z Si_3N_4 skrawającego z posuwem 0,08 mm/obr punkt przecięcia się przebiegów siły tarcia i siły normalnej odpowiadał dla prędkości 240 m/min wartości wskaźnika $VB_C \approx 0,2$ mm. Dla prędkości skrawania $320 \div 480$ m/min oraz posuwu 0,08 mm/obr przecięcie się przebiegu wartości sił odpowiadało wartości

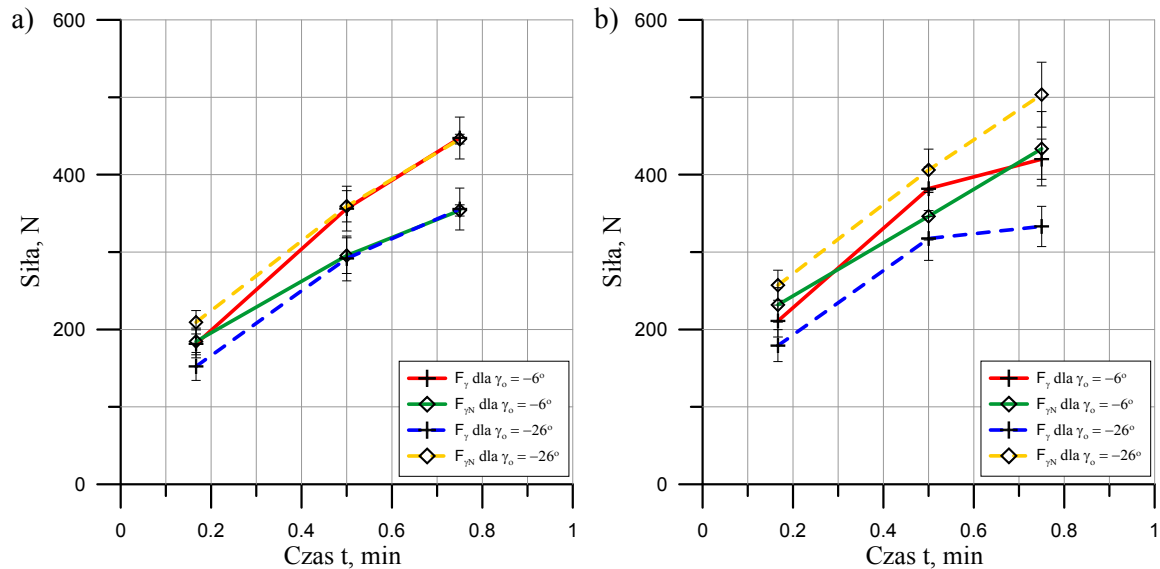
wskaznika $VB_C \approx 0,18$ mm. W przypadku ostrza skrawającego z posuwem 0,12 mm/obr wartość wskaźnika zużycia w punkcie przecięcia dla zakresu prędkości 240 ÷ 480 m/min wyniosła - $VB_C \approx 0,23$ mm.



Rys. 5.63. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia, przy $v_c = 320$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



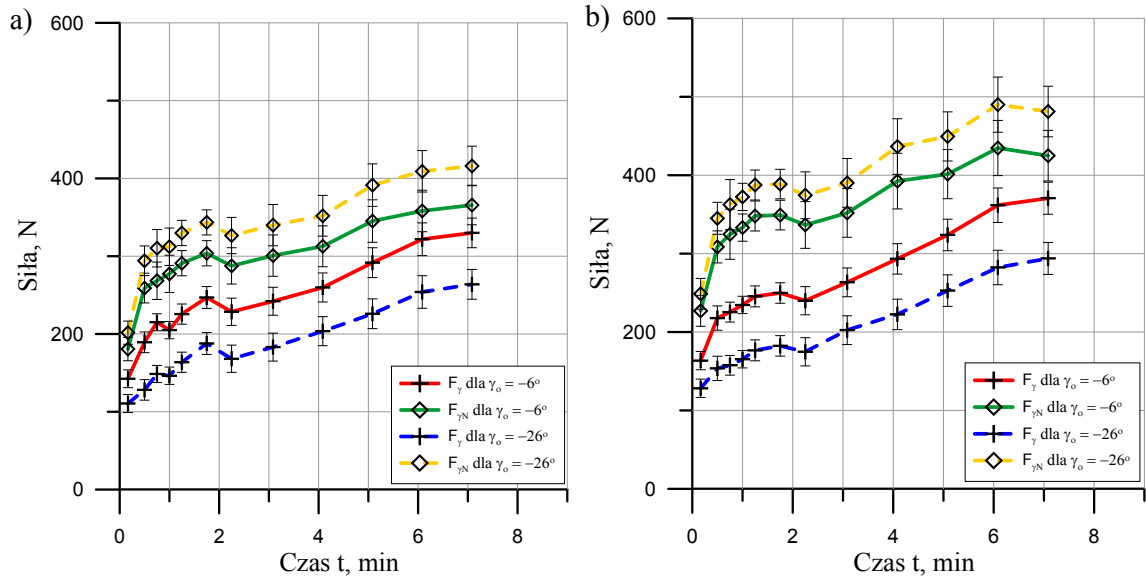
Rys. 5.64. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia, przy $v_c = 400$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



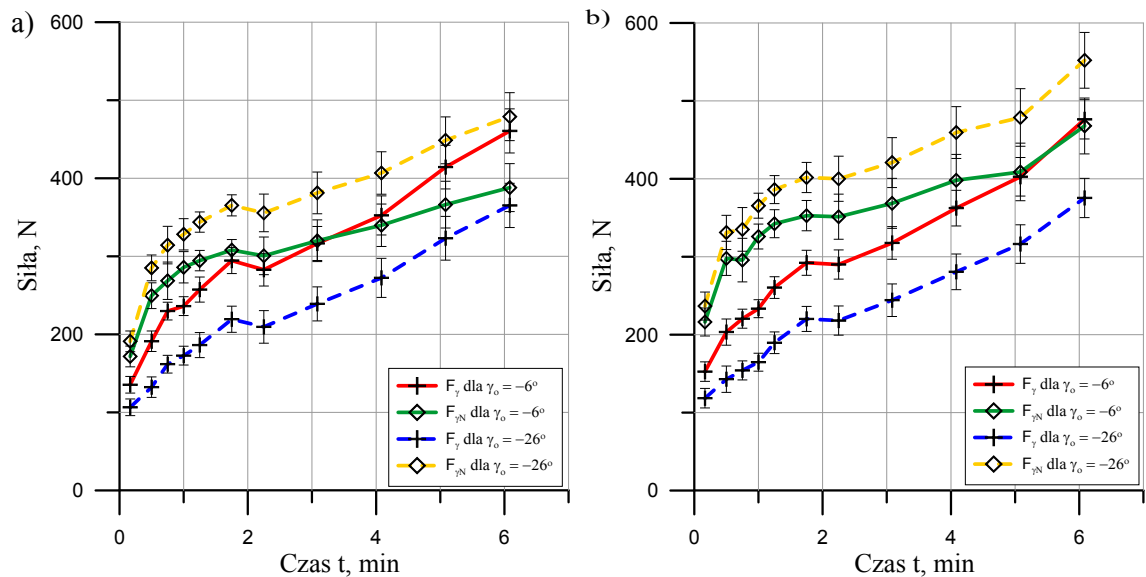
Rys. 5.65. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia, przy $v_c = 480$ m/min,
a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

5.2.1.2. Wyniki badań uzyskane dla ostrza z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$

Na rys. 5.66 ÷ 5.71 przedstawiono przebiegi zmian wartości siły tarcia i siły normalnej zostały uzyskane dla ostrza z Si_3N_4/Al_2O_3+TiN . Podobnie jak dla ostrza z ceramiki azotkowej niepokrywanej przebiegi te przedstawiają uzyskane wartości siły tarcia i siły normalnej w zależności od kąta natarcia na długości styku ostrza z materiałem obrabianym. Również przebiegi zmian sił F_γ i $F_{\gamma N}$ są zbliżone charakterem do odpowiadającym im przebiegom sił składowych F_c i F_p , które zostały przedstawione w rozdz. 5.1.2. Porównując wartości początkowe sił uzyskane po pierwszych 10 s skrawania dla ostrza z Si_3N_4/Al_2O_3+TiN z wartościami uzyskanymi dla ostrza z Si_3N_4 zauważyć można, że są one prawie identyczne. Oznacza to, że zastosowane powłoki z warstw tlenku aluminium i azotku tytanu na podłożu z ceramiki azotkowej nie mają widocznego wpływu na wartości siły tarcia oraz siły normalnej, a co za tym idzie, również na wartość współczynnika tarcia. W przypadku ostrza z pokrywanej ceramiki azotkowej zauważyć można znaczący wpływ towarzyszącej procesowi skrawania adhezji i obecność narostu na krawędzi ostrza. Ich efektem jest wzrost wartości zarejestrowanych składowych całkowitej siły skrawania i widoczne przecinanie się przebiegów siły tarcia i siły normalnej będących ich pochodnymi. Krzyżowanie się przebiegów siły tarcia i siły normalnej dla $\gamma_0 = -6^\circ$ widoczne jest już od $v_c = 160$ m/min (rys. 5.67), przy której dla posuwu 0,08 mm/obr moment ten odpowiada wartości $VB_C \approx 0,18$ mm, a dla $f = 0,12$ mm/obr - $VB_C \approx 0,25$ mm.



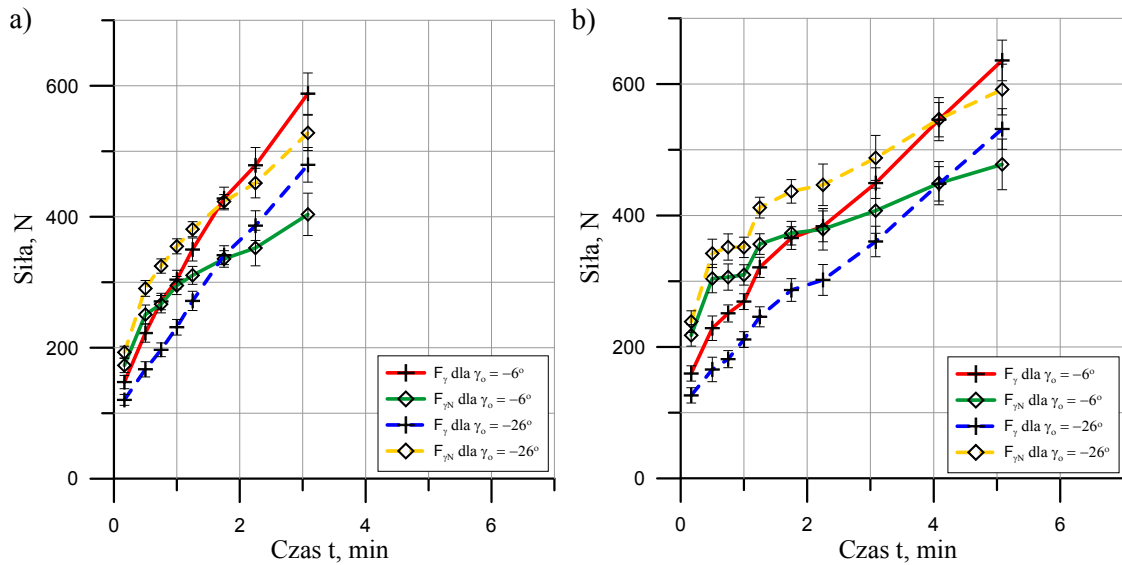
Rys. 5.66. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia, przy $v_c = 100$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



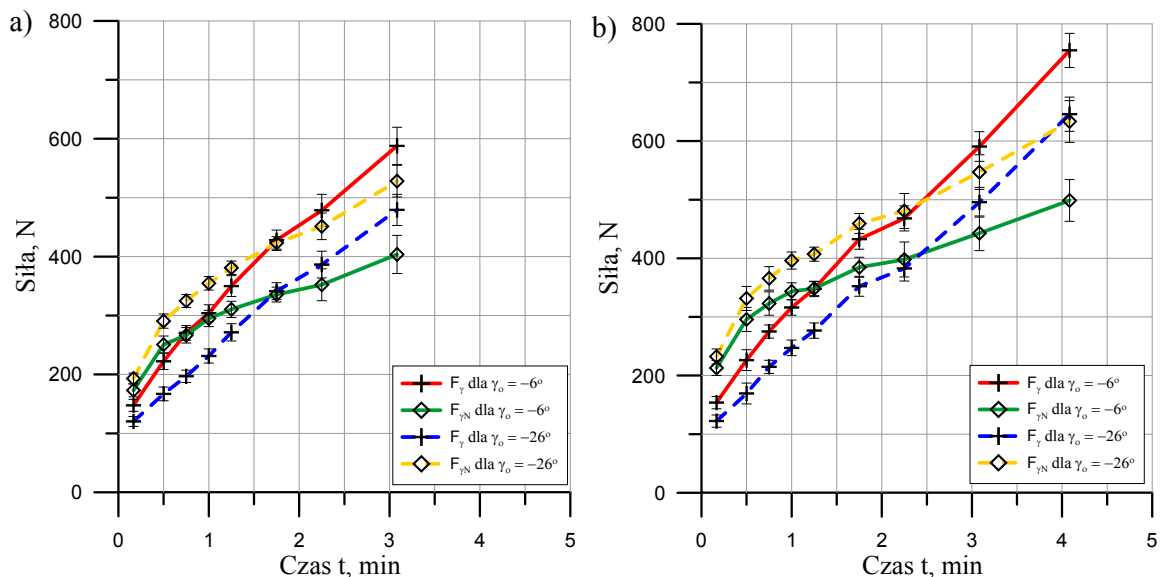
Rys. 5.67. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia, przy $v_c = 160$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Następnie przy prędkości skrawania $v_c = 240$ m/min (rys. 5.68) wartości wskaźnika zużycia w punkcie przecięcia wynoszą kolejno dla posuwu 0,08 mm/obr - $VB_C \approx 0,15$ mm, a dla $f = 0,12$ mm/obr - $VB_C \approx 0,2$ mm. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania punkt przecięcia się przebiegów siły tarcia i siły normalnej stabilizuje się w funkcji wskaźnika zużycia VB_C . Dla przebiegów uzyskanych przy prędkości $v_c = 320, 400, 480$ m/min (rys. 5.69 ÷ 5.71) przecięcie przebiegów nastąpiło, gdy $VB_C \approx 0,12$ mm dla $f = 0,08$ mm/obr oraz $VB_C \approx 0,14$ mm dla $f = 0,12$ mm/obr.

Wspomniany bardzo widoczny wpływ adhezji i tworzącego się narostu na wartości sił szczególnie wyraźnie widać, jeśli porówna się przebiegi uzyskane podczas skrawania ostrzem z $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Al}_2\text{O}_3+\text{TiN}$ względem przebiegów uzyskanych dla ostrza z Si_3N_4 . Dla ostrza pokrywanego warstwami ochronnymi obserwowany wzrost wartości siły tarcia w stosunku do wartości początkowej przy posuwie $f = 0,08$ mm/obr był ponad dwukrotny przy $v_c = 100$ m/min, trzykrotny dla $v_c = 160$ i 480 m/min i czterokrotny dla najwyższych prędkości skrawania – $v_c = 240,320$ i 400 m/min.



Rys. 5.68. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia, przy $v_c = 240$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

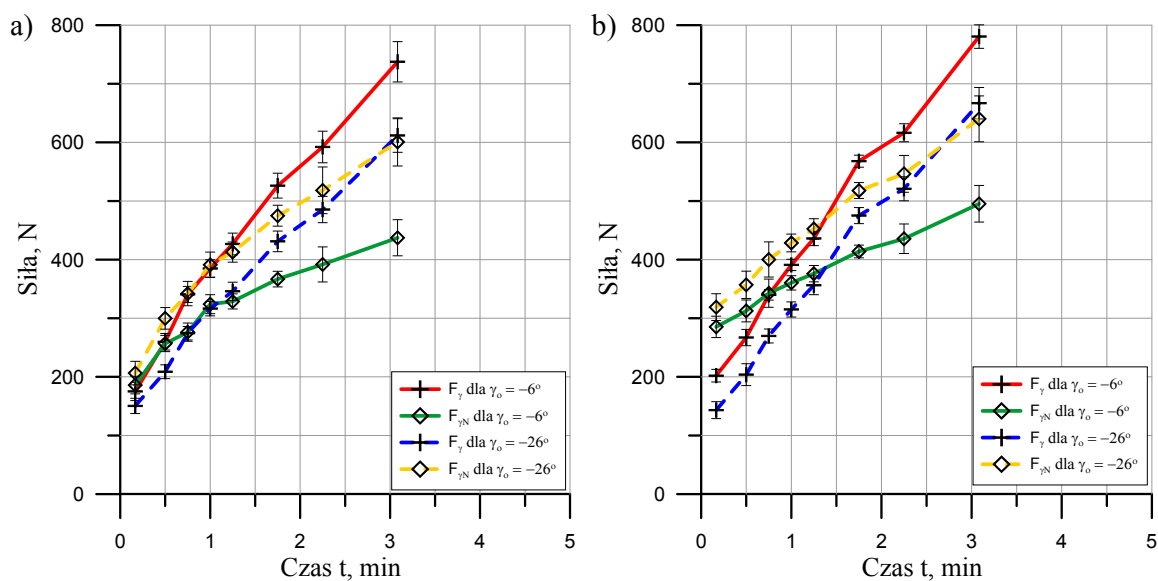


Rys. 5.69. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia, przy $v_c = 320$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Porównując uzyskane wartości początkowe siły tarcia i siły normalnej przedstawione na rys. 5.66 ÷ 5.71 w funkcji prędkości skrawania i posuwu można wyszczególnić dwie grupy będące na bardzo zbliżonym poziomie wartości i mieszczące się w wyznaczonych przedziałach ufności.

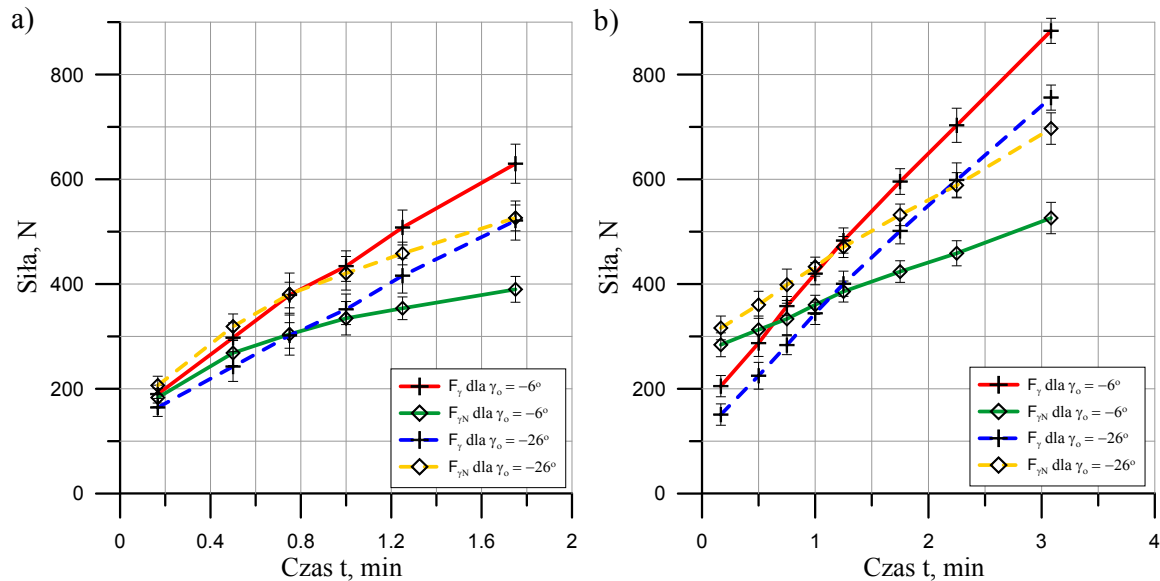
Pierwsza dotyczy zakresu prędkości $100 \div 320$ m/min, dla której przy $f = 0,08$ mm/obr wartość siły tarcia wyniosła średnio 140 N przy $\gamma_o = -6^\circ$ oraz 110 N przy $\gamma_o = -26^\circ$, a siły normalnej 170 N przy $\gamma_o = -6^\circ$ oraz 190 N przy $\gamma_o = -26^\circ$. Dla tego samego zakresu prędkości, ale posuwu 0,12 mm/obr, siła tarcia wyniosła średnio 155 N przy $\gamma_o = -6^\circ$ i 125 N przy $\gamma_o = -26^\circ$, a wartości siły normalnej 215 N przy $\gamma_o = -6^\circ$ oraz 235 N przy $\gamma_o = -26^\circ$.

Dla drugiej grupy prędkości skrawania – $v_c = 400$ i 480 m/min (rys. 5.70 i 5.71) uzyskane wartości początkowe siły tarcia i siły normalnej wynoszą średnio 175 ± 30 N przy posuwie 0,08 mm/obr zarówno przy kącie natarcia równym -6° jak i -26° . Natomiast uzyskane wartości siły tarcia i siły normalnej dla posuwu $f = 0,12$ mm/obr i $v_c = 400$ i 480 m/min wynoszą odpowiednio przy $\gamma_o = -6^\circ$ - $F_\gamma \approx 203$ N, $F_{\gamma N} \approx 285$ N oraz przy $\gamma_o = -26^\circ$ - $F_\gamma \approx 145$ N, $F_{\gamma N} \approx 317$ N.



Rys. 5.70. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia, przy $v_c = 400$ m/min,

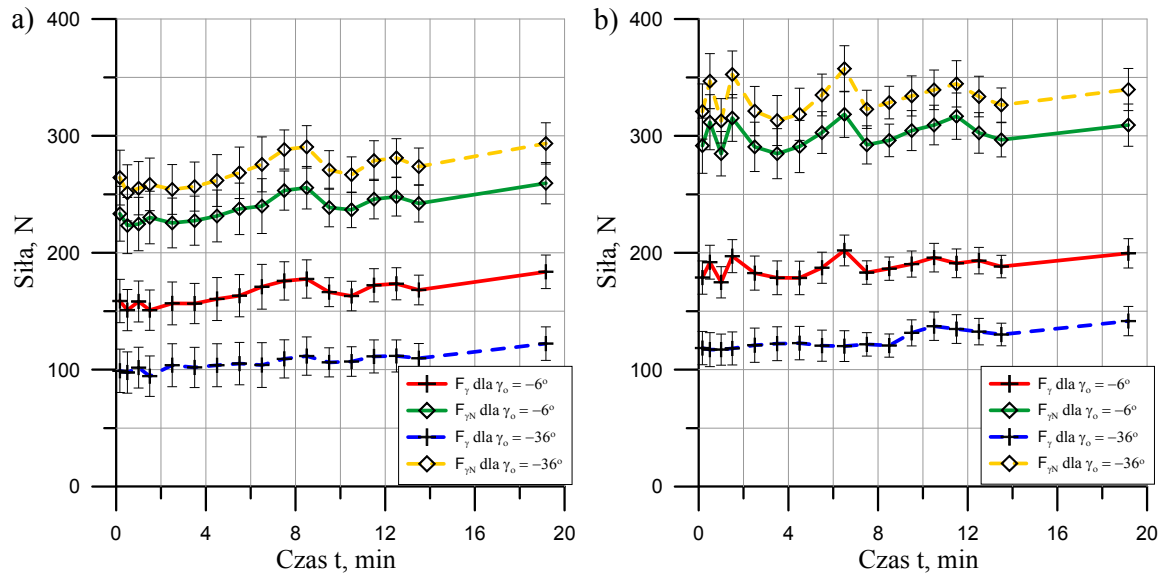
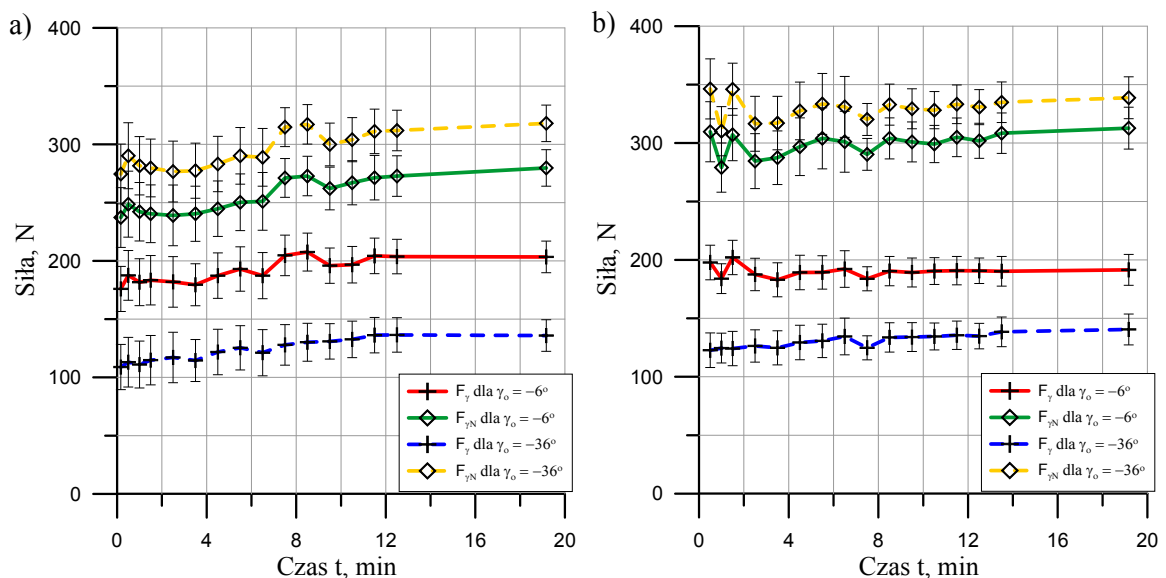
a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.71. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia przy $v_c = 480$ m/min,
a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr.

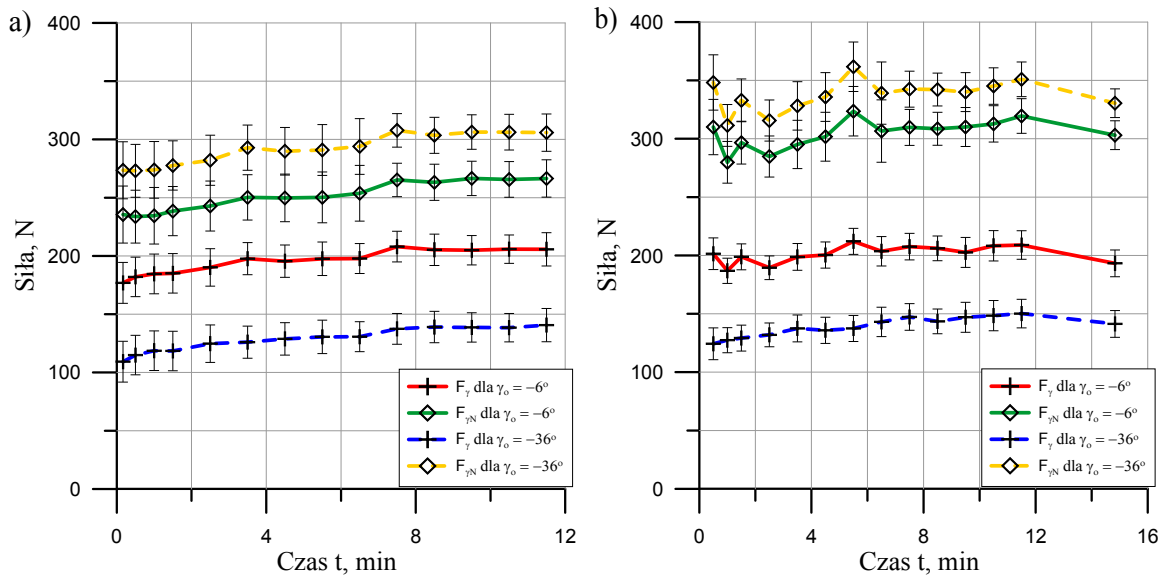
5.2.1.3. Wyniki badań uzyskane dla ostrza z CBN

Najbardziej stabilna i powtarzalna charakterystyka przebiegu zmienności siły tarcia i siły normalnej została uzyskana dla ostrza z CBN. Na podstawie przedstawionych na rys. 5.72 ÷ 5.77 przebiegów sił działających na powierzchni natarcia można jednoznacznie stwierdzić brak wpływu zarówno prędkości skrawania, jaki i postępującego w czasie zużycia ostrza skrawającego na wartość siły tarcia i siły normalnej. W całym zakresie prowadzonych badań widoczny jest jedynie niewielki wpływ posuwu na wartości siły normalnej. Podczas pracy ostrza skrawającego z posuwem $f = 0,12$ mm/obr wartości siły $F_{\gamma N}$ uzyskane dla $\gamma_0 = -6^\circ$ oraz $\gamma_0 = -36^\circ$ są wyższe średnio o około 100 N od wartości uzyskanych podczas pracy ostrza z posuwem $f = 0,08$ mm/obr. Porównując natomiast przebiegi siły tarcia uzyskane dla ostrza z CBN w funkcji posuwu widać, że są one bardzo zbliżone w całym zakresie badanych prędkości skrawania. Dzięki uzyskanym, bardzo stabilnym przebiegom, siły tarcia i siły normalnej na powierzchni nachylonej pod różnym kątem natarcia można zauważyć bardzo charakterystyczną zależność charakterów przebiegu sił od kąta γ_0 . Mianowicie porównując zmiany siły tarcia i siły normalnej przedstawionych na rys. 5.72 ÷ 5.77 z adekwatnymi do nich przebiegami z rozdz. 5.1.3 widać wyraźnie, że uzyskane przebiegi siły F_γ dla kąta $\gamma_0 = -6^\circ$ są zbliżone do przebiegów siły F_f , natomiast dla kąta $\gamma_0 = -36^\circ$ są zbliżone do przebiegów siły F_p . Natomiast dla siły $F_{\gamma N}$ dla obu wartości kąta natarcia odpowiadają charakterowi przebiegu siły F_c .

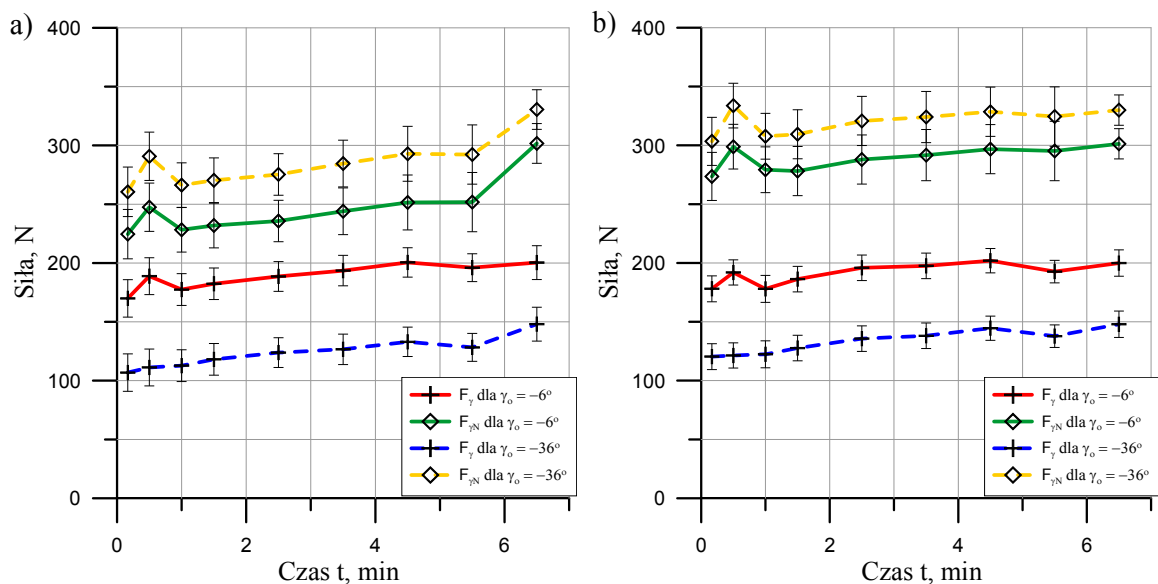
Rys. 5.72. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia przy $v_c = 100 \text{ m/min}$,a) $f = 0,08 \text{ mm/obr}$, b) $f = 0,12 \text{ mm/obr}$ Rys. 5.73. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia przy $v_c = 160 \text{ m/min}$,a) $f = 0,08 \text{ mm/obr}$, b) $f = 0,12 \text{ mm/obr}$

Oprócz bardzo dużej stabilności w przebiegach sił, widoczna jest także duża powtarzalność zarówno wartości początkowych sił jak również poziomu, na jakim utrzymują się one w całej próbie zużycia. Uzyskane przebiegi wartości sił dla przedziałów prędkości skrawania $v_c = 100 \div 240 \text{ m/min}$ oraz $v_c = 320 \div 480 \text{ m/min}$ mieszczą się w granicach wyznaczonych niepewności pomiarowych. W porównaniu do uzyskanych przebiegów siły tarcia i siły normalnej dla ostrzy z ceramiki azotkowej z powłoką ochronną oraz bez niej, widoczne są zasadnicze różnice w uzyskiwanych wartościach

początkowych poszczególnych sił. Dla ostrzy z ceramiki azotkowej wartości początkowe dla wszystkich badanych prędkości skrawania zawierały się w przedziale $100 \div 200$ N, i były bardzo zbliżone. Dla użytego w badaniach narzędzia z CBN widać bardzo wyraźnie stały i powtarzalny poziom wartości początkowych poszczególnych sił w zależności od kąta γ_0 i posuwu. W przypadku siły F_γ wyznaczonej dla powierzchni nachylonej pod kątem $\gamma_0 = -6^\circ$ i dla obu posuwów jest to przedział wartości $160 \div 200$ N. Dla siły tarcia wyznaczonej dla kąta $\gamma_0 = -36^\circ$ przedział ten odpowiada zakresowi $100 \div 130$ N.

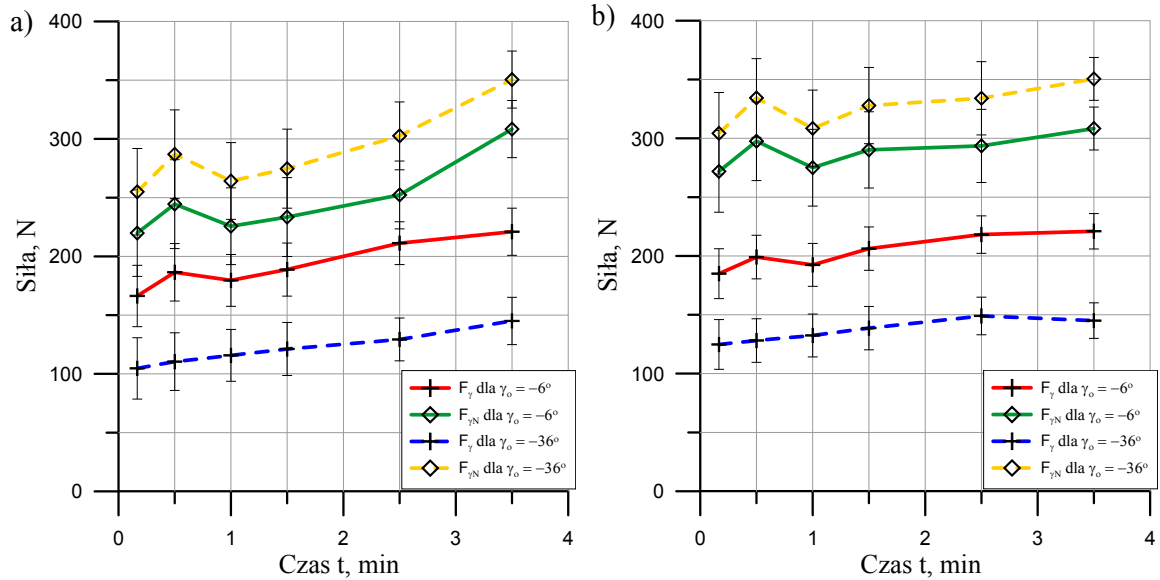


Rys. 5.74. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia przy $v_c = 240$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

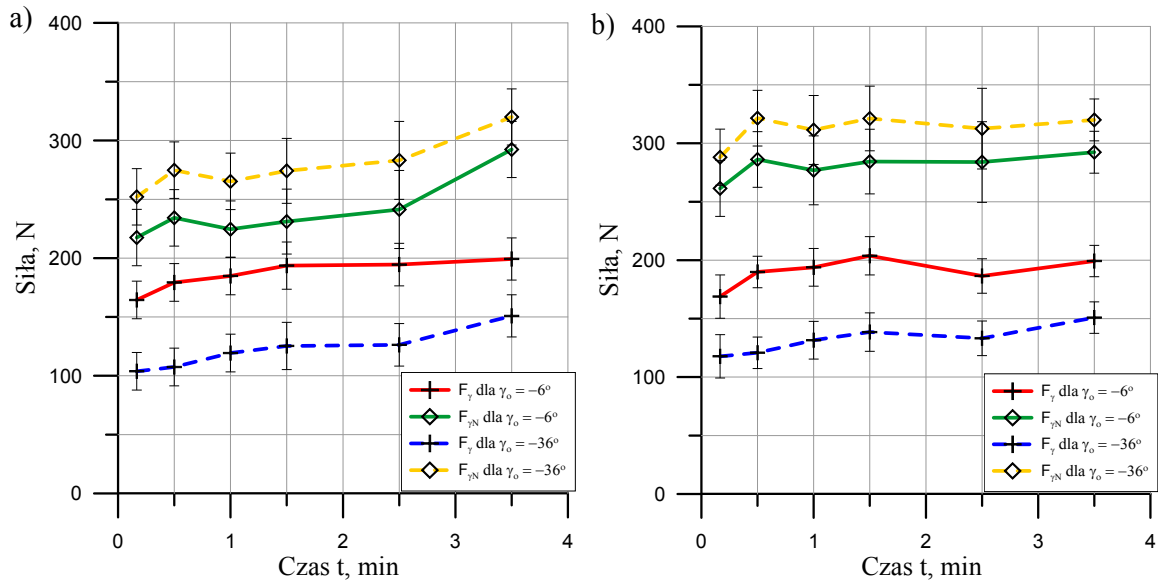


Rys. 5.75. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia przy $v_c = 320$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

W przypadku siły normalnej i posuwu $f = 0,08$ mm/obr wartości $F_{\gamma N}$ uzyskane dla $\gamma_0 = -6^\circ$ mieszczą się w przedziale $220 \div 240$ N a dla $\gamma_0 = -36^\circ$ odpowiednio $250 \div 270$ N. Dla posuwu $f = 0,12$ mm/obr wartości siły normalnej są nieco wyższe i dla $\gamma_0 = -6^\circ$ zawierają się pomiędzy $260 \div 310$ N, a dla $\gamma_0 = -36^\circ$ przedział ten wynosi $280 \div 350$ N.



Rys. 5.76. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia przy $v_c = 400$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.77. Wartości siły tarcia i siły normalnej dla różnych kątów natarcia przy $v_c = 480$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

5.2.2. Średni współczynnik tarcia

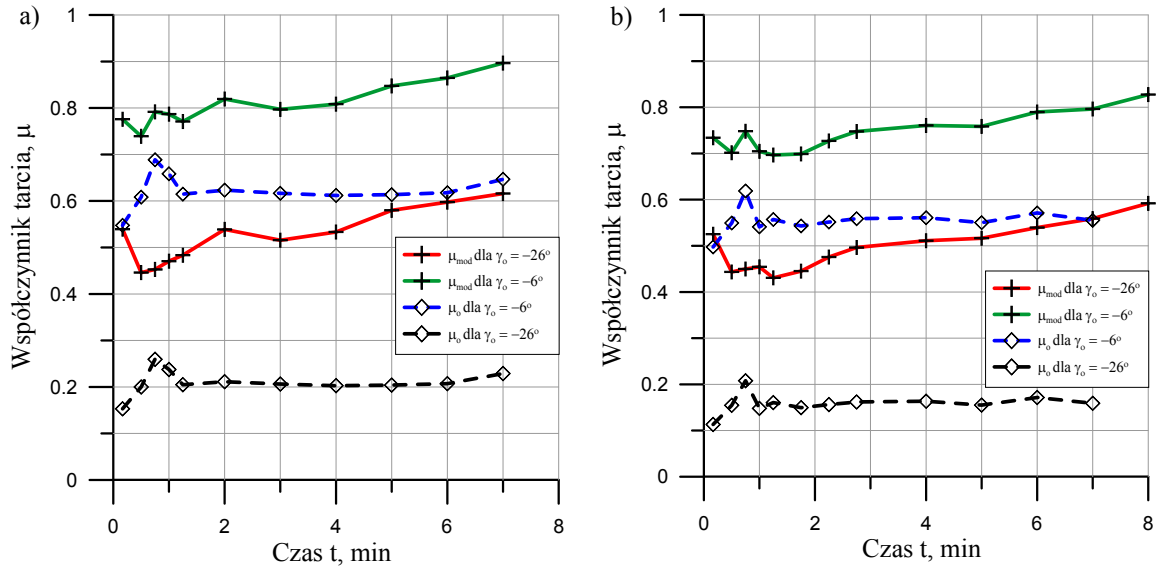
5.2.2.1. Wyniki badań uzyskane dla pary tribologicznej Si_3N_4 – EN-GJS-500-7

Wyznaczone średnie wartości współczynnika tarcia $\mu = f(v_c, t, f)$ z zastosowaniem modelu przestrzennego (35) oraz dla porównania modelu ortogonalnego (11) dla pary tribologicznej *ceramika azotkowa niepokrywana – żeliwo sferoidalne* przedstawiają rys. 5.78 ÷ 5.85. Z przedstawionych przebiegów widać wyraźnie, że zarówno wartości współczynnika tarcia uzyskane z modelu przestrzennego jak i ortogonalnym maleją, gdy wzrasta ujemny kąt natarcia γ_o . Oznacza to, że przemieszczający się po powierzchni natarcia wiór na długości styku pod różnymi kątami (powierzchni ścinu oraz podstawowej powierzchni natarcia) trze o nie z różną intensywnością. W rezultacie może to powodować nierównomierne zużycie ostrza na długości styku. Dowodem na to może być zaobserwowane zużycie kraterowe na powierzchni natarcia ostrza skrawającego usytuowanej pod kątem $\gamma_o = -6^\circ$, dla której uzyskane wartości współczynnika tarcia μ_{mod} oraz μ_o są zdecydowanie wyższe.

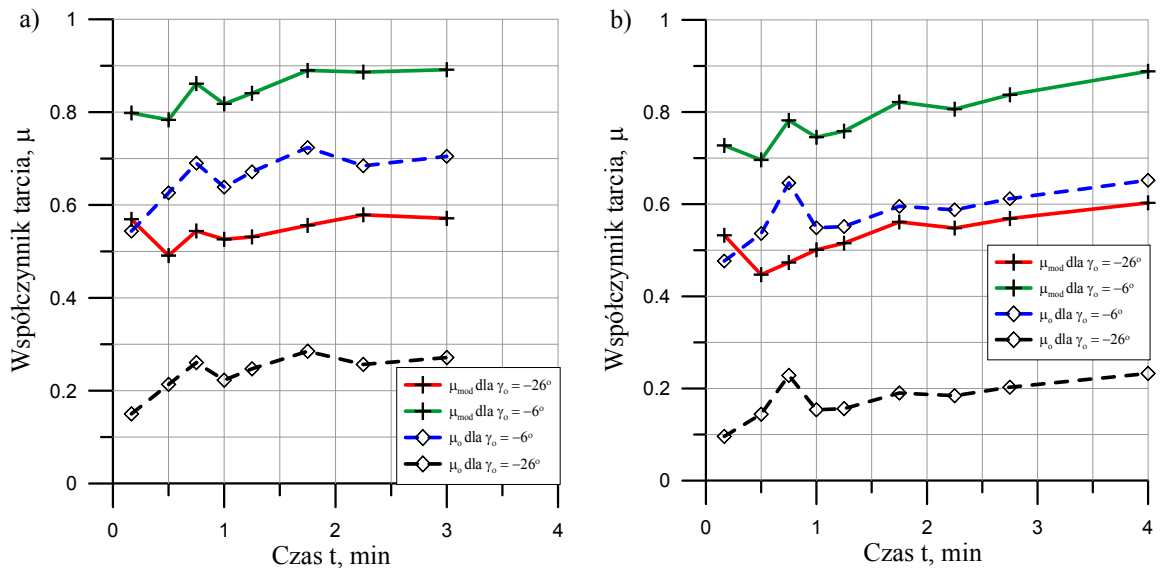
Uzyskane początkowe wartości współczynnika tarcia μ_{mod} dla ostrza skrawającego z prędkością $v_c = 100 \div 240$ m/min i z posuwem $f = 0,08$ mm/obr (rys. 5.78 ÷ 5.83) są niemal takie same i dla $\gamma_o = -26^\circ$ wynoszą $\mu_{mod} \approx 0,55$ natomiast dla $\gamma_o = -6^\circ$ $\mu_{mod} \approx 0,8$. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania wartości współczynnika tarcia μ_{mod} uzyskane przy obu wartościach kąta natarcia nieznacznie wzrastają. Dla $\gamma_o = -6^\circ$ wynoszą one kolejno - $\mu_{mod} = 0,85$ przy $v_c = 320$ m/min, $\mu_{mod} = 0,94$ przy $v_c = 400$ m/min oraz $\mu_{mod} = 0,98$ przy $v_c = 480$ m/min. Powodem takiego wzrostu jest bardzo szybko postępujące zużycie ostrza skrawającego z Si_3N_4 , dla którego już po pierwszych 10 s wartość wskaźnika $VB_C \approx 0,15$ mm i wzrost wartości sił wywołany zmianą geometrii ostrza na powierzchni natarcia.

Bardzo podobna sytuacja ma miejsce w przypadku ostrza skrawającego z posuwem $f = 0,12$ mm/obr. Uzyskane wartości współczynnika tarcia μ_{mod} przy prędkości skrawania 100 m/min są bardzo zbliżone do wartości uzyskanych przy $f = 0,08$ mm/obr. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania widoczny jest niewielki spadek wartości μ_{mod} w stosunku do tych uzyskanych przy $f = 0,08$ mm/obr. Najbardziej stabilne i nieznacznie różniące się w całym przebiegu wartości początkowe z końcowymi wyznaczonego współczynnika tarcia μ_{mod} zostały uzyskane przy $v_c = 100$ i 160 m/min. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania i intensywniejszym zużyciem ostrza, a tym samym wzrostem działających sił,

uzyskane modelowe przebiegi współczynnika tarcia wzrastają. Wzrost wartości μ_{mod} dla $\gamma_o = -6^\circ$ i zakresu prędkości $240 \div 480$ m/min jest na tyle intensywny, że współczynnik tarcia osiąga wartości często powyżej 1. Najwyższa modelowa wartość współczynnika tarcia $\mu_{\text{mod}} = 1,3$ po osiągnięciu kryterium zużycia została uzyskana dla ostrza skrawającego z prędkością 320 m/min i posuwem $f = 0,12$ mm/obr (rys. 5.81).

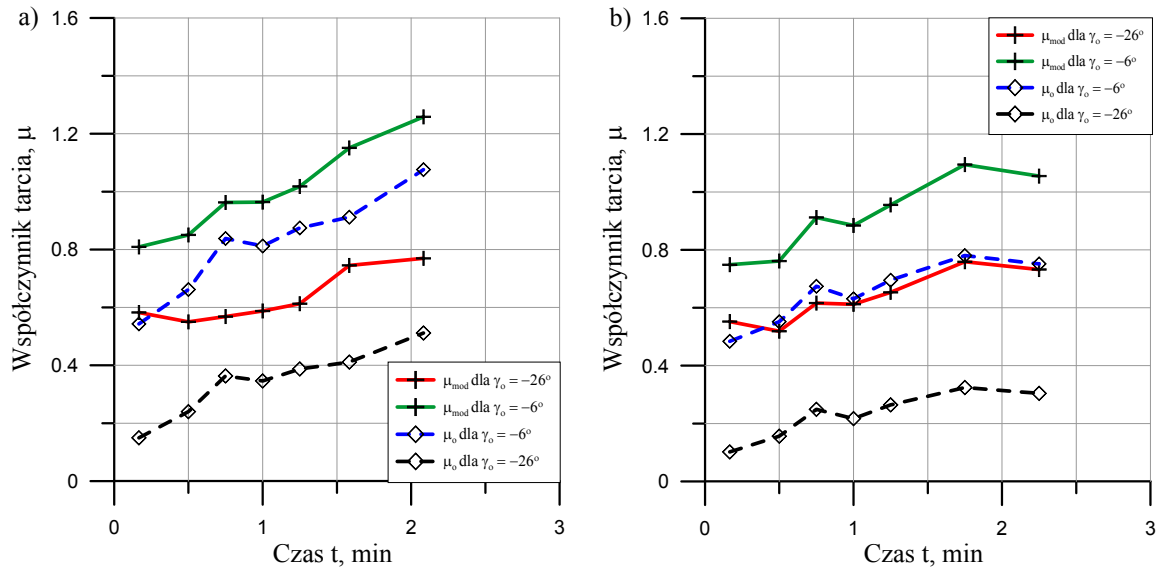


Rys. 5.78. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z Si_3N_4 przy $v_c = 100$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



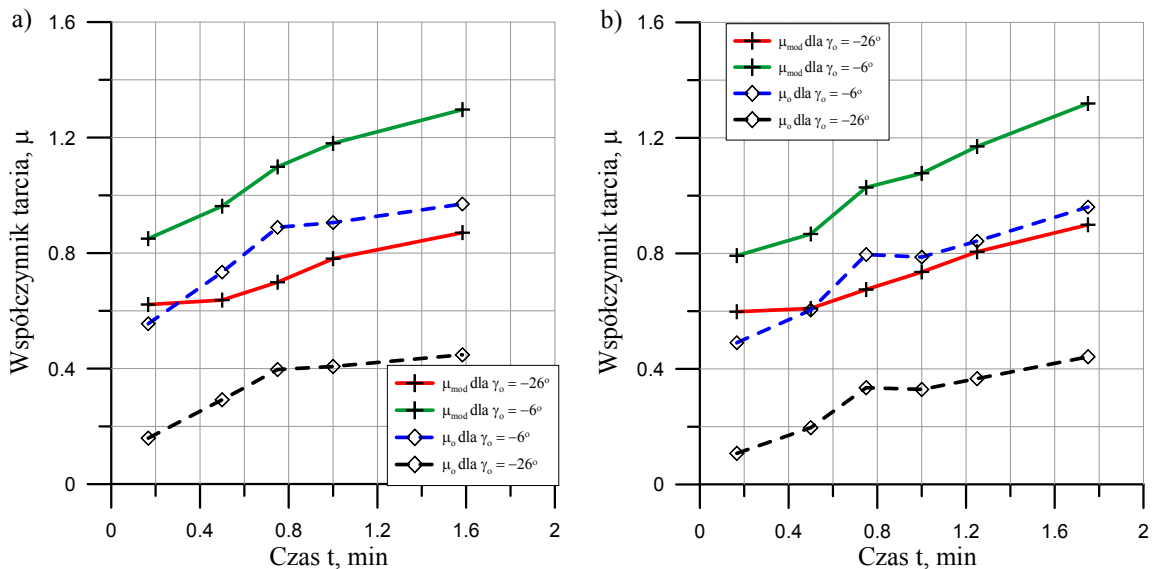
Rys. 5.79. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z Si_3N_4 przy $v_c = 160$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Bardzo podobny charakter wzrostu wartości współczynnika tarcia wraz ze wzrostem prędkości skrawania i zużycia obserwowany jest podczas modelowania wartości współczynnika tarcia dla skrawania ortogonalnego. W przypadku tych przebiegów różnice pomiędzy wartościami końcowymi i początkowymi są niemal identyczne jak w przypadku wartości uzyskanych dla modelu przestrzennego (skrawania skośnego).



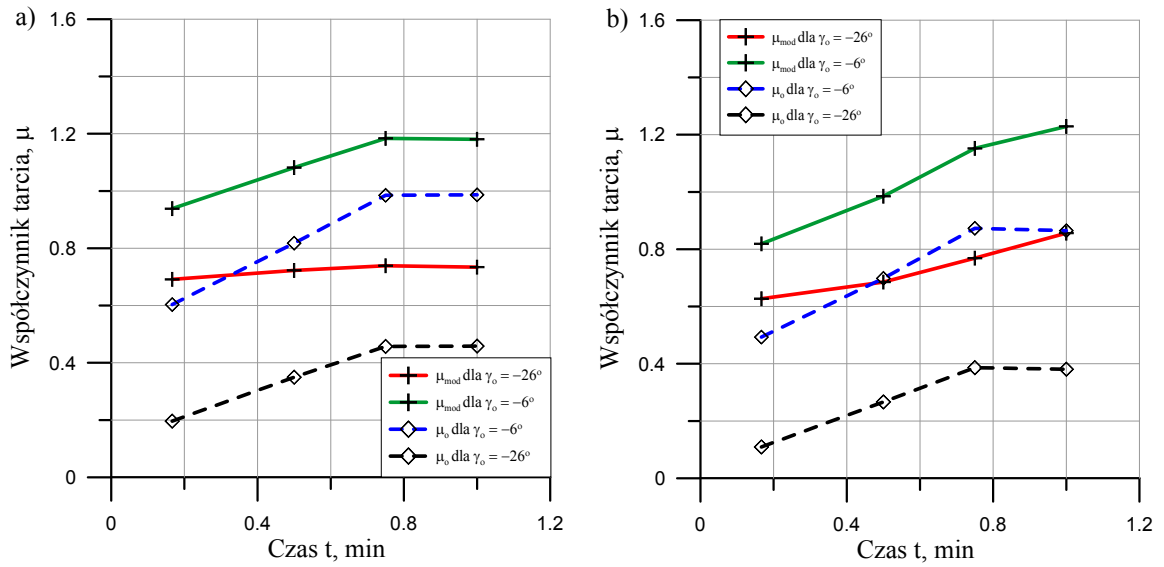
Rys. 5.80. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z Si_3N_4 przy $v_c = 240$ m/min,

a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

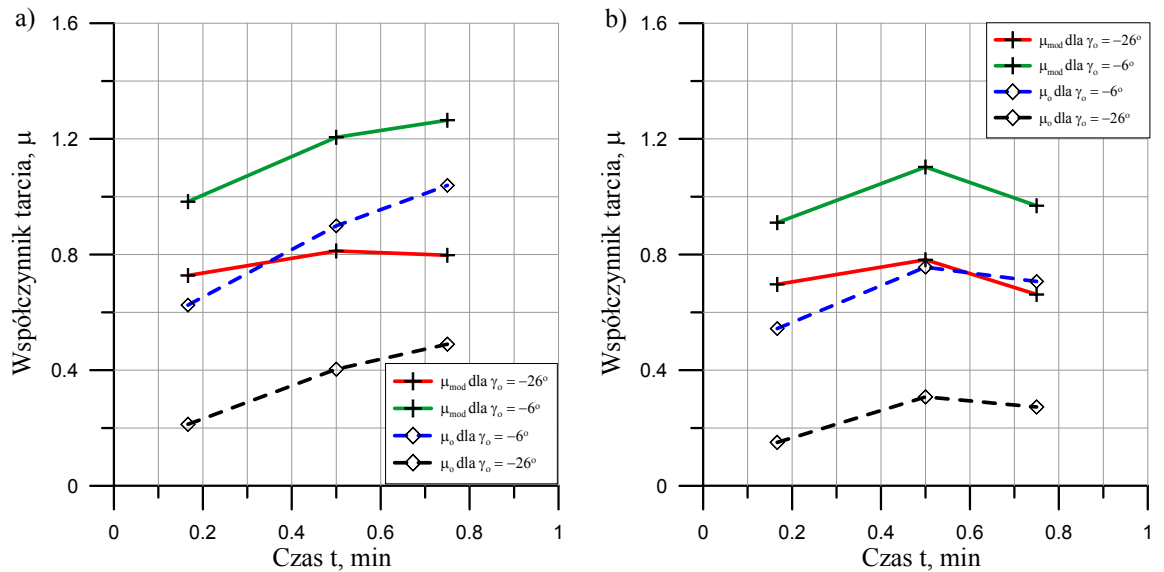


Rys. 5.81. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z Si_3N_4 przy $v_c = 320$ m/min,

a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



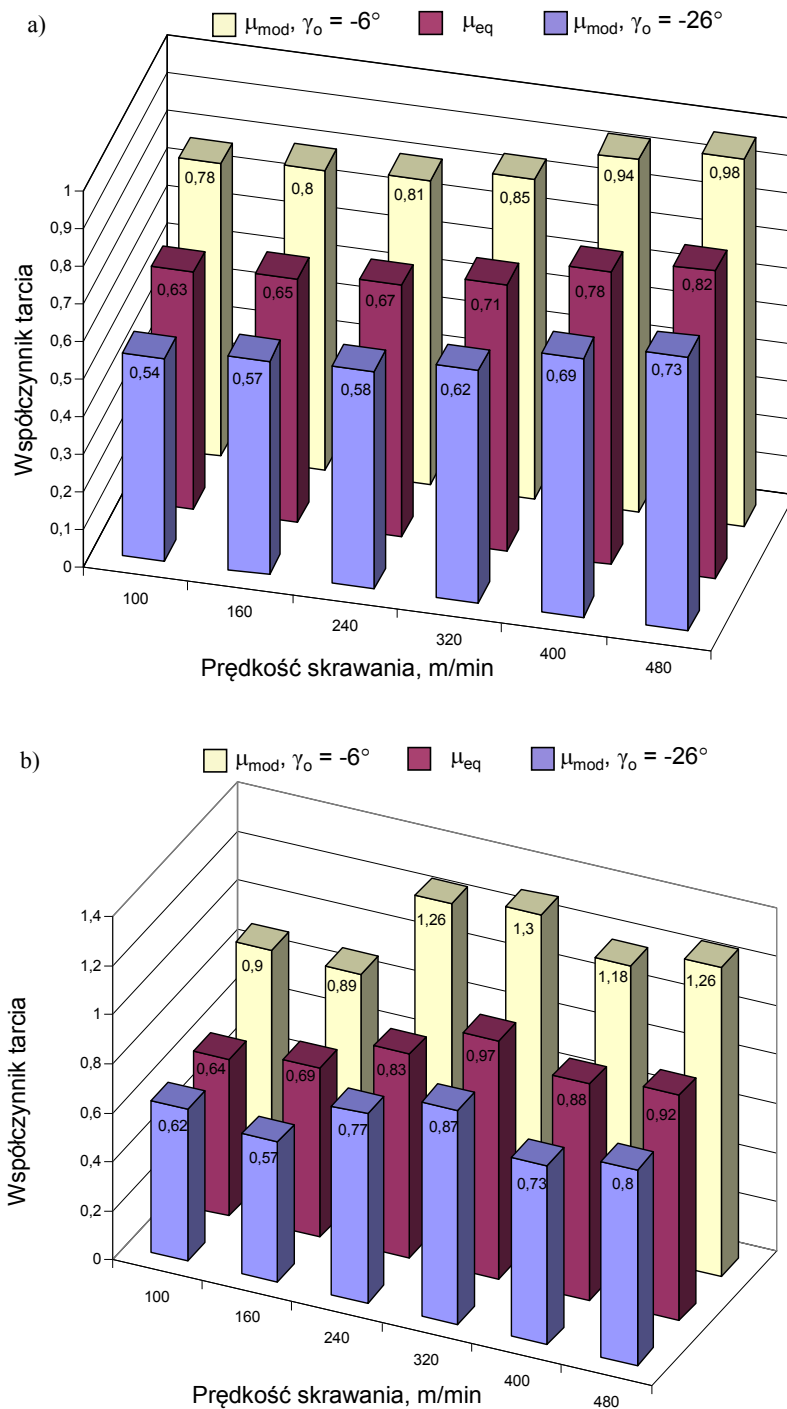
Rys. 5.82. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z Si_3N_4 przy $v_c = 400$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



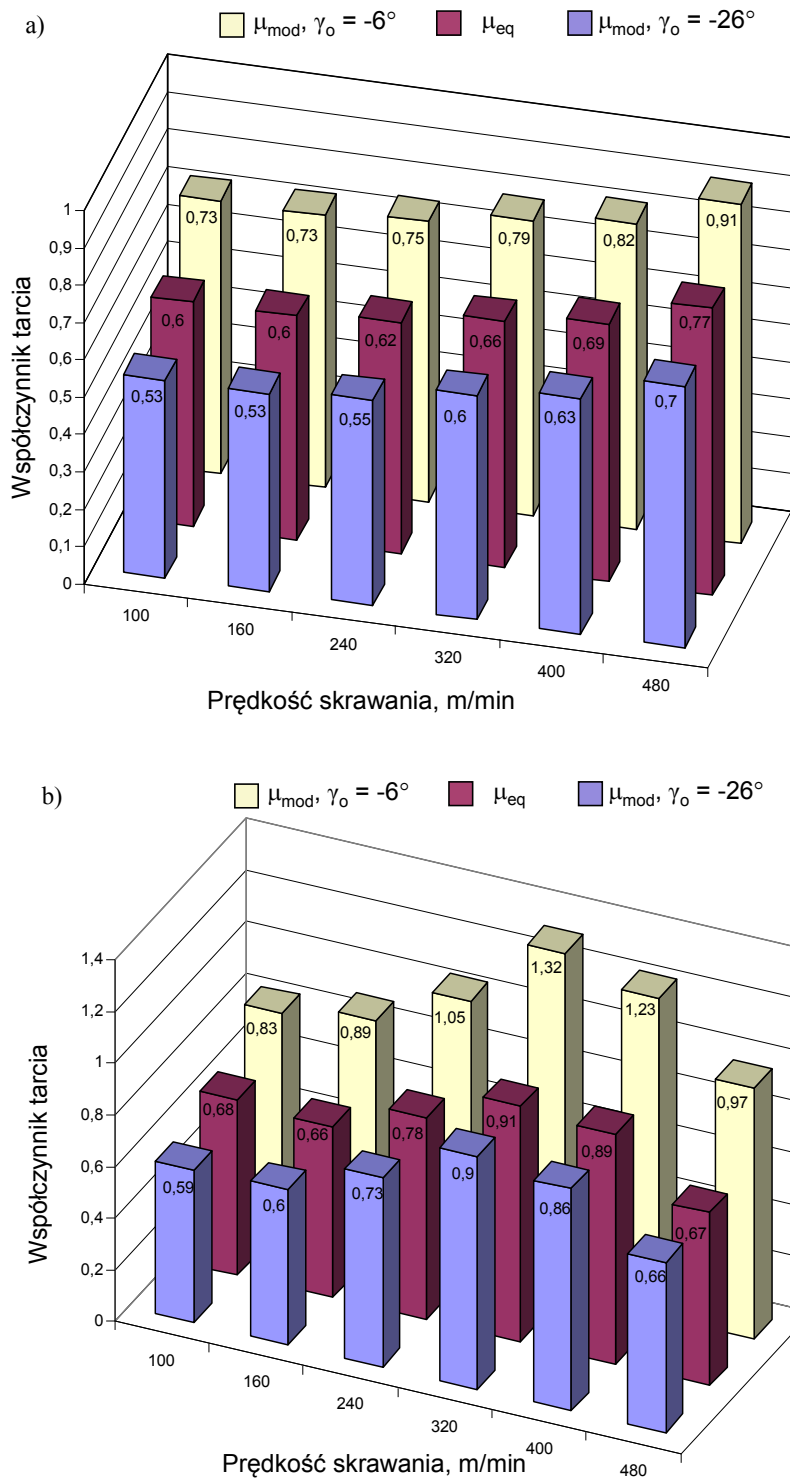
Rys. 5.83. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z Si_3N_4 przy $v_c = 480$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

W celu uwzględnienia wpływu zużycia na wyznaczone z modeli matematycznych wartości współczynnika tarcia $\mu_{mod} = f(t)$ do jego obliczeń została wykorzystana zmierzona rzeczywista wartość kąta powierzchni natarcia po osiągnięciu założonego kryterium VB_C . Do pomiaru profilu krawędzi ostrza został wykorzystany profilografometr Surfscan Somicronic 3J wraz z oprogramowaniem Surfscan umożliwiającym dokonanie pomiaru

charakterystycznych wielkości, m.in. takich jak kąt powierzchni natarcia w mierzonym przekroju czy szerokość pasma zużycia. Wyniki porównania uzyskanych wartości współczynnika tarcia dla ostrza nowego oraz zużytego z wykorzystaniem modelu przestrzennego dla obu wartości kąta natarcia i kąta zastępczego dla posuwu $f = 0,08$ mm/obr przedstawia rys. 5.84 oraz rys. 5.85, a dla posuwu $f = 0,12$ mm/obr.



Rys. 5.84. Zmiany wartości współczynnika tarcia w funkcji prędkości skrawania dla $f = 0,08$ mm/obr
 a) dla nowej krawędzi ostrza skrawającego z Si_3N_4 , b) po osiągnięciu kryterium zużycia



Rys. 5.85. Zmiany wartości współczynnika tarcia w funkcji prędkości skrawania dla $f = 0,12$ mm/obr
 a) dla nowej krawędzi ostrza skrawającego z Si_3N_4 , b) po osiągnięciu kryterium zużycia

Uzyskane wartości zastępczego współczynnika tarcia widoczne na rys. 5.84a oraz 5.85a są w zdecydowanej większości zbliżone do wartości średniej współczynników wyznaczonych modelowo dla kątów natarcia -6° oraz -26° . W przypadku wyznaczonych

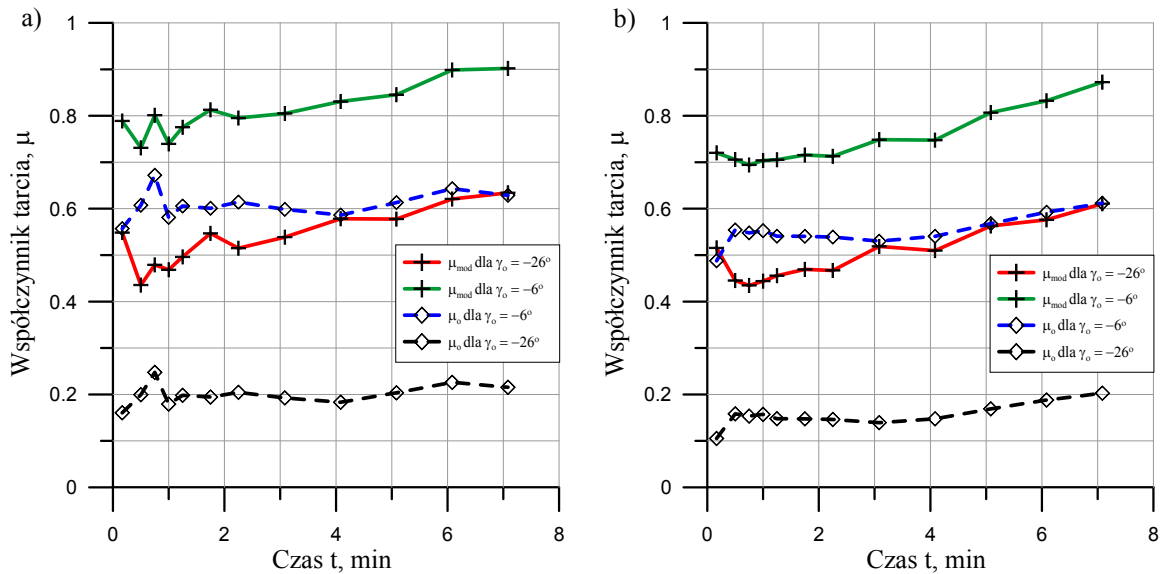
wartości współczynnika tarcia dla chwili, gdy ostrze osiągnęło wartość założonego kryterium zużycia (rys. 5.84b i 5.85b) i kąta $\gamma_0 = -6^\circ$ zauważyć można, że są one znacznie wyższe od początkowych z zastosowaniem do obliczeń przestrzennego modelu procesu. Uzyskane wartości powyżej 1 mogą wskazywać na występowanie w węźle tribologicznym tarcia fizycznie suchego. Po zastosowaniu do obliczeń zmierzonej rzeczywistej wartości kąta natarcia γ_{eq} na powierzchni ostrza skrawającego uzyskane wartości są znacznie niższe i nie sugerują już występowania w strefie kontaktu, tarcia fizycznie suchego. Są one natomiast nieco wyższe, lecz zbliżone do wartości współczynnika μ_{eq} obliczonego dla początkowej chwili próby zużycia ostrza.

Podsumowując uzyskane wyniki badań dla pary tribologicznej $Si_3N_4 - EN-GJS-500-7$ średnia wartość współczynnika tarcia dla zastosowanego w badaniach przedziału prędkości skrawania i znanej geometrii ostrza w chwili początkowej i obrębie pola kontaktu wynosi dla $f = 0,08$ mm/obr - $\mu \approx 0,71$ oraz dla $f = 0,12$ mm/obr - $\mu \approx 0,66$.

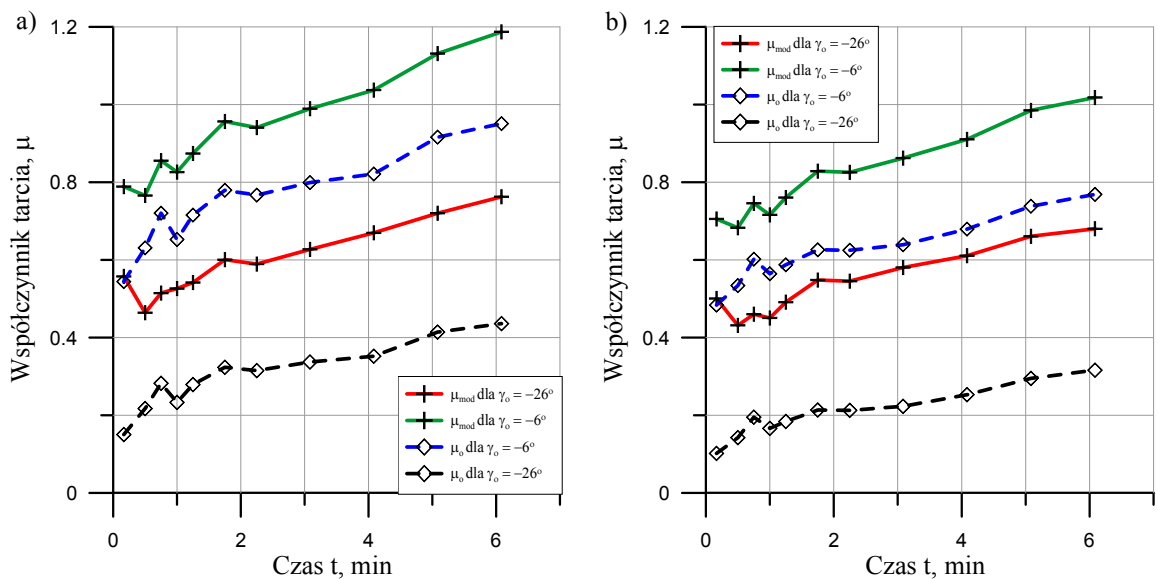
5.2.2.2. Wyniki badań uzyskane dla pary tribologicznej $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN - EN-GJS-500-7$

Wyniki modelowania średniej wartości współczynnika tarcia ślizgowego dla pary tribologicznej *ceramika azotkowa pokrywana – żeliwo sferoidalne* przedstawiają rys. 5.86 ÷ 5.93. Uzyskane wyniki są bardzo zbliżone do wyników modelowania tarcia dla pary tribologicznej $Si_3N_4 - EN-GJS-500-7$. Zarówno charakter przebiegów zmian współczynników tarcia jak i wpływ prędkości skrawania oraz posuwu są niemal na identycznym poziomie. W przypadku zakresu prędkości skrawania 100 ÷ 240 m/min i posuwu 0,08 mm/obr wartości początkowe współczynnika tarcia są takie same. Dla $\gamma_0 = -6^\circ$ i prawie nie zużytej krawędzi skrawającej (po 10 s skrawania) wynoszą $\mu_{mod} \approx 0,8$ natomiast przy $\gamma_0 = -26^\circ$ - $\mu_{mod} \approx 0,57$. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania wartości początkowe współczynnika tarcia wzrastają każdorazowo o około 0,1 i dla $v_c = 480$ m/min - $\mu_{mod} = 1,04$. dla $\gamma_0 = -6^\circ$ oraz $\mu_{mod} = 0,8$. dla $\gamma_0 = -6^\circ$.

Bardzo małe i zbliżone wartości początkowe współczynnika tarcia zostały uzyskane stosując ortogonalny model procesu. Przy kącie natarcia $\gamma_0 = -26^\circ$ wartości współczynnika tarcia dla całego zakresu stosowanych prędkości skrawania zawierają się w przedziale $\mu_{mod} = 0,15 \div 0,2$, natomiast w przypadku kąta $\gamma_0 = -6^\circ$ przedział ten wynosi $\mu_{mod} = 0,54 \div 0,61$.



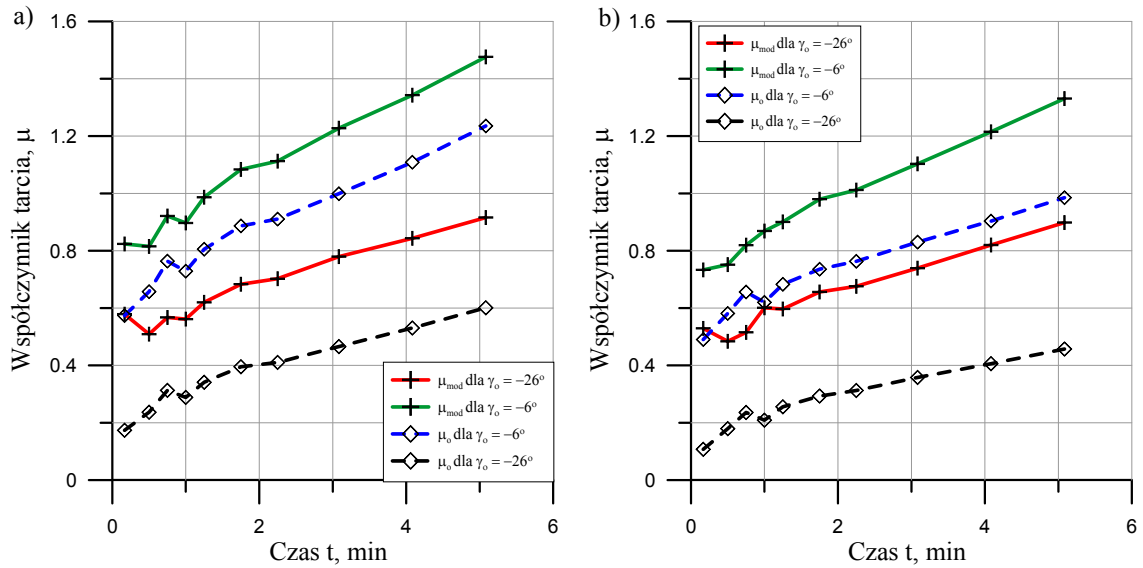
Rys. 5.86. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z $\text{Si}_3\text{N}_4+\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ przy $v_c = 100$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



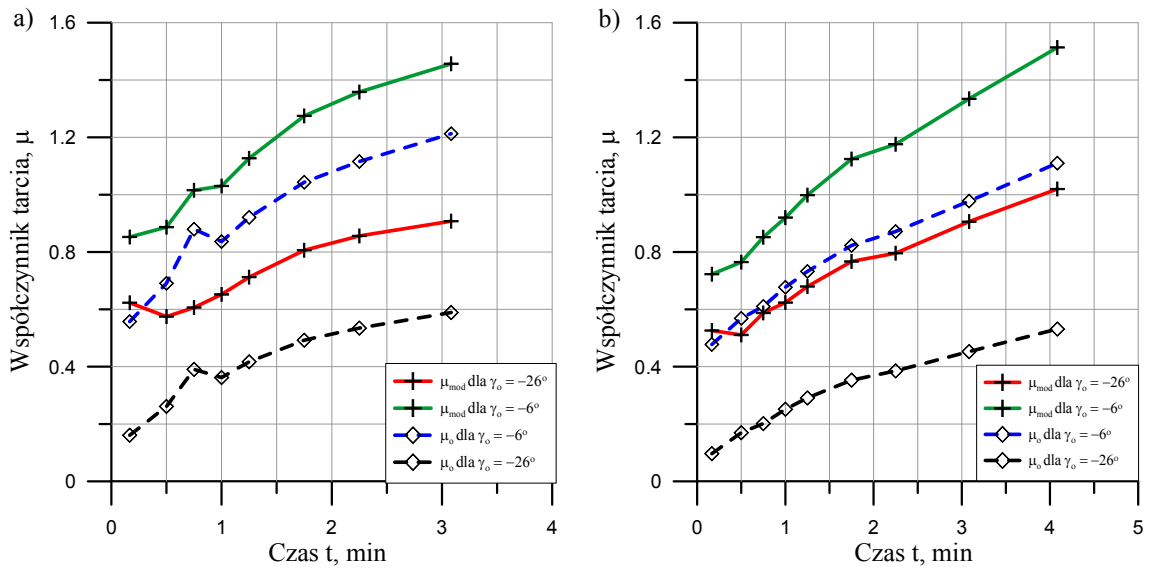
Rys. 5.87. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z $\text{Si}_3\text{N}_4+\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ przy $v_c = 160$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Wraz ze wzrostem prędkości skrawania dla badanej pary tribologicznej obserwowany jest bardzo znaczny wzrost wartości współczynnika tarcia, równoległe ze wzrostem zużycia ostrza skrawającego, zauważalny już od $v_c = 160$ m/min. Uzyskane wartości współczynnika tarcia znacznie przekraczają 1, a w porównaniu z wartością początkową wyznaczoną przy $v_c = 400$ i 480 m/min są niemal dwukrotnie wyższe. Wzrost

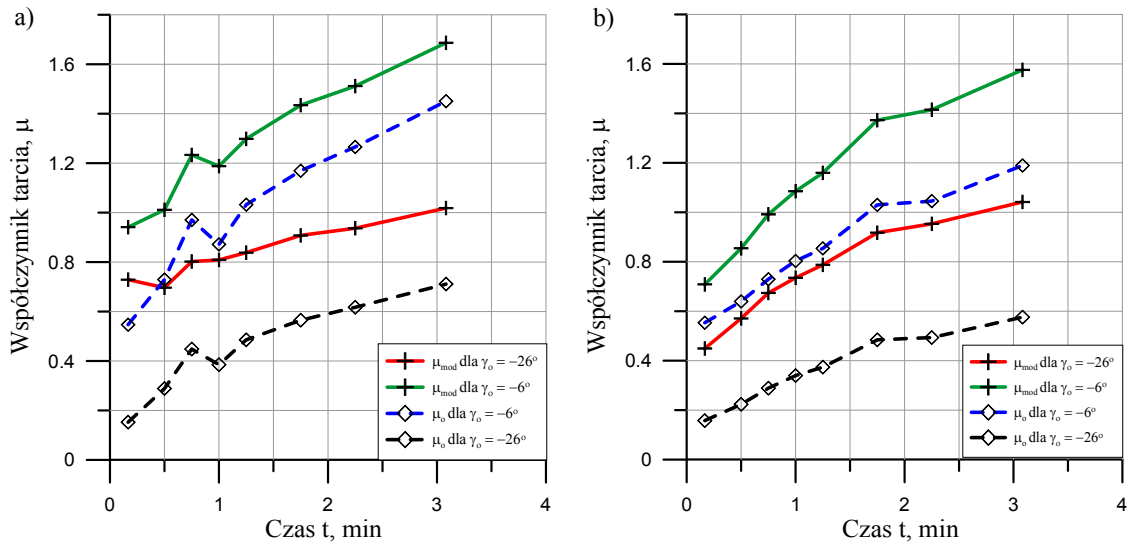
wartości współczynnika tarcia powyżej $\mu = 1$ dla ostrzy skrawających z posuwem 0,08 mm/obr i prędkością 160 m/min nastąpił przy $VB_C \approx 0,2$ mm, dla $v_c = 240$ m/min przy $VB_C \approx 0,17$ mm, dla $v_c = 320, 400$ i 480 m/min przy $VB_C \approx 0,1$ mm.



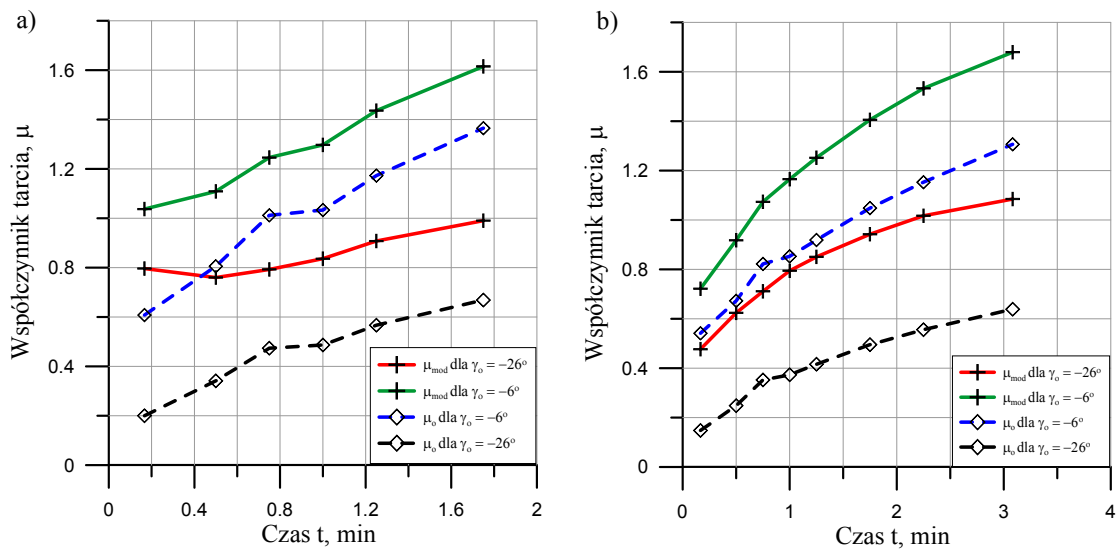
Rys. 5.88. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$ przy $v_c = 240$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



Rys. 5.89. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z $Si_3N_4+Al_2O_3/TiN$ przy $v_c = 320$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



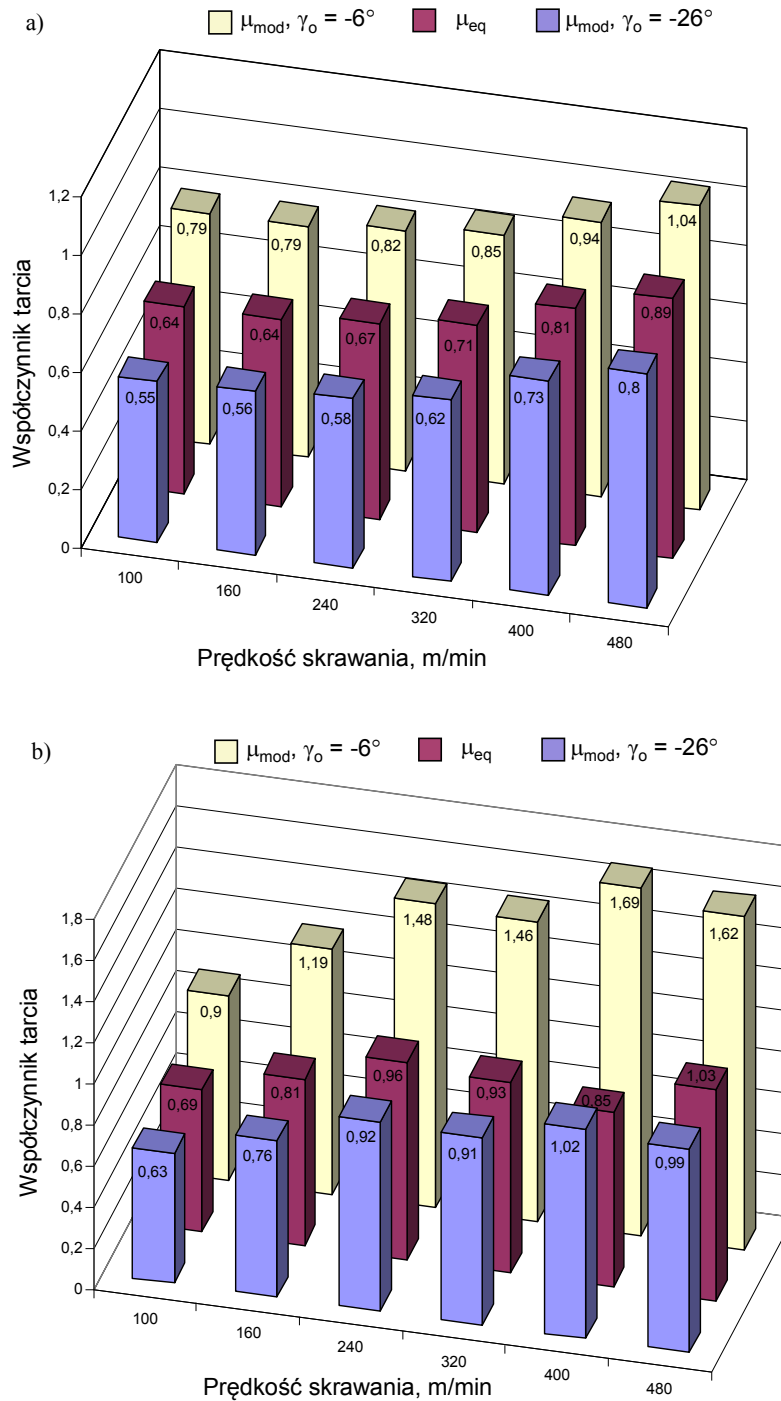
Rys. 5.90. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z $\text{Si}_3\text{N}_4+\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ przy $v_c = 400$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



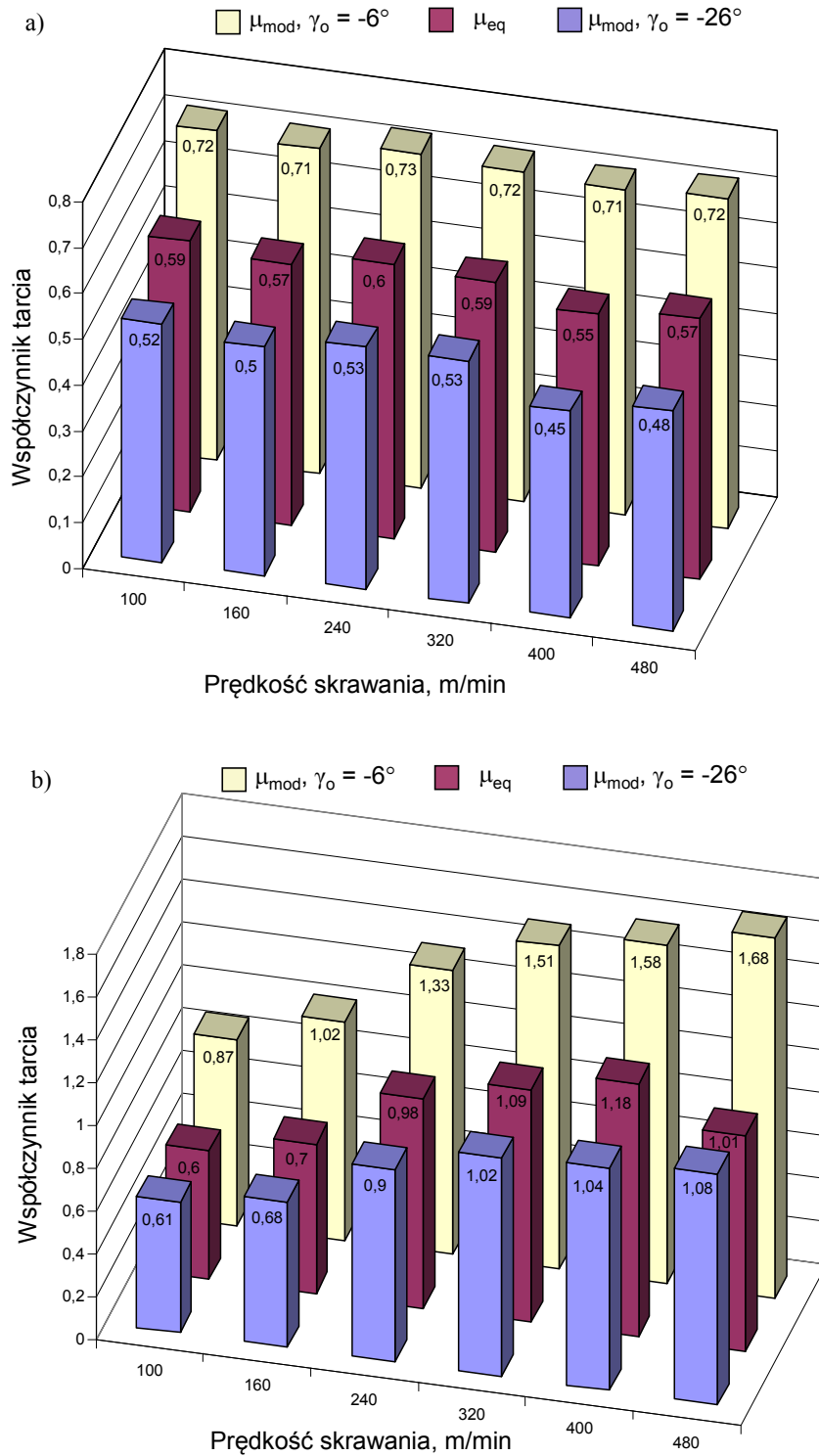
Rys. 5.91. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z $\text{Si}_3\text{N}_4+\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ przy $v_c = 480$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Porównując przedstawione na rys. 5.92a zestawienie wartości początkowych współczynnika tarcia uzyskanych z zastosowaniem modelu przestrzennego przy obu wartościach kąta natarcia oraz zastępczego kąta natarcia dla ostrza z pokrywanej ceramiki azotkowej z odpowiednią wartością uzyskaną dla ostrza z Si_3N_4 na rys. 5.84a można zauważyć, że są bardzo zbliżone zarówno, co do wartości jak i charakteru zmian w funkcji prędkości skrawania. Z kolei porównanie wartości uzyskanych, gdy wskaźnik zużycia VB_C osiągnął założone kryterium na rys. 5.84b i 5.92b, wskazuje na wzrost modelowych wartości współczynnika tarcia dla ostrza z powłokami ochronnymi (rys. 5.92b)

uzyskanymi zarówno dla kąta $\gamma_o = -6^\circ$ jak i $\gamma_o = -26^\circ$. Uzyskane wartości zastępczego współczynnika tarcia dla ostrza z $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Al}_2\text{O}_3+\text{TiN}$ pracującego z posuwem 0,08 mm/obr również są wyższe od wartości uzyskanych dla ostrza z Si_3N_4 . Dla prędkości skrawania 100 i 160 m/min $\mu \approx 0,8$, a dla zakresu prędkości 320 ÷ 480 m/min jest zbliżony do 1, co może świadczyć o wystąpieniu tarcia fizycznie suchego w analizowanym węzle tarcia.



Rys. 5.92. Zmiany wartości współczynnika tarcia w funkcji prędkości skrawania dla $f = 0,08$ mm/obr
 a) dla nowej krawędzi ostrza skrawającego z $\text{Si}_3\text{N}_4+\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$, b) po osiągnięciu kryterium zużycia



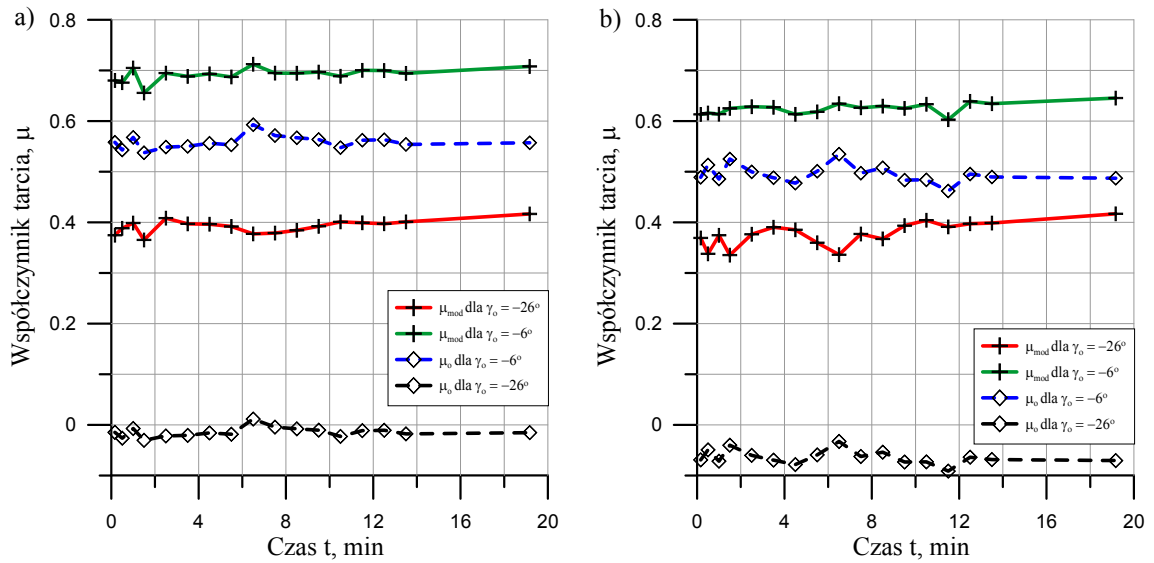
Rys. 5.93. Zmiany wartości współczynnika tarcia w funkcji prędkości skrawania dla $f = 0,12$ mm/obr
 a) dla nowej krawędzi ostrza skrawającego z $\text{Si}_3\text{N}_4 + \text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$, b) po osiągnięciu kryterium zużycia

W przypadku badanej pary tribologicznej $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiN} - \text{EN-GJS-500-7}$ uzyskane średnie wartości współczynnika tarcia wynoszą dla badanego zakresu prędkości skrawania $\mu \approx 0,89$ dla posuwu 0,08 mm/obr oraz $\mu \approx 0,93$ dla posuwu 0,12 mm/obr

Podsumowując uzyskane wyniki dla ostrzy z ceramiki azotkowej zauważyć można, że największy wpływ na wartość współczynnika tarcia ma prędkość skrawania oraz posuw. Wyniki badań wykazały, że wraz ze wzrostem prędkości skrawania wzrasta wartość współczynnika tarcia. Wpływ posuwu jest zmienny i trudny w ocenie, ponieważ dla ostrza z niepokrywanej ceramiki azotkowej wartości współczynnika tarcia maleją wraz z jego wzrostem, a w przypadku ceramiki pokrywanej wartości wzrastają. Możliwym istotnym czynnikiem powodującym wzrost wartości współczynnika tarcia w procesie skrawania dla ostrzy z ceramiki pokrywanej jest postępujące w czasie zużycie ostrza skrawającego powodujące wzrost wartości sił. Prawie niewidoczny podczas modelowania jest natomiast bezpośredni wpływ zastosowanej powłoki ochronnej z tlenku aluminium i azotku tytanu nałożonej na podłoże z ceramiki azotkowej na wartości współczynnika tarcia. Możliwym powodem braku widocznego oddziaływania warstw powłoki było ich szybkie usuwanie (odrywanie) wraz z powstającym narostem na ostrzu skrawającym, a nie stopniowe ścieranie. Odrywana powłoka powodowała powstanie ostrych krawędzi na granicy jej nieciągłości, a tym samym mogła zwiększyć opór przemieszczającemu się po powierzchni natarcia ostrza skrawającego wiórowi. Przełożyło się to z kolei na zmianę wartości zarejestrowanych sił i w konsekwencji współczynnik tarcia.

5.2.2.3. Wyniki badań uzyskane dla pary tribologicznej CBN – EN-GJS-500-7

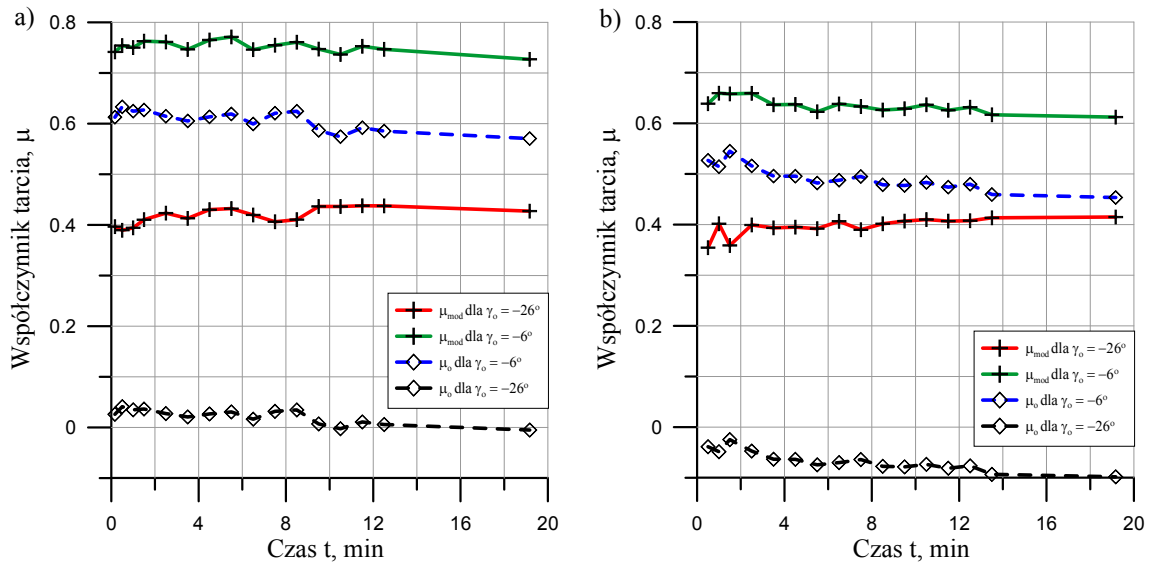
Zdecydowanie odmienny charakter przebiegu modelowych wartości współczynnika tarcia w porównaniu z ostrzami z ceramiki azotkowej zaobserwowano dla ostrza z CBN. Zasadniczymi różnicami w porównaniu z ceramiką azotkową, widocznymi na rys. 5.94 ÷ 5.99, jest równomierny i stabilny przebieg uzyskanych wartości. Uzyskane wartości współczynnika tarcia z wykorzystaniem modelu przestrzennego i ortogonalnego dla ostrza skrawającego z posuwem 0,08 mm/obr, w całym zakresie stosowanych prędkości skrawania, w chwili rozpoczęcia testów wyniosły dla $\gamma_o = -36^\circ$ - $\mu_{mod} = 0,37 \div 0,41$ i $\mu_o = -0,01 \div 0,03$, natomiast dla $\gamma_o = -6^\circ$ - $\mu_{mod} = 0,68 \div 0,76$ i $\mu_o = 0,56 \div 0,62$. W przypadku ostrza skrawającego z posuwem 0,12 mm/obr uzyskane wartości początkowe są nieznacznie niższe w porównaniu z posuwem 0,08 mm/obr. Wartości uzyskane z wykorzystaniem obu modeli oraz kątów natarcia wyniosły kolejno: dla $\gamma_o = -36^\circ$ - $\mu_{mod} = 0,35 \div 0,41$ i $\mu_o = -0,07 \div -0,04$, natomiast dla $\gamma_o = -6^\circ$ - $\mu_{mod} = 0,61 \div 0,68$ i $\mu_o = 0,49 \div 0,53$



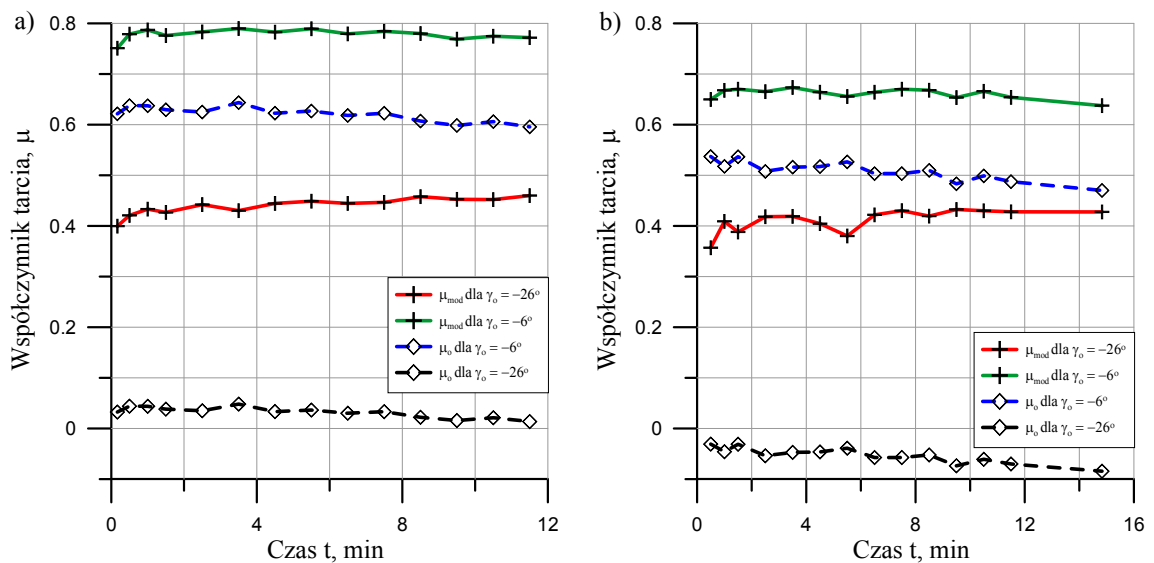
Rys. 5.94. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z CBN przy $v_c = 100$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Bardzo interesującym zjawiskiem są ujemne wartości współczynnika tarcia dla ortogonalnego modelu procesu. Sytuacja taka może mieć miejsce w szczególnych przypadkach, gdy kąt tarcia jest mniejszy od kąta natarcia ostrza skrawającego (również podczas skrawania ortogonalnego), co łatwo można dostrzec analizując równanie (6). Ponieważ kąt tarcia jest wyznaczany w oparciu o wartości zarejestrowanych sił, zależy więc on od ich stosunku, co w przypadku ostrza z CBN skutkowało ujemną wartością współczynnika tarcia.

Zgodnie z powyższym, zastosowanie do wyznaczania wartości współczynnika tarcia w procesie skrawania nieswobodnego modelu ortogonalnego jest niezasadne i niewłaściwe, czego efektem są przedstawione uzyskane często zaniżone oraz ujemne wartości współczynnika tarcia ślizgowego. Powyższe stwierdzenie potwierdzają wyniki badań doświadczalnych przeprowadzone na tribometrze przedstawione w rozdz. 5.2.3.

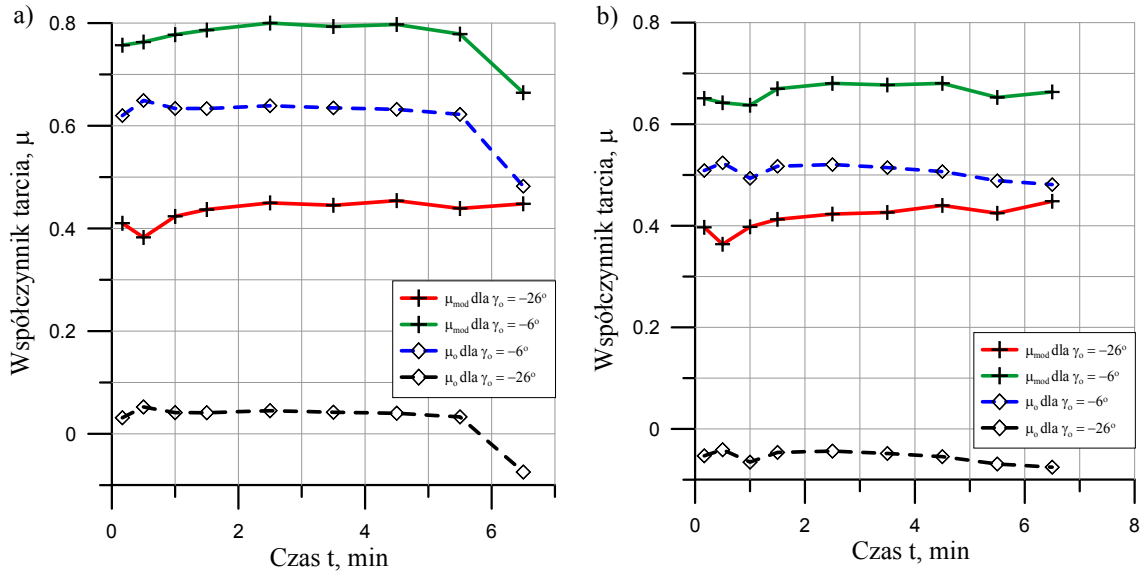


Rys. 5.95. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z CBN przy $v_c = 160$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

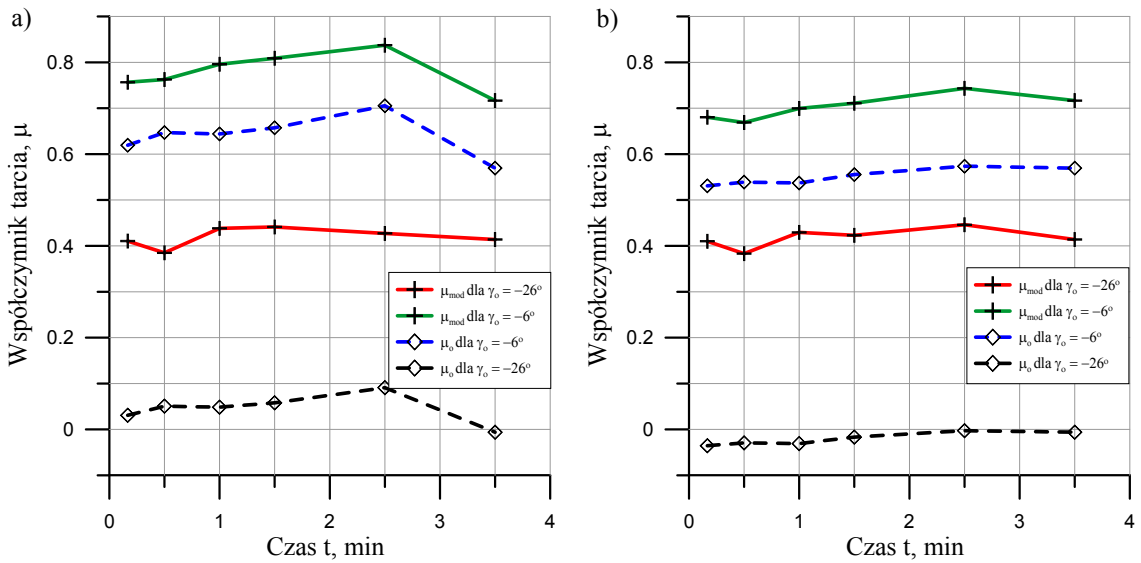


Rys. 5.96. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z CBN przy $v_c = 240$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

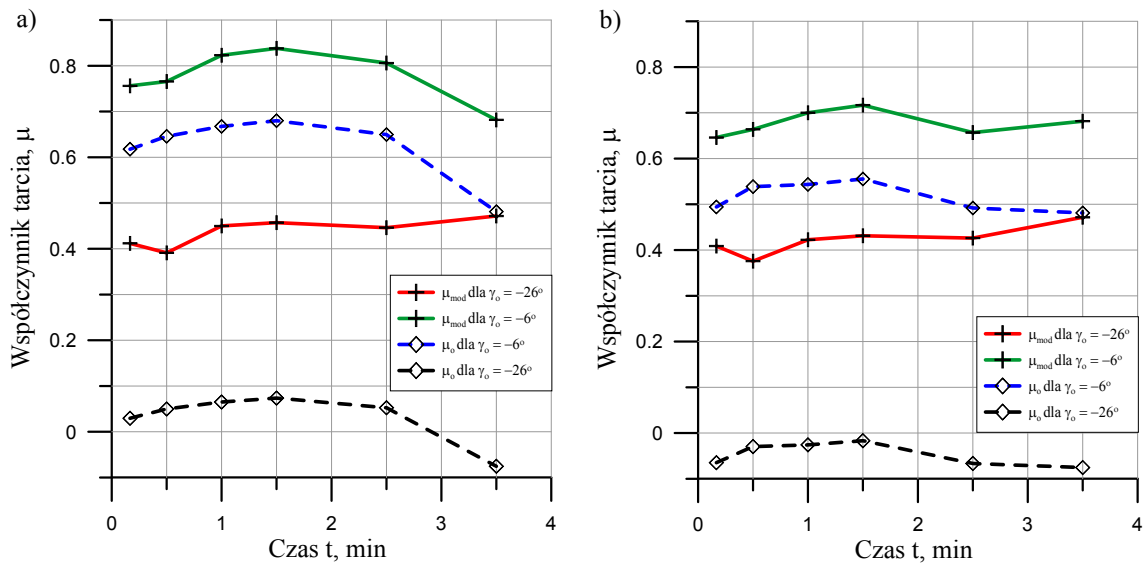
Analizując przebiegi zmian modelowych wartości współczynnika tarcia przedstawione na rys. 5.97 do 5.99 zauważyć można, że pomimo wzrastającego z czasem zużycia uzyskane w końcowej fazie pracy ostrza z posuwem 0,08 mm/obr (przed osiągnięciem założonego kryterium) wartości współczynnika tarcia maleją w stosunku do wartości początkowych.



Rys. 5.97. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z CBN przy $v_c = 320$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



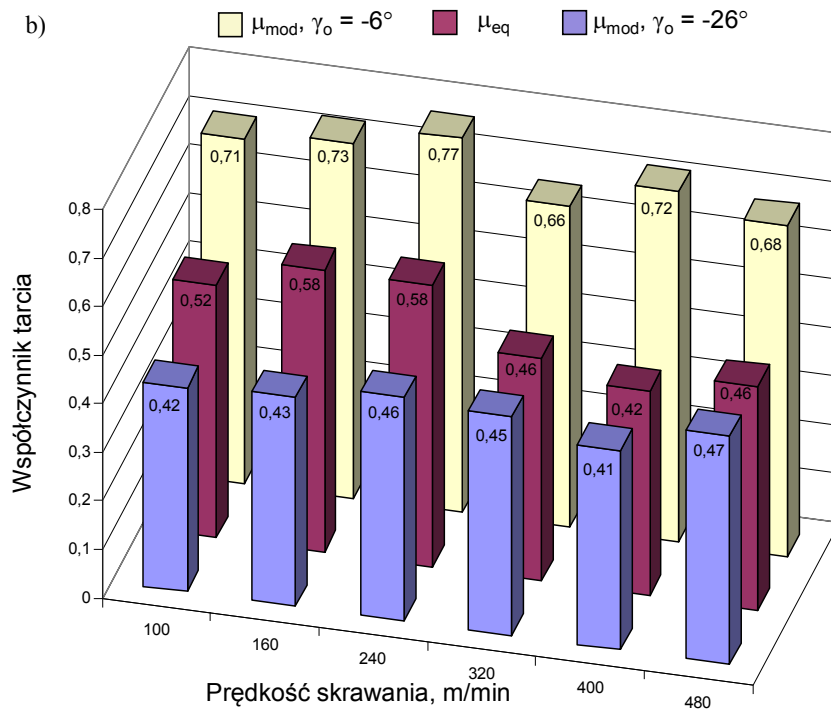
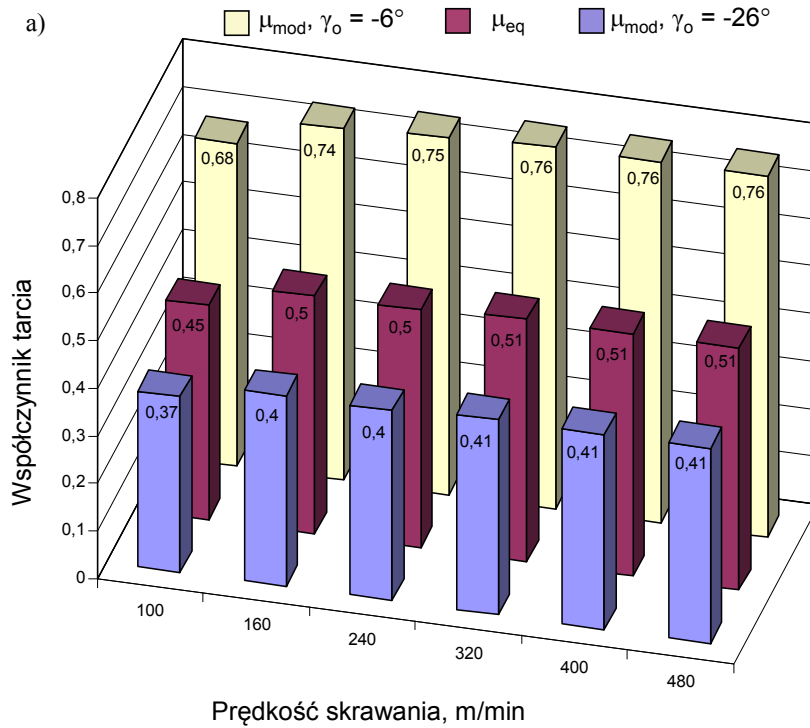
Rys. 5.98. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z CBN przy $v_c = 400$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr



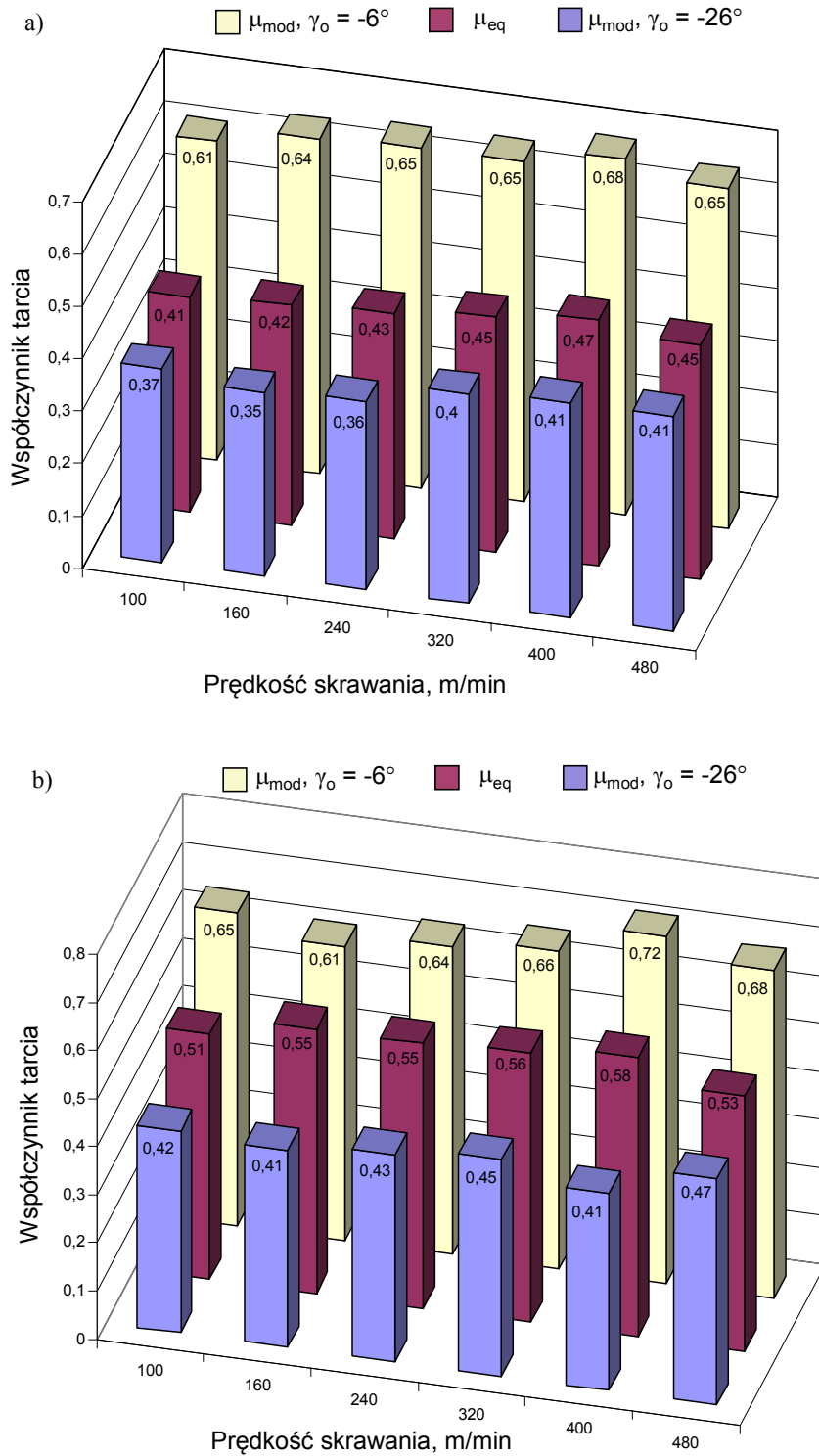
Rys. 5.99. Wpływ kąta natarcia na wartość współczynnika tarcia obliczonego proponowanym modelem przestrzennym i klasycznym ortogonalnym dla ostrza skrawającego z CBN przy $v_c = 480$ m/min, a) $f = 0,08$ mm/obr, b) $f = 0,12$ mm/obr

Przedstawiona na rys. 5.100a analiza początkowych wartości współczynnika tarcia (dla nieużytej krawędzi skrawającej) ostrza z CBN pracującego z posuwem $f = 0,08$ mm/obr wykazała brak wpływu prędkości skrawania na jego wartość. Dla całego badanego zakresu v_c wartości współczynnika są stałe. Również po osiągnięciu kryterium zużycia (rys. 5.100b) uzyskane wartości modelowe oraz zastępcze współczynnika tarcia są bardzo zbliżone względem siebie oraz względem wartości początkowych. Dla badanej pary tribologicznej CBN – EN-GJS-500-7 podczas pracy z posuwem $f = 0,08$ mm/obr i całego zakresu prędkości skrawania średnia wartość współczynnika tarcia ślizgowego wyznaczonego na powierzchni natarcia ostrza skrawającego wynosi około $\mu \approx 0,5$.

W przypadku ostrza z CBN skrawającego posuwem $f = 0,12$ mm/obr uzyskane wartości współczynnika tarcia przy wykorzystaniu modelu przestrzennego oraz zastępczej wartości kąta natarcia są niższe w chwili początkowej średnio o około 0,1 względem wartości uzyskanych po osiągnięciu kryterium zużycia. Podobnie jak dla ostrza z CBN pracującego z posuwem 0,08 mm/obr brak jest widocznego wpływu prędkości skrawania na wartości współczynnika tarcia, które w całym zakresie prowadzonych testów zużycia są bardzo zbliżone do siebie. Dla pary tribologicznej CBN – EN-GJS-500-7 pracującej przy posuwie 0,12 mm/obr wyznaczona średnia wartość współczynnika tarcia ślizgowego na powierzchni natarcia ostrza wynosi $\mu \approx 0,45$.



Rys. 5.100. Zmiany wartości współczynnika tarcia w funkcji prędkości skrawania dla $f = 0,08$ mm/obr
 a) dla nowej krawędzi ostrza skrawającego z CBN, b) po osiągnięciu kryterium zużycia

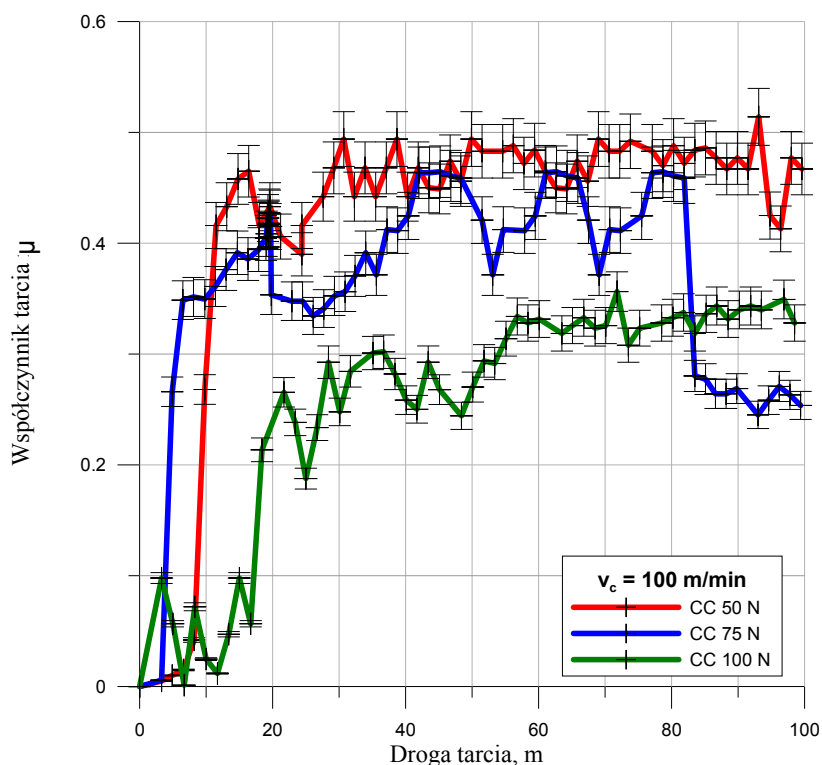


Rys. 5.101. Zmiany wartości współczynnika tarcia w funkcji prędkości skrawania dla $f = 0,12$ mm/obr
 a) dla nowej krawędzi ostrza skrawającego z CBN, b) po osiągnięciu kryterium zużycia

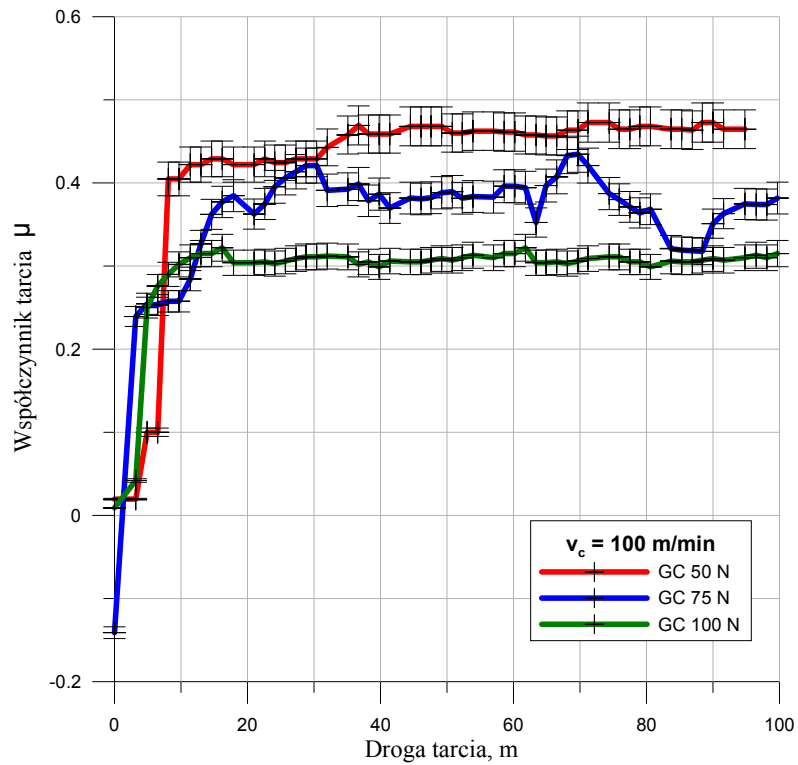
5.2.3. Wyniki badań testów tribologicznych

Wyniki przeprowadzonych prób tarcia ślizgowego na tribometrze typu „*pin-on-disk*” dla prędkości poślizgu $v_s = 100, 160, 240$ m/min przedstawiono na rys. 5.102 ÷ 5.110. Ich celem było doświadczalne wyznaczenie wartości współczynnika tarcia dla badanych par tribologicznych $Si_3N_4 - EN-GJS-500-7$, $Si_3N_4/Al_2O_3+TiN - EN-GJS-500-7$ oraz $CBN - EN-GJS-500-7$. Dla każdej z badanych par tribologicznych badania tarcia zostały przeprowadzone trzykrotnie, przy trzech różnych wartościach siły normalnej tab. 4.2.

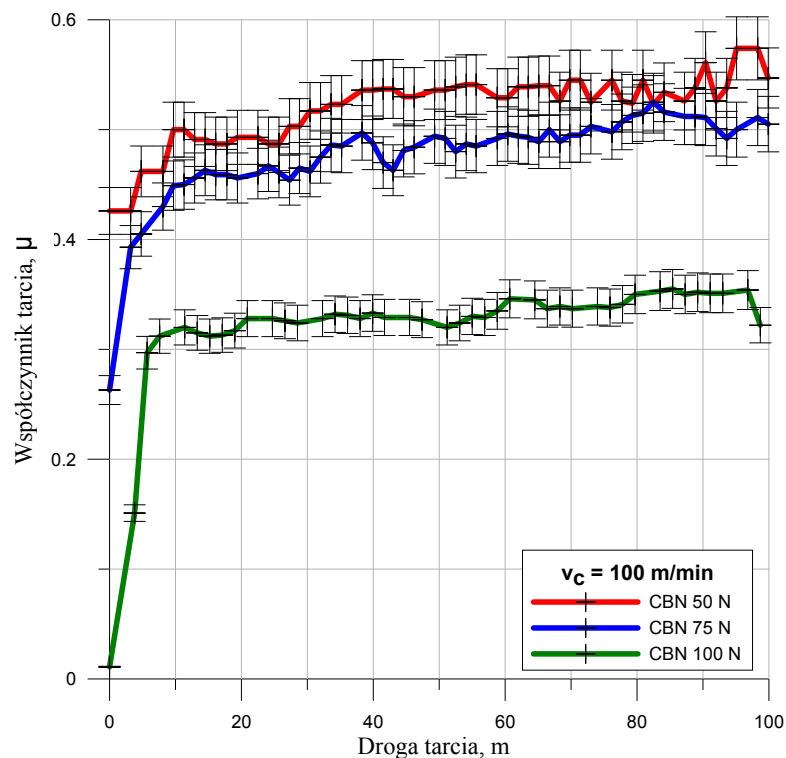
Analizując wpływ siły docisku (siły normalnej) trzpienia do tarczy z żeliwa sferoidalnego zauważyć można, że wraz z jej wzrostem uzyskane wartości współczynnika tarcia ślizgowego maleją. Widoczne na rys. 5.102 ÷ 5.104 przebiegi zmian wartości współczynnika tarcia ślizgowego dla badanych par tribologicznych wykazały, że średnie jego wartości wyznaczone z ustabilizowanej części zarejestrowanych przebiegów dla niepokrywanej i pokrywanej ceramiki azotkowej wynoszą $\mu \approx 0,47$ przy $F_N = 50$ N, $\mu \approx 0,40$ przy $F_N = 75$ N oraz $\mu \approx 0,30$ przy $F_N = 100$ N, natomiast dla regularnego azotku boru $\mu \approx 0,53$ przy $F_N = 50$ N, $\mu \approx 0,48$ przy $F_N = 75$ N oraz $\mu \approx 0,30$ przy $F_N = 100$ N.



Rys. 5.102. Wpływ wartości siły normalnej na wartość współczynnika tarcia ślizgowego dla pary tribologicznej *ceramika azotkowa – żeliwo sferoidalne* przy prędkości poślizgu 100 m/min

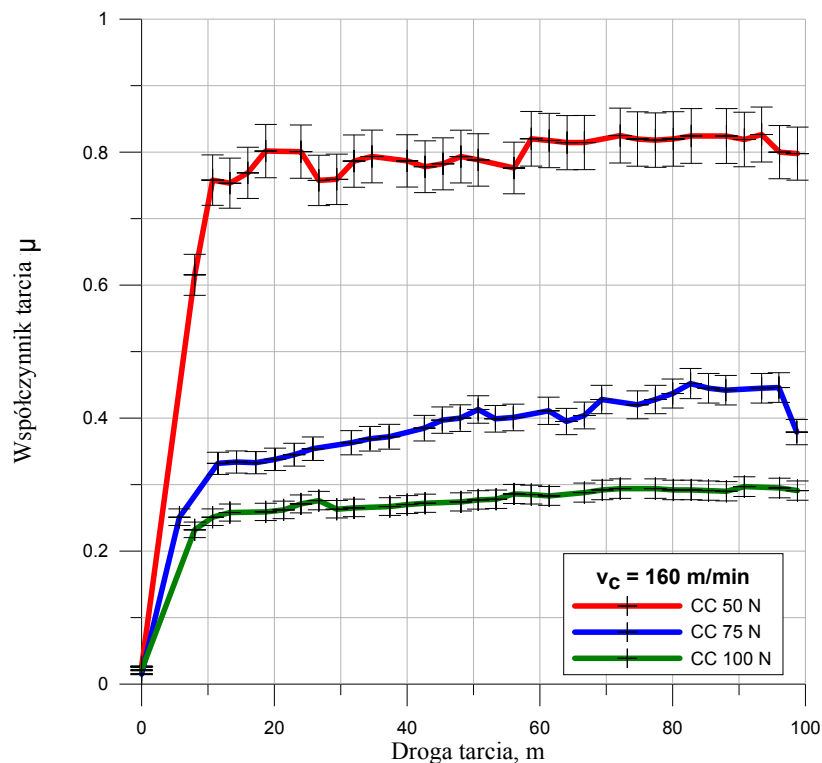


Rys. 5.103. Wpływ wartości siły normalnej na wartość współczynnika tarcia ślizgowego dla pary tribologicznej *pokrywana ceramika aztkowa – żeliwo sferoidalne* przy prędkości poślizgu 100 m/min

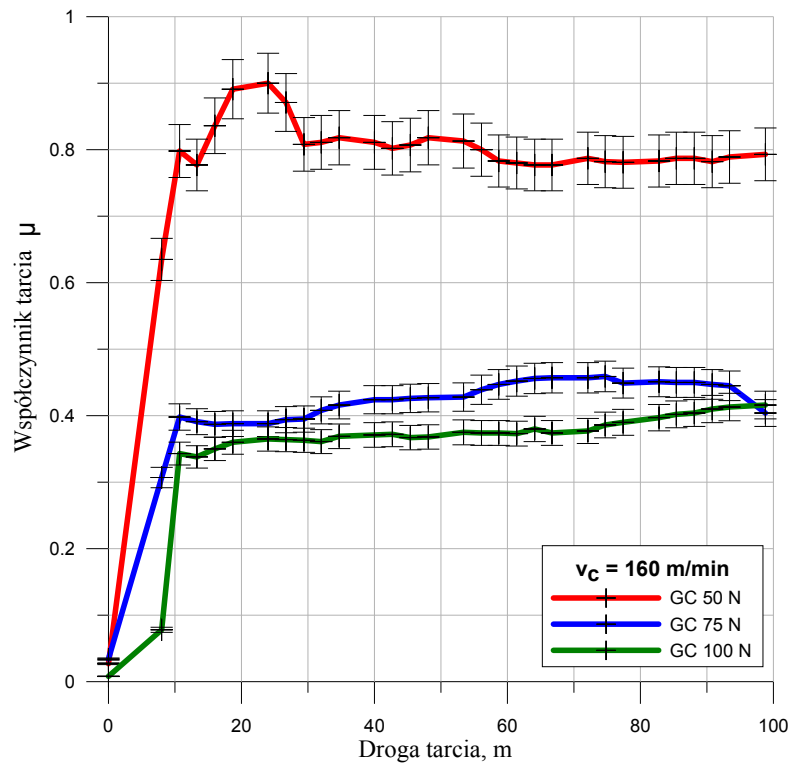


Rys. 5.104. Wpływ wartości siły normalnej na wartość współczynnika tarcia ślizgowego dla pary tribologicznej *regularny azotek boru – żeliwo sferoidalne* przy prędkości poślizgu 100 m/min

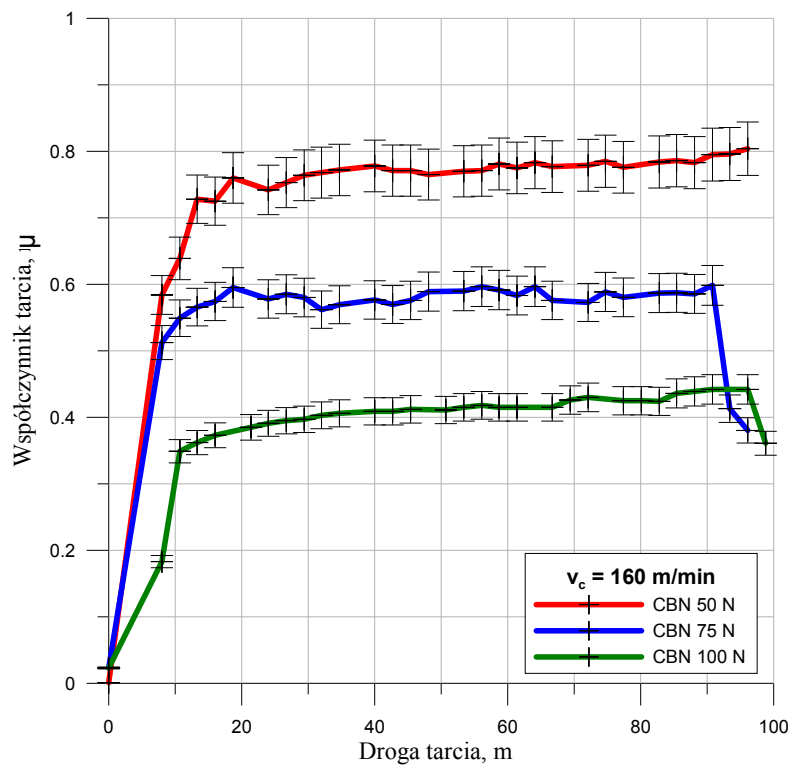
Najwyższe wartości współczynnika tarcia ślizgowego dla wszystkich badanych próbek zostały uzyskane podczas testów przy prędkości ślizgowej 160 m/min i wartości siły normalnej $F_N = 50$ N. Dla próbek z niepokrywanej i pokrywanej ceramiki azotkowej wartość ta wyniosła $\mu \approx 0,8$, natomiast dla próbki z CBN $\mu \approx 0,75$. Podobnie jak w przypadku otrzymanych wyników podczas modelowania tarcia w procesie skrawania z zastosowaniem analitycznego modelu przestrzennego, również badania doświadczalne z wykorzystaniem tribometru nie wykazały wpływu zastosowanej powłoki ochronnej z warstw tlenku aluminium i azotku tytanu nałożonych na podłoże z azotku krzemu, na wartość współczynnika tarcia ślizgowego. Większość z uzyskanych charakterystyk tarciovych dla badanych par tribologicznych widocznych na rys. 5.102 ÷ 5.110 mają charakter monotonicznie rosnących wraz z przyrostem drogi tarcia. Wyjątek stanowią przebiegi uzyskane dla niepokrywanej ceramiki azotkowej przy prędkości poślizgu 100 m/min (rys. 5.102) i obciążeniu próbki 75 i 100 N, dla których widoczne są znaczne fluktuacje jego wartości w całym zakresie prowadzonej próby.



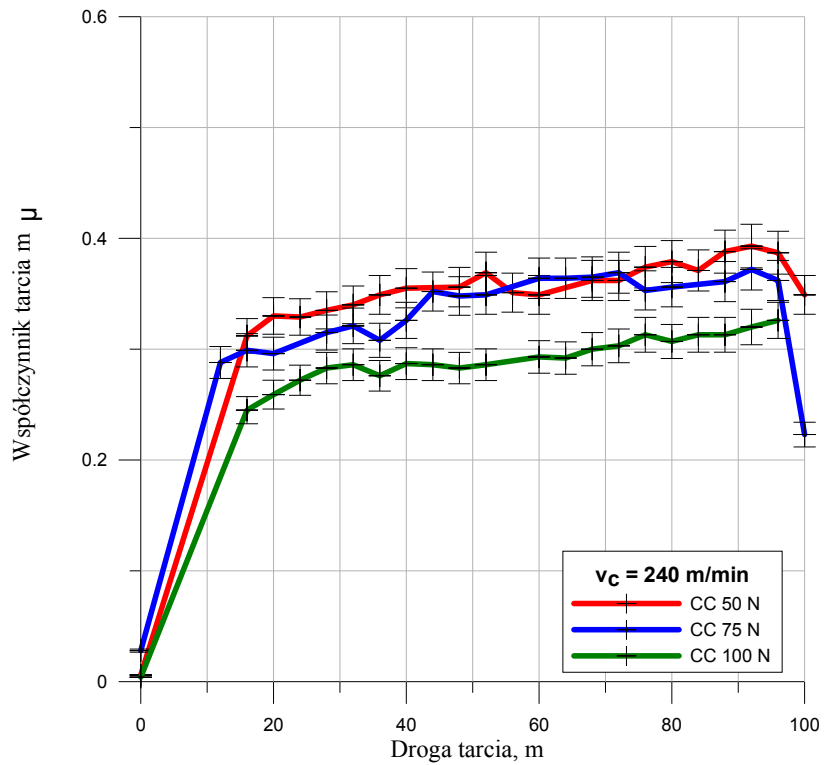
Rys. 5.105. Wpływ wartości siły normalnej na wartość współczynnika tarcia ślizgowego dla pary tribologicznej *ceramika azotkowa – żeliwo sferoidalne* przy prędkości poślizgu 100 m/min



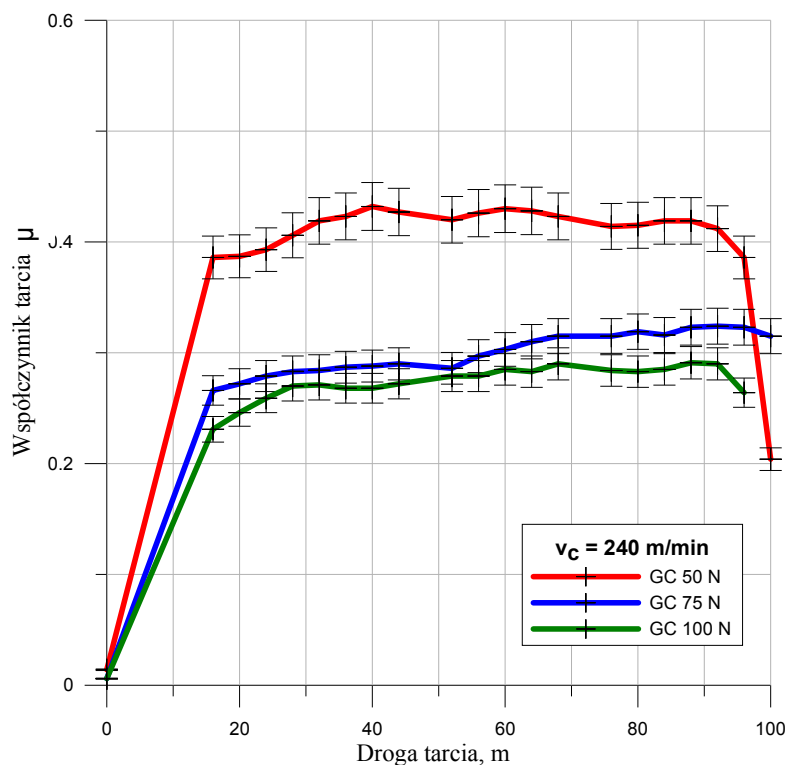
Rys. 5.106. Wpływ wartości siły normalnej na wartość współczynnika tarcia ślizgowego dla pary tribologicznej *pokrywana ceramika azotkowa – żeliwo sferoidalne* przy prędkości poslizgu 160 m/min



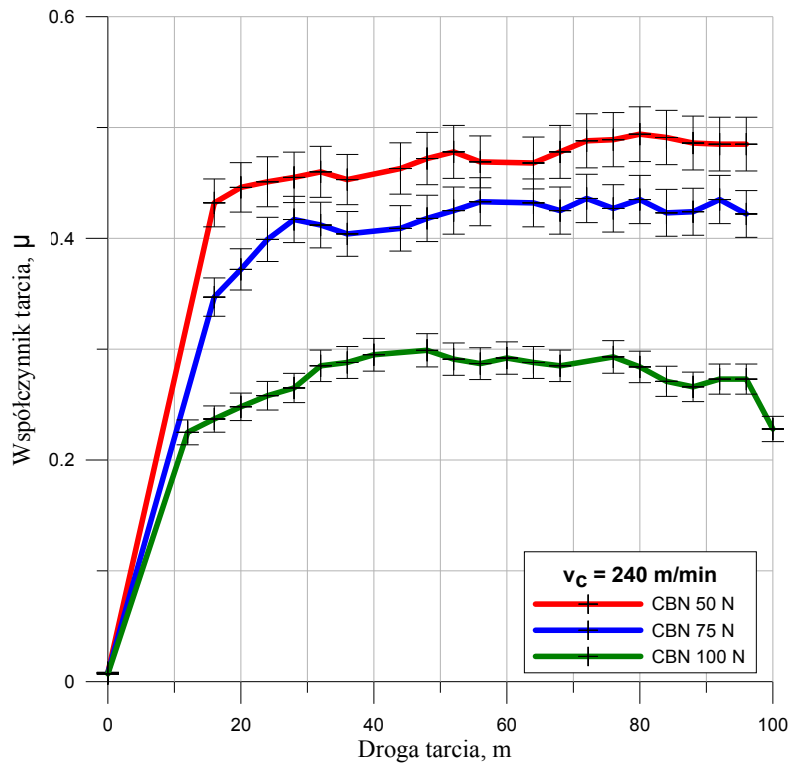
Rys. 5.107. Wpływ wartości siły normalnej na wartość współczynnika tarcia ślizgowego dla pary tribologicznej *regularny azotek boru – żeliwo sferoidalne* przy prędkości poslizgu 160 m/min



Rys. 5.108. Wpływ wartości siły normalnej na wartość współczynnika tarcia ślizgowego dla pary tribologicznej *ceramika azotkowa – żeliwo sferoidalne* przy prędkości poślizgu 240 m/min



Rys. 5.109. Wpływ wartości siły normalnej na wartość współczynnika tarcia ślizgowego dla pary tribologicznej *pokrywana ceramika azotkowa – żeliwo sferoidalne* przy prędkości poślizgu 240 m/min



Rys. 5.110. Wpływ wartości siły normalnej na wartość współczynnika tarcia ślizgowego dla pary tribologicznej *regularny azotek boru – żeliwo sferoidalne* przy prędkości poślizgu 160 m/min

Podsumowując i porównując uzyskane doświadczalnie wyniki charakterystyk tarciovych dla badanych par tribologicznych z otrzymanymi wynikami przy zastosowaniu analitycznego przestrzennego modelu tarcia ślizgowego dla nieswobodnego procesu skrawania wzdłużnego można stwierdzić dużą zgodność uzyskanych wartości. Otrzymane doświadczalne wartości współczynnika tarcia ślizgowego potwierdzają poprawność przyjęcia modelu procesu przestrzennego. Bardzo istotnym czynnikiem w zastosowanym modelu przestrzennym jest ujęty wpływ siły odporowej oraz rzeczywistej geometrii ostrza skrawającego. Jednocześnie wyniki badań wskazują, że fundamentalny model ortogonalny nie jest słuszny do wyznaczania średniej wartości współczynnika tarcia ślizgowego w procesach skrawania nieortogonalnego z zastosowaniem narzędzi o zaokrąglonym narożu i fazką (ścinem) na powierzchni natarcia.

6. Wnioski końcowe.

Wnioski poznawcze.

1. Dla ostrzy z niepokrywanej i pokrywanej ceramiki azotkowej wraz ze wzrostem prędkości skrawania widoczny jest bardzo intensywny i monotoniczny wzrost wartości wskaźnika zużycia VB_C , co wskazuje na występowanie silnych oddziaływań ściernych.
2. Nałożona na podłoże z azotku krzemu powłoka dwuwarstwa Al_2O_3/TiN zwiększyła jego odporność na zużycie ściernie w stosunku do ostrza niepokrywanego, o czym świadczy wzrost okresu trwałości.
3. Zużycie ściernie powierzchni przyłożenia oraz ścinu na powierzchni natarcia, jak również zużycie adhezyjne są głównymi przyczynami zużycia ostrzy narzędzi z azotku krzemu oraz CBN. Potwierdzają to przeprowadzone badania składu chemicznego techniką EDS. W wyniku oddziaływania sił adhezji na powierzchni ostrzy skrawających z azotku krzemu obserwowany był regularnie powstający narost.
4. Stwierdzona na powierzchni ostrzy skrawających z ceramiki azotkowej obecność żelaza oraz krzemu może sugerować zużycie chemiczne w podwyższonych temperaturach stawania w wyniku powstawania krzemku żelaza.
5. Najwyższą odporność na zużycie ściernie i trwałość ostrza podczas obróbki żeliwa sferoidalnego w całym zakresie stosowanych prędkości skrawania wykazało narzędzie z CBN.
6. Badaną grupę narzędzi skrawających charakteryzują monotonicznie rosnące przebiegi zużycia (często prawie liniowo), dla których nie jest możliwe wyznaczenie charakterystycznego ustabilizowanego okresu, obecnego w przebiegu krzywej Lorenza.
7. Zdecydowanie wyższa twardość materiału ostrza skrawającego z CBN w stosunku do ostrza z Si_3N_4 , przyczyniła się do zmiany charakteru przebiegu procesu zużycia z monotonicznie rosnącego (obserwowanego dla ostrzy z ceramiki azotkowej) na prawie liniowy uzyskany dla ostrza z CBN. W konsekwencji wpłynęło to na

- zastosowanie różnych modeli zużycia do wyznaczania zmian wskaźnika VB_C dla ostrza z ceramiki azotkowej i regularnego azotku boru.
8. Wykorzystany do modelowania zmian wskaźnika zużycia VB_C w czasie model regresji potęgowej wykazuje dużą zgodność z wartościami uzyskanymi podczas badań doświadczalnych tylko dla narzędzi z ceramiki azotkowej. Uzyskane wartości modelowe w całym zakresie stosowanych prędkości skrawania w zdecydowanej większości mieściły się w $\pm 10\%$ rozrzucie względem krzywej najlepszego dopasowania.
 9. Zastosowany do modelowania zmian wskaźnika zużycia VB_C w czasie model regresji liniowej dla ostrza z CBN wykazał dobrą zgodność wyników z eksperymentem. Uzyskane wyniki VB_{Cmod} dla prędkości skrawania 100 i 160 m/min, leżały na granicy $\pm 20\%$ rozrzutu, natomiast dla wyższych prędkości skrawania 240, 320, 400, i 480 m/min w zdecydowanej większości zawierały się w granicach $\pm 20\%$ rozrzutu.
 10. Przeprowadzone testy tribologiczne wykazały, że zastosowana powłoka ochronna na podłożu z ceramiki azotkowej nie ma wpływu na uzyskane modelowe i doświadczalne wartości współczynnika tarcia ślizgowego.
 11. Wykorzystany do wyznaczania średniej wartości współczynnika tarcia ślizgowego model przestrzenny wykazuje bardzo dużą zgodność uzyskanych wyników dla wszystkich badanych par tribologicznych w stosunku do wartości współczynnika tarcia ślizgowego otrzymanych podczas testów tribologicznych metodą „*pin-on-disk*” w zakresie prędkości poślizgu 100 ÷ 240 m/min.
 12. Uzyskane wyniki badań wskazują, że wykorzystanie do wyznaczania średniej wartości współczynnika tarcia ślizgowego w procesach skrawania nieortogonalnego z użyciem narzędzi o zaokrąglonym narożu i fazką powierzchni natarcia fundamentalnego modelu ortogonalnego nie ma słuszności, czego efektem są uzyskane znacznie niższe wartości współczynnika tarcia w wyniku nie uwzględnienia oddziaływania siły odporowej.
 13. Uzyskane wyniki modelowania tarcia ślizgowego wykazały, że największy wpływ na wartość współczynnika tarcia mają kolejno - geometria i stereometria ostrza skrawającego (kąt natarcia, szerokość pasma zużycia) oraz parametry technologiczne, w szczególności prędkość skrawania (mniej posuw).

14. Dla ostrzy z ceramiki azotkowej wraz ze wzrostem prędkości skrawania wzrastała wartość współczynnika tarcia natomiast wpływ posuwu jest zmienny i trudny w ocenie. Wynika to z faktu, że dla ostrza z niepokrywanej ceramiki azotkowej wartości współczynnika tarcia maleją wraz ze wzrostem prędkości skrawania, a w przypadku ceramiki pokrywanej odwrotnie - wzrastają.
15. Wyniki modelowania współczynnika tarcia ślizgowego dla pary tribologicznej CBN – żeliwo sferoidalne przy użyciu modelu przestrzennego wykazały, że prędkość skrawania nie ma istotnego wpływu na jego wartość. Natomiast został zaobserwowany jego nieznaczny spadek wraz ze wzrostem posuwu.

Wnioski utylitarne

1. Najbardziej zalecane prędkości skrawania do obróbki żeliwa sferoidalnego przy użyciu narzędzia z CBN i gatunku CB7015, zapewniające trwałość ostrza powyżej 15 min są poniżej 240 m/min.
2. Zalecanym zakresem prędkości skrawania podczas obróbki żeliwa sferoidalnego przy użyciu badanych narzędzi z ceramiki azotkowej z gatunku CC6090 oraz GC1690 są prędkości do 100 m/min, co zapewnia okres trwałości do około 8 min.
3. Zastosowany w badaniach posuw 0,08 mm/obr oraz 0,12 mm/obr nie ma znaczącego wpływu na trwałość badanych narzędzi skrawających, zatem można zalecać je w warunkach produkcyjnych.
4. W celu wyznaczenia trwałości ostrza skrawającego dla narzędzi z ceramiki azotkowej w zakresie prędkości skrawania 100 ÷ 480 m/min można stosować do modelowania zmian wskaźnika VB_C model regresji potęgowej w ogólnej postaci $VB_{C_{mod}} = (a \cdot v_c + b) \cdot t_s^{d \cdot v_c + e}$.
5. W celu wyznaczenia trwałości ostrza skrawającego z regularnego azotku boru, dla badanego zakresu prędkości skrawania, można stosować model regresji liniowej w ogólnej postaci $VB_{C_{mod}} = (a \cdot v_c^b) \cdot t_s + (c \cdot v_c + d)$.
6. W celu wyznaczania średniej wartości współczynnika tarcia w procesie wzdłużnego skrawania nieortogonalnego należy stosować zaproponowany model przestrzenny uwzględniający geometrię ostrza skrawającego, wszystkie składowe całkowitej siły skrawania oraz kąt spływu wióra.

W oparciu o przeprowadzone badania doświadczalne oraz dokonaną analizę literaturową w zakresie modelowania tarcia i zużycia ostrzy skrawających można określić kierunki dalszych, rozszerzonych badań.

1. Należy rozbudować zaproponowany model do wyznaczania współczynnika tarcia ślizgowego o modele trwałości ostrza skrawającego, oparte na równaniu Taylora oraz modele zużycia uwzględniające wpływ mechanizmów zużycia ostrzy skrawających, co pozwoli na wyznaczenie rzeczywistych wartości $\mu = f(t, VB)$.
2. Wykonać badania tribologiczne dla prędkości poślizgu powyżej 240 m/min i rozszerzyć je o nowe pary tribologiczne.
3. Wykorzystać do dalszego modelowania przebiegu zużycia ostrzy skrawających narzędzia numeryczne wykorzystujące sieci neuronowe i metodę elementów skończonych.
4. Wykorzystać do pomiaru stereometrii ostrza w różnych fazach zużycia konfokalną laserową mikroskopię skaningową, która umożliwi wyznaczenie objętościowego wskaźnika zużycia na poszczególnych powierzchniach oraz pozwala na pomiar zastępczego kąta natarcia w dowolnie wybranym kierunku przekroju poprzecznego.

7. Literatura

- [1] Arsecularatne J.A., Zhang L.C., Montross C., Wear and tool life of tungsten carbide, PCBN and PCD cutting tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2006, s. 482–491.
- [2] Bonet C., Valioruge F., Rech J., Claudin C., Hamdi H., J.Bergheau.M., Gilles P., Identification of a friction model - Application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated carbide tool, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 48, 2008, s. 1211-1223.
- [3] Bowden F. P., Tabor D., Wprowadzenie do trybologii, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1980.
- [4] Brodny J., Modelowanie tarcie w układach mechanicznych, *Górnictwo i geologia*, 2010, tom 5, zeszyt 2.
- [5] Budak E., Atlintas Y., Armarego E. J. A., Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 1996, Vol. 118, s. 216-224.
- [6] Childs T.H.C., Friction modeling in metal cutting, *Wear*, 2006, s. 310-318.
- [7] Cichosz P., Narzędzia skrawające, wyd. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa 2006.
- [8] Claudin C., Mondelin A., Rech J., Fromentin G., Effects of a straight oil on friction at the tool-workmaterial interface in machining, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 50, 2010, s. 681-688.
- [9] Dmochowski J., Podstawy obróbki skrawaniem, wyd. PWN, Warszawa 1978.
- [10] Dobrzański L.A., Materiały inżynierskie i projektowanie materiałowe, wyd. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2006.
- [11] Dobrzański T., Poradnik warsztatowy. Obróbka skrawaniem, 1961.
- [12] Farhat Z.N., Wear mechanism of CBN cutting tool during high-speed machining of mold steel, *material Science and Engeneering A361*, 2003, s. 100-110.
- [13] Grzesik W., *Advanced Machining Processes of Metallic Materials, Theory, Modeling and Applications*, Elsevier, Amsterdam, 2008.
- [14] Grzesik W., Kiszka P., Kowalczyk D., Rech J., Claudin C., Machining of nodular cast iron (PF-NCI) using CBN tools, *Fifth CIRP Conference on High Performance Cutting 2012*, Vol. 1, s. 483-487.

- [15] Grzesik W., Kowalczyk D., Żak K., A new mechanistic friction model for the oblique cutting with tool wear effect, *Tribology International* 66, 2013, s. 49-53.
- [16] Grzesik W., Małecka J., Kowalczyk D., Kiszka P., Wear behavior of nitride ceramic cutting tools In the machining of nodular cast iron, *Advances In Manufacturing Science And Technology*, vol. 35, No.2, 2011, s. 5-16.
- [17] Grzesik W., *Podstawy skrawania materiałów metalowych*, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2010, wydanie drugie zmienione i rozszerzone.
- [18] Grzesik W., Rech J., Żak K., Kowalczyk D., Kiszka P., Applicability of various cutting tool materials to the machining of spheroidal cast iron, *NAMRI/SME*, vol. 41, 2013.
- [19] Grzesik W., Uogólniony model skrawania nieortogonalnego, *Studia i monografie*, z. 18, WSI w Opolu 1987r.
- [20] Grzesik W., Zalisz Z., Król S., Niesłony P., Investigations of friction and wear mechanisms of the PVD-TiAlN coated carbide In dry sliding against steels and cast iron, *Wear* 2006, s. 1191-1200.
- [21] Grzesik W., Zalisz Z., Niesłony P., Friction and wear testing of multi layer coatings on carbide substratem for dry machining applications, *Surface and Coatings Technology*, 2002, tom 155, s. 37-45.
- [22] Grzesik W., Żak K., Friction quantification In the oblique cutting with CBN chamfered tools, *Wear*, 304, 2013, s. 36-42.
- [23] Hedenqvist P., Olsson M., Sliding wear testing of coated cutting tool materials, *Tribology International*, 1991, Vol. 24, s. 143–150.
- [24] Huang Y., Dawson T.G., Tool wear depth modeling in CBN hard turning, *Wear*, 258, 2005, s. 1455-1461.
- [25] Jawahir I. S., Li P., Gosh R., Exner E., A new parametric approach for the assessment of comprehensive tool wear in coated grooved tools, *CIRP Annals* 44, 1995, s. 49–54.
- [26] Jawahir I.S., Ghosh R., Fang X.D., Li P.X., An investigation of the effects of chip flow on tool-wear in machining with complex grooved tools, *Wear* 184, 1995, s. 145-154.
- [27] Jawahir I.S., Li P.X., Gosh R., Exner E.L., A new parametric approach for the assessment of comprehensive tool wear in coated grooved tools, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 1995, Vol. 44, s. 49–54
- [28] Katalog główny Sandvik Coromant 2007,

- [29] Kishawy H.A., Kannan S., Balazinski M. , Analytical Modeling of Tool Wear Progression During Turning Particulate Reinforced Metal Matrix Composites, CIRP Annals, Manufacturing Technology, Vol. 54, 2005, s. 55–58.
- [30] Kiszka P., Kowalczyk D., Grzesik W., Wysokowydajne skrawanie żeliwa sferoidalnego z użyciem narzędzi z CBN, Innowacyjne Technologie Wytwarzania, Kraków 2011, s.15-24.
- [31] Kosmol J., Techniki wytwarzania, obróbka wiórowa i ścierna, wyd. Politechniki Śląskiej, Gliwice 2002.
- [32] Kowalczyk D., Grzesik W., Badania tarcia i zużycia ostrzy z CBN w obróbce żeliwa sferoidalnego, Mechanik, Nr 8-9/2012.
- [33] Kowalczyk D., Kiszka P., Grzesik W., Żak K., Zużycie ostrza w toczeniu żeliwa sferoidalnego ostrzami z ceramiki azotkowej i jego wpływ na przebieg procesu skrawania, Szkoła Obróbki Skrawaniem 4, pod redakcją B. Kruszyńskiego, Łódź 2010, s. 183-190.
- [34] Krupa K., Sieniawski J., Laskowski P., Zużycie narzędzi skrawających podczas toczenia stopu Ti-6l-2Sn-4Zr-6Mo, Mechanik, Nr 10, 2010.
- [35] Legutko S., Podstawy eksploatacji maszyn, Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań, 1999.
- [36] Legutko S., Zużycie w tribomechanicznym systemie procesu skrawania. Tribologia, nr 2, 1997, s. 143 – 157.
- [37] Leone C., D’Addona D., Teti R., Tool wear modelling through regression analysis and intelligent methods for nickel base alloy machining, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2011, s. 327–331.
- [38] Li P., Stein D., Gosh R., Jawahir I. S., Engaged cutting edge effects on tool-wear and tool-life in turning operations using grooved cutting tools, Manufacturing Science and Technology, 1997, vol. 2, s. 277–284.
- [39] Lin H.M., Liao Y.S., Wei C.C., Wear behavior in turning hardness alloy steel by CBN tool, Wear 264, 2008, s. 679-684.
- [40] Liu K., Li X.P., Rahman M., Liu X.D., CBN tool wear In ductile of tungsten carbide, Wear, 255, 2003, s. 1344-1351.
- [41] Loladze T.N., Of the theory of diffusion wear, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 30, 1981, s. 71–76.
- [42] Lorentzon J., Jarvstrat N., Modelling tool wear in cemented-carbide machining alloy 718, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2008, s. 1072– 1080.

- [43] Luo X., Cheng K., Holt R., Liu X., Modeling flank wear of carbide tool insert in metal cutting, *Wear* 259, 2005, s.1235–1240.
- [44] Maity K.P., Das N.S., A class of slipline filed solutions for metal machining with Coulomb friction at the chip-tool interface, *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, s. 278-288.
- [45] Małecka J., Grzesik W., Kowalczyk D., Kiszka P., Analiza obrazowa stanu zużycia ostrza z ceramiki azotkowej po skrawaniu żeliwa sferoidalnego, *Tribologia*, vol. 42, No. 2, 2011, s. 71-84.
- [46] Marksberry P.W., Jawahir I.S., A comprehensive tool-wear/tool-life performance model in the evaluation of NDM (near dry machining) for sustainable manufacturing, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2008, s. 878–886.
- [47] Molinari A., Nouari M., Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting, *Wear* 252, 2002, s. 135–149.
- [48] Mondelin A., Furet B., Rech J., Characterization of friction properties between a laminated carbon fibers reinforced polymer and a monocrystalline diamond under dry or lubricated conditions, *Tribology International* 43, 2010, s. 1665-1673.
- [49] Oxley P. L. B., Hastings W. F., Predicting the Strain Rate in the Zone of Intense Shear in which the Chip is Formed in Machining from the Dynamic Flow Stress Properties of the Work Material and the Cutting Conditions, *Proceedings of the Royal Society of London*, 1977, vol. A356, s.395-410.
- [50] Olsson M., Soderberg S., Jacobson S., Hogmark S., Simulation of cutting tool wear by a modified pin-on-disk test, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1989, Vol. 29, issue 3, s. 377-390.
- [51] Özel T., Nadgir A., Prediction of flank wear by using back propagation neural network modeling when cutting hardened H-13 steel with chamfered and honed CBN tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 42, 2002, s. 287-297.
- [52] PN-EN 1563:2000, *Odlewnictwo, Żeliwo sferoidalne*.
- [53] PN-ISO 3685:1996, *Badanie trwałości noży tokarskich punktowych*.
- [54] Podrzucki C., *Żeliwo: struktura, właściwości, zastosowanie tom II*, wyd. ZG STOP, Kraków 1991.
- [55] Poulachon G., Moisan A., Jawahir I.S., Tool-wear mechanisms in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools, *Wear* 250, 2001, s. 576–586.

- [56] Rech J., Claudin C., D'Eramo E., Identification of a friction model – Application to the context of dry cutting of an AISI 1045 annealed steel with a TiN-coated carbide tool, *Tribology International* 2009, s. 738-744.
- [57] Rech J., Claudin C., Grzesik W., Zalisz Z., Characterization of the friction properties of various coatings at the tool-chip-workpiece interfaces in dry machining of AISI 4140 steel, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* April 1, 2008 vol. 222 s.617-627.
- [58] Ren H., Altintas Y., Mechanics of machining with chamfered tools, *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing and Engineering and Science*, 2000, vol. 122, s. 650–659.
- [59] Rice S.L., Moslehy F.A., Modeling friction and wear phenomena, *Wear*, 1997, s. 136-146.
- [60] Shamoto E., Altintas Y., Prediction of Shear Angle in Oblique Cutting with Maximum Shear Stress and Minimum Energy Principles, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 1999, Vol. 121, s. 399-407.
- [61] www.sandvik.coromant.com/plpl/knowledge/materials/cutting_tool_materials/polycrystalline_cubic_boron_nitride/pages/default.aspx
- [62] www.sandvik.coromant.com/pl-pl/knowledge/materials/workpiece_materials/iso_k_cast_iron/pages/default.aspx
- [63] <http://www.tribologia.eu/ptt/try/tr04.htm>
- [64] Wysiecki M., *Nowoczesne materiały narzędziowe*, wyd. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1997.
- [65] Xia Y., Liu W., Xue Q., Friction and wear behavior of nodular cast iron modified by a laser micro-precision treatment sliding against steel under the lubrication of liquid paraffin containing various additives, 2002, *Wear* 253, s. 752–758.
- [66] Zemzemi F., Rech J., Ben Salem W., Dogui A., Kapsa P., Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI 4142 treated steels, *Journal of Materials Processing Technology* 209, 2009, s. 3978-3990.
- [67] Zemzemi F., Rech J., Ben Salem W., Dogui A., Kapsa P., New tribometer designer for the characterization of the friction properties at the tool/chip/workpiece interfaces in machining, *Tribotest* 2008, s. 11-25.