

**Załącznik nr III do wniosku**

**Dr inż. Michał Gdula**

Politechnika Rzeszowska im. Ignacego Łukasiewicza

Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa

Katedra Techniki Wytwarzania i Automatykacji

## **AUTOREFERAT**



## SPIS TREŚCI

I. DANE OSOBOWE .....	5
II. POSIADANE DYPLOMY, STOPNIE NAUKOWE LUB ARTYSTYCZNE – Z PODANIEM PODMIOTU NADAJĄCEGO STOPIEŃ, ROKU ICH UZYSKANIA ORAZ TYTUŁU ROZPRAWY DOKTORSKIEJ .....	7
III. INFORMACJA O DOTYCHCZASOWYM ZATRUDNIENIU W JEDNOSTKACH NAUKOWYCH LUB ARTYSTYCZNYCH.....	9
IV. OMÓWIENIE OSIĄGNIĘĆ, O KTÓRYCH MOWA W ART. 219 UST. 1 PKT 2 USTAWY Z DNIA 20 LIPCA 2018 R. PRAWO O SZKOLNICTWIE WYŻSZYM I NAUCE (DZ. U. Z 2021 R. POZ 478 Z PÓŹN. ZM.) .....	11
IV.1. Wprowadzenie.....	12
IV.2. Zdefiniowanie i uzasadnienie wyboru obszaru badawczego.....	13
IV.3. Charakterystyka celu naukowego, zakresu badań, warunków badań, wyników oraz oryginalnego wkładu w prace składające się na spójny tematycznie cykl publikacji .....	17
IV.4. Podsumowanie .....	104
IV.5. Bibliografia .....	107
V. INFORMACJA O WYKAZYWANIU SIĘ ISTOTNĄ AKTYWNOŚCIĄ NAUKOWĄ ALBO ARTYSTYCZNĄ REALIZOWANĄ W WIĘCEJ NIŻ JEDNEJ UCZELNI, INSTYTUCJI NAUKOWEJ, W SZCZEGÓLNOŚCI ZAGRANICZNEJ .....	111
VI. INFORMACJA O OSIĄGNIĘCIACH DYDAKTYCZNYCH, ORGANIZACYJNYCH ORAZ POPULARUJĄCYCH NAUKĘ LUB SZTUKĘ .....	115
VII. OPRÓCZ KWESTII WYMIENIONYCH W PKT I-VI WNIOSKODAWCA MOŻE PODAĆ INNE INFORMACJE WAŻNE Z JEGO PUNKTU WIDZENIA, DOTYCZĄCE JEGO KARIERY ZAWODOWEJ .....	119



## **I. DANE OSOBOWE**

Imię i nazwisko: Michał Gdula

Stopień naukowy: doktor nauk technicznych

Miejsce i adres zatrudnienia:

Politechnika Rzeszowska im. I. Łukasiewicza  
Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa  
Katedra Technik Wytwarzania i Automatyzacji  
al. Powstańców Warszawy 8  
35-959 Rzeszów  
tel. +48 17 865 1203, tel./fax. +48 17 854 2595  
adres e-mail: [gdulam@prz.edu.pl](mailto:gdulam@prz.edu.pl)



## **II. POSIADANE DYPLOMY, STOPNIE NAUKOWE LUB ARTYSTYCZNE – Z PODANIEM PODMIOTU NADAJĄCEGO STOPIEŃ, ROKU ICH UZYSKANIA ORAZ TYTUŁU ROZPRAWY DOKTORSKIEJ**

Stopień doktora	Dyplom doktora – Załącznik nr II.1 Data uzyskania: 10.05.2017 Podmiot nadający: Politechnika Rzeszowska im. I. Łukasiewicza, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa Dyscyplina: Budowa i eksploatacja maszyn Dziedzina: nauki techniczne Tytuł rozprawy doktorskiej: <i>Proces symultanicznego pięcioosiowego frezowania powierzchni złożonych frezem toroidalnym</i> promotor: prof. dr hab. inż. Jan Burek – Politechnika Rzeszowska recenzenci: dr hab. inż. Piotr Niesłony, prof. PO – Politechnika Opolska dr hab. inż. Paweł Twardowski, prof. PP – Politechnika Poznańska
Studia III stopnia (doktoranckie)	Zaświadczenie ukończenia studiów doktoranckich III stopnia – Załącznik nr VII.10 Dziedzina: nauki techniczne Dyscyplina: Budowa i eksploatacja maszyn Okres odbywania studiów: 1.10.2012 r. – 06.07.2016 r. Politechnika Rzeszowska im I. Łukasiewicza Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa
Tytuł zawodowy magistra inżyniera	Dyplom ukończenia studiów II stopnia – Załącznik nr VII.44a Dyplom z wyróżnieniem – Załącznik nr VII.44b Kierunek studiów: Mechanika i budowa maszyn Specjalność: Programowanie i automatyzacja obróbki Okres odbywania studiów: 21.02.2011 r. – 27.06.2012 r. Politechnika Rzeszowska im I. Łukasiewicza Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa
Tytuł zawodowy inżyniera	Dyplom ukończenia studiów I stopnia – Załącznik nr VII.45 Kierunek studiów: Mechanika i budowa maszyn Specjalność: Programowanie i automatyzacja obróbki Okres odbywania studiów: 1.10.2007 r. – 1.02.2011 r. Politechnika Rzeszowska im I. Łukasiewicza Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa



### **III. INFORMACJA O DOTYCHCZASOWYM ZATRUDNIENIU W JEDNOSTKACH NAUKOWYCH LUB ARTYSTYCZNYCH**

- |                                  |  |
|----------------------------------|--|
| 1.10.2017 r. – do chwili obecnej | Adiunkt w gr. pracowników badawczo – dydaktycznych<br>Politechnika Rzeszowska im. I. Łukasiewicza<br>Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa<br>Katedra Technik Wytwarzania i Automatyzacji  |
| 1.10.2012 r. – 30.09.2017 r.     | Asystent w gr. pracowników badawczo – dydaktycznych<br>Politechnika Rzeszowska im. I. Łukasiewicza<br>Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa<br>Katedra Technik Wytwarzania i Automatyzacji |
| 1.03.2012 r. – 30.06.2012 r.     | Stażysta (Załącznik nr VII.46)<br>Politechnika Rzeszowska im. I. Łukasiewicza<br>Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa<br>Katedra Technik Wytwarzania i Automatyzacji                      |



#### **IV. OMÓWIENIE OSIĄGNIĘĆ, O KTÓRYCH MOWA W ART. 219 UST. 1 PKT 2 USTAWY Z DNIA 20 LIPCA 2018 R. PRAWO O SZKOLNICTWIE WYŻSZYM I NAUCE (DZ. U. Z 2021 R. POZ. 478 Z PÓŹN. ZM.)**

Jako osiągnięcie naukowe wskazuję jednotematyczny cykl publikacji zatytułowany „Zagadnienia wieloosiowego frezowania nadstopu na osnowie Ni frezem torusowym z wykorzystaniem technik przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej uwzględniających zużycie ostrza”, który składa się z powiązanych tematycznie następujących artykułów naukowych:

- A1 **Gdula M.**, Nowotnik A., Mrówka-Nowotnik G.: *Analysis the Surface Integrity Taking Into Account the Tool Wear Stage in the Multi-Axis Torus Milling of a Ni-based Superalloy Using the Active Cutting Edge Segment Change Technique and New Approach for Machining Aircraft Engine Blades*. WEAR, vol. 574-575, (2025), 206095. **IF 6.1, MNiSW 200 pkt.** (Załącznik nr V.1)
- A2 **Gdula M.:** *Modeling and analysis of the instantaneous undeformed chip thickness in multi-axis torus milling in the aspect of tool wear*. Journal of Manufacturing Processes, vol. 150, (2025), 949-967 . **IF 6.8, MNiSW 140 pkt.** (Załącznik nr V.2)
- A3 **Gdula M.**, Mrówka-Nowotnik G., Nowotnik A.: *Modeling and comprehensive mechanism analysis of torus milling cutter wear in multi-axis milling of Ni-based superalloy using the active cutting edge segment change technique*. Tribology International, Vol. 204 (2025) 110509. **IF 6.1, MNiSW 200 pkt.** (Załącznik nr V.3)
- A4 **Gdula M.**, Józwik J., Skoczylas A.: *Tool wear and surface topography shaping after TPI multi-axis milling of Ni-based superalloy of the torus milling cutter using the strategy of adaptive change of the active cutting edge segment*. WEAR, Vol. 562-563 (2025) 205637. **IF 6.1, MNiSW 200 pkt.** (Załącznik nr V.4)
- A5 **Gdula M.**, Knapčiková L., Husár J., Vandžura R.: *Modeling and Measurement of Tool Wear During Angular Positioning of a Round Cutting Insert of a Toroidal Milling Tool for Multi-Axis Milling*. Applied Sciences-Basel (2024) 14, 10405. **IF 2.5, MNiSW 100 pkt.** (Załącznik nr V.5)
- A6 **Gdula M.:** *Determination and Analysis of Working Diameters and Working Angle of the Torus Cutter Blade in Multi-axis Machining in the Aspect of Tool Wear*. International Journal of Mechanical Engineering and Robotics Research, Vol. 13, No. 5 (2024). **CiteScore: 2.8, MNiSW 20 pkt.** (Załącznik nr V.6)
- A7 **Gdula M.**, Mrówka-Nowotnik G.: *Analysis of tool wear, chip and machined surface morphology in multi-axis milling process of Ni-based superalloy using the torus milling cutter*. WEAR, Vol. 520-521 (2023) 204652. **IF 5.3, MNiSW 200 pkt.** (Załącznik nr V.7)
- A8 **Gdula M.:** *Empirical Models for Surface Roughness and Topography in 5-Axis Milling Based on Analysis of Lead Angle and Curvature Radius of Sculptured Surfaces*. Metals, (2020) 10, 932. **IF 2.351, MNiSW 70 pkt.** (Załącznik nr V.8)

Liczba punktów według MNiSW, Impact Factor (IF) oraz Category Quartile (CQ) dla czasopism, w których opublikowane zostały prace od [A1] – [A8] wynoszą (na dzień 07.07.2025 r.):

WEAR -	<b>200 pkt MNiSW</b> , IF: <b>6.1</b> za 2024 rok, IF z 5 lat: 5.7, CQ: <b>Q1</b> ,
Tribology International -	<b>200 pkt MNiSW</b> , IF: <b>6.9</b> za 2024 rok, IF z 5 lat: 6.7, CQ: <b>Q1</b> ,
Journal of Manufacturing Processes -	<b>140 pkt MNiSW</b> , IF: <b>6.8</b> za 2024 rok, IF z 5 lat: 7.0, CQ: <b>Q1</b> ,
Applied Sciences-Basel -	<b>100 pkt MNiSW</b> , IF: <b>2.5</b> za 2024 rok, IF z 5 lat: 2.7, CQ: <b>Q1</b> ,
Metals -	<b>70 pkt MNiSW</b> , IF: <b>2.5</b> za 2024 rok, IF z 5 lat: 2.8, CQ: <b>Q2</b> ,
International Journal of Mechanical Engineering and Robotics Research -	<b>20 pkt MNiSW</b> , CiteScore: <b>2.8</b> za 2024 rok, CQ <sub>SJR</sub> : <b>Q3</b> ,

Cykl publikacji tworzy osiem artykułów naukowych, które dotyczą wykończeniowego frezowania nadstopu na osnowie Ni frezem torusowym. Jestem jedynym autorem trzech wymienionych artykułów oraz głównym, i jednocześnie korespondencyjnym współautorem pięciu publikacji. Wszystkie wymienione artykuły są indeksowane w bazie Web of Science, jak również w bazie Scopus.

Wymienione wyżej prace załączono do wniosku w pełnej ich wersji w formie załącznika nr V: „Cykl powiązanych tematycznie artykułów wraz z oświadczeniami współautorów i habilitanta”, zgodnie z art. 219 ust. 1. pkt 2b Ustawy.

#### IV.1. Wprowadzenie

Obecnie publikowane przez producentów samolotów 20-letnie prognozy rozwoju przemysłu lotniczego (*Commercial Market Outlook forecast*), przewidują dynamiczne zwiększenie produkcji samolotów o około 6-8% rocznie. Natomiast szacunkowa wartość rynku wyniesie 7.2 biliona dolarów amerykańskich. Oznacza to, że w tym okresie nastąpi niemal podwojenie stanu floty powietrznej z obecnej liczby około 25 900 do około 47 080 szt. (w 2044 r.). Biorąc to pod uwagę, w ciągu najbliższych 20 lat można oczekiwać globalnej produkcji rzędu około 100 tys. lotniczych silników turbinowych (cywilnych i wojskowych łącznie).

Szacunkowa wartość turbinowego silnika lotniczego stanowi około 20-30% całkowitej wartości samolotu lotnictwa cywilnego oraz około 30-40% całkowitej wartości samolotu lotnictwa wojskowego. Na koszt zespołu napędowego samolotu decydująco wpływa technologia [1], a w szczególności proces skrawania [2,3]. Wymusza to realizowanie zadań badawczych poszerzających wiedzę w zakresie fizycznych i technologicznych aspektów obróbki skrawaniem, umożliwiających opracowywanie nowych technik obróbki, w tym wieloosiowej, dedykowanej do kształtowania skomplikowanych geometrycznie części silników lotniczych, co z kolei jest istotnym elementem zrównoważonego rozwoju przedsiębiorstwa i prowadzi do produkcji części maszyn z poszanowaniem wymogów ekonomicznych, społecznych i ekologicznych. Produkcja w koncepcji zrównoważonego rozwoju zmierza w kierunku procesów, metod i technik minimalizujących negatywne skutki dla środowiska, oszczędzających energię i zasoby naturalne, maksymalnie wykorzystujących potencjał istniejących maszyn obróbczych, narzędzi skrawających i systemów oraz uzasadnionych ekonomicznie. Zagadnienie to staje się jeszcze bardziej skomplikowane w aspekcie materiałów trudnoobrabialnych, takich jak np. nadstopy na osnowie Ni, oraz restrykcyjnych wymogów odbiorców wytwarzanych wyrobów. Chociażby przemysł lotniczy

jest przykładem takiego sektora, w którym części wykonywane są z zaawansowanych materiałów konstrukcyjnych, a wymogi odnoszące się do właściwości mechanicznych i fizycznych determinowane są bezpieczeństwem lotu.

Nadstopy na osnowie Ni są od kilkudziesięciu lat podstawowym materiałem z grupy materiałów konstrukcyjnych o największym znaczeniu w inżynierii lotniczej i kosmicznej, jak również w wielu innych gałęziach przemysłu. Specyficzne właściwości nadstopów na osnowie Ni determinują ich zastosowanie na elementy konstrukcji silników lotniczych pracujących w trudnych warunkach dużych obciążeń zmiennych, wysokiej temperatury i w środowisku gazów utleniających. Dlatego są podstawowym materiałem podzespołów części gorącej silnika lotniczego, m.in. łopatek 1. i 2. stopnia turbiny wysokiego ciśnienia, obudowy komory wylotowej oraz elementów podzespołów zmiany kierunku ciągu i systemu kierowania strumieniem gorącego powietrza [4]. Warunkuje to potrzebę wytwarzania określonych części przy zachowaniu odpowiednich wymagań konstrukcyjnych. Powyższe właściwości nadstopów na osnowie Ni powodują także, że są to materiały trudnoobrabialne. Stanowi to o złożoności problemu technologicznego wytwarzania części z nadstopów na osnowie Ni szczególnie w odniesieniu do obróbki wykończeniowej, która implikuje ogólną perspektywę skierowaną na wymagania konstrukcyjne, determinujące funkcjonalność wytworzonej części, jak również warunki ekonomiczno-środowiskowo-społeczne.

W zakresie kształtowania części mających spełniać wysokie wymogi nie tylko w odniesieniu do geometrii i dokładności wymiarowej, ale również stanu technologicznej warstwy wierzchniej, obróbka skrawaniem ma wpływ dominujący. W tym zakresie wyróżnić można frezowanie, w tym szczególnie wieloosiowe, jako jedną z podstawowych metod wytwarzania skomplikowanych geometrycznie części [5–11]. Duża swoboda kinematyczna tej metody przy zastosowaniu do obróbki frezu torusowego, pozwala na uzyskanie maksymalnych możliwych dosuwów promieniowych, tj. wydajności obróbki, przy zachowaniu wymagań pod względem jakości powierzchni. Prowadzi to m.in. do skrócenia czasu obróbki [8,12–16].

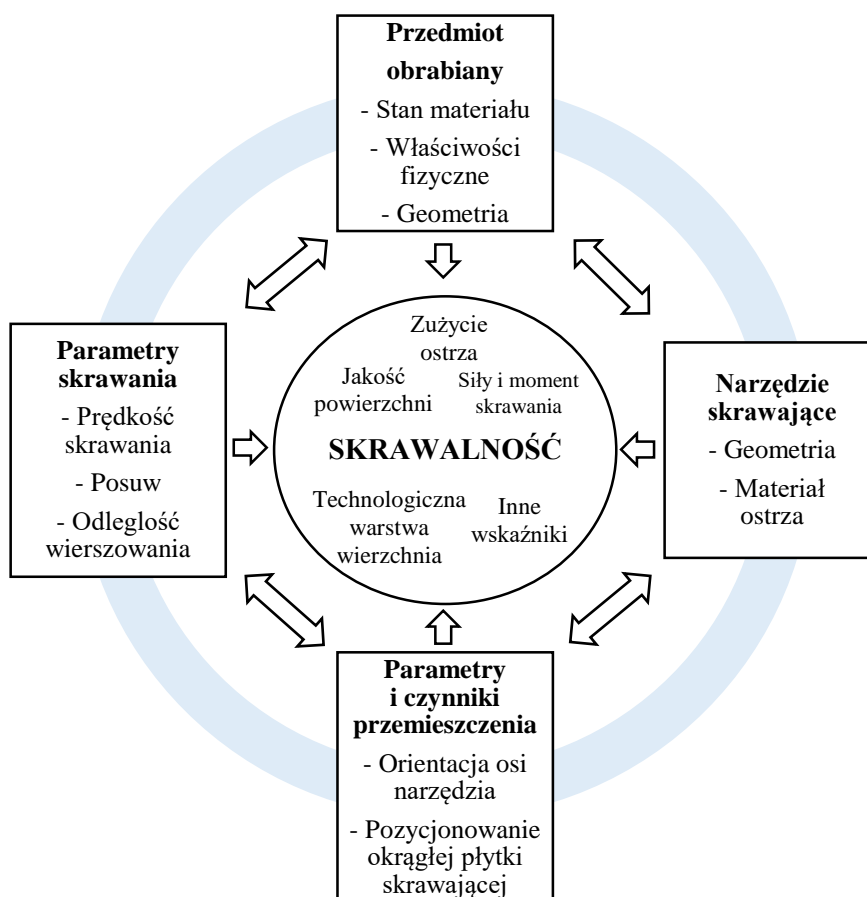
W związku z powyższym, proces na który składają się etapy: konstruowania, doboru odpowiedniego materiału i strategii obróbki oraz technologia, musi podlegać ciągłym ulepszeniom. Biorąc pod uwagę fakt, że w niektórych modelach turbin liczba łopatek przekracza 1000 sztuk, można podczas ich produkcji uzyskać największą redukcję kosztów.

#### **IV.2. Zdefiniowanie i uzasadnienie wyboru obszaru badawczego**

Wymagania stawiane obróbce skrawaniem części z nadstopów na osnowie Ni powodują, że fizyczne i technologiczne zagadnienia są złożone, szczególnie w odniesieniu do frezowania wykończeniowego wieloosiowego. To obróbka wykończeniowa determinuje łączne spojrzenie zarówno na wymagania konstrukcyjne jak i eksploatacyjne wyrobu. Ma to kluczowy wpływ na rozwiązania technologiczne, dodatkowo uwarunkowane przez niską skrawalność nadstopów na osnowie Ni.

Skrawalność zależy od wielu elementów związanych z materiałem obrabianym, narzędziem skrawającym, parametrami skrawania i parametrami oraz czynnikami przemieszczenia krawędzi skrawającej, jak chociażby orientacja osi narzędzia (rys. 1). Materiał obrabiany oraz geometria przedmiotu obrabianego determinują dobór geometrii narzędzia skrawającego, parametrów skrawania, a w odniesieniu do frezowania wieloosiowego – orientacji osi narzędzia. Racjonalny dobór tych parametrów pozwala na uzyskanie akceptowalnych konstrukcyjnie wskaźników jakości przy zapewnieniu maksymalizacji efektywności obróbki. Narzędzie skrawające, będące złożeniem geometrii oraz materiału ostrza, oddziałuje na warunki obróbki w zależności od materiału i kształtu obrabianego przedmiotu. Zatem istnieje korelacja między narzędziem skrawającym a warunkami obróbki [5,13,17].

Te same właściwości, które decydują o specyficznym zastosowaniu nadstopów na osnowie Ni powodują, że ta grupa materiałowa kwalifikuje się do tzw. materiałów trudnoobrabialnych. Jedną z głównych właściwości nadstopów na osnowie Ni decydującą o trudnoobrabialności jest niska przewodność cieplna ( $\sim 11.4 \text{ W/m } ^\circ\text{C}$ ) [18]. Przyczynia się do koncentracji ciepła na krawędzi skrawającej i powierzchniach ostrza, wpływając negatywnie na jego trwałość. Sprzyja występowaniu dużej nierównomierności rozkładu temperatury i nagrzewaniu się warstwy wierzchniej do wysokiej temperatury na relatywnie niewielkiej głębokości. Ponadto jest przyczyną koncentracji ciepła wydzielanego w trakcie skrawania w obszarach powierzchniowych obrabianego materiału, co wywołane jest umocnieniem odkształceniowym obrabianej warstwy wierzchniej oraz podwyższeniem wartości temperatury na powierzchni natarcia ostrza [19–21]. Stąd obserwuje się zintensyfikowane zużycie adhezyjne i dyfuzyjne, a ponadto zmiany w składzie fazowym i morfologii składników fazowych mikrostruktury w technologicznej warstwie wierzchniej przedmiotu obrabianego [22,23]. Natomiast twarde węgliki obecne w mikrostrukturze materiału obrabianego na granicach ziaren, takie jak CrC, TiC, MoC, WC, FeC i NbC, powodują intensywne zużycie ściernie [18].



Rys. 1. Czynniki wpływające na skrawalność [na podstawie A2]

Wysoka reaktywność chemiczna z wieloma materiałami narzędziowymi powoduje oddziaływanie na stan struktury geometrycznej powierzchni oraz przyspieszone zużycie ostrza skrawającego. Wzmocnienie procesów dyfuzyjnych w niewielkiej objętości materiału, którego temperatura jest znacznie podwyższona z uwagi na proces skrawania, prowadzi do zgrzewania fragmentów wiórów z narzędziem, uszkodzenia warstwy wierzchniej wyrobów z nadstopów na osnowie Ni oraz wyrywanie cząstek materiału ostrza [11,14,17,22,24–27].

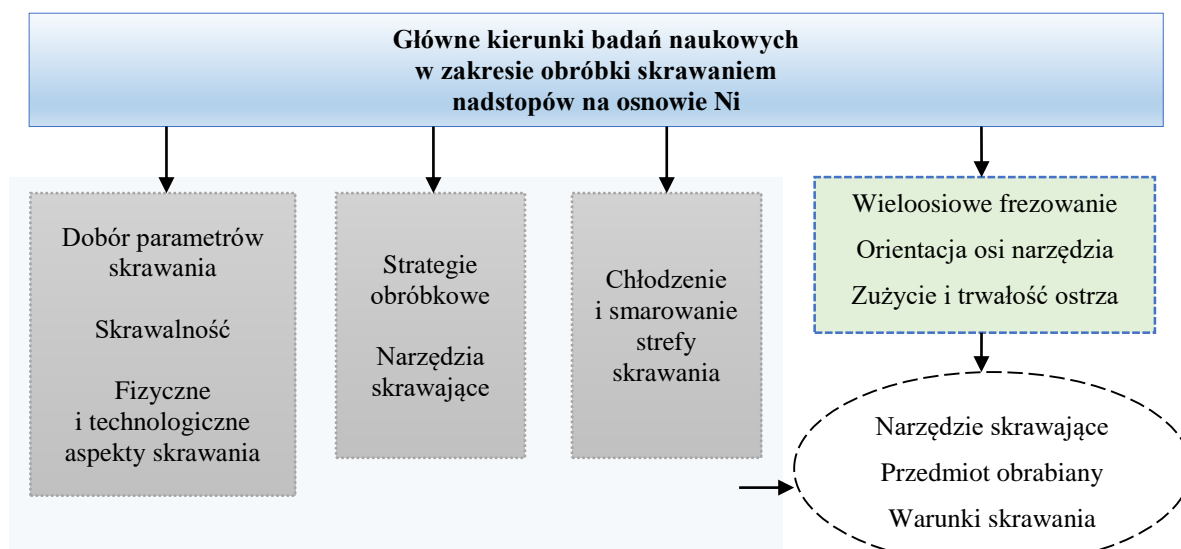
Wysoka wytrzymałość oraz twardość nadstopów na osnowie Ni znacząco wpływają na generowane w trakcie obróbki siły skrawania, a te z kolei powodują odkształcenie narzędzia skrawającego. Ponadto wysoka wytrzymałość na ścinanie dynamiczne podczas skrawania, w przypadku frezowania potęgowana cykliczną przerywaną pracą poszczególnych ostrzy skrawających, powoduje dużą koncentrację naprężeń w niewielkiej objętości materiału w strefie styku ostrze – przedmiot obrabiany [14,28–30]. Stąd też nierównomierność odkształcenia wióra i skłonność do powstawania wiórów segmentowych będących jedną z przyczyn fluktuacji sił skrawania i intensywnego zużycia ostrza skrawającego [31–36].

Właściwości fizyczne i chemiczne nadstopów na osnowie Ni sprzyjają występowaniu silnej tendencji do umocnienia odkształceniowego obrabianej warstwy wierzchniej. Umocnienie przez gniot nadstopów na osnowie Ni powoduje ograniczenie powstawania narostu na krawędzi skrawającej oraz wzrost kąta ścinania. W wyniku tego, styk cienkiego wióra ze stosunkowo małym obszarem powierzchni skrawającej determinuje duże obciążenie ostrza skrawającego. W strefie styku ostrze – przedmiot obrabiany podczas skrawania generowane jest wysokie naprężenie na niewielkim obszarze powierzchni przyłożenia, które w połączeniu z tarcieniem pomiędzy wiórem a powierzchnią natarcia ostrza skrawającego intensyfikują jego podatność do zużycia kraterowego, jak również zużycia wrębowego [14,16,26,27,37].

W zakresie obróbki skrawaniem nadstopów na osnowie Ni, zużycie i trwałość ostrza stanowi obecnie jeden z głównych problemów badawczych. W skrajnych przypadkach okres trwałości ostrza skrawającego wynosi zaledwie kilka minut [3]. Na przykład, kompletna obróbka (zgrubna i wykończeniowa) łopatkę z nadstopu Inconel 718 o długości jednego metra może trwać ponad 7 godzin i wymagać użycia ponad 40 narzędzi skrawających [26]. Częsta wymiana narzędzi z powodu ich zużycia stanowi obecnie główną przeszkodę technologiczną w zwiększeniu efektywności wytwarzania w przemyśle. Ponadto intensywny wzrost temperatury w strefie styku ostrza z przedmiotem obrabianym i wiórem wywołany umocnieniem odkształceniowym warstwy wierzchniej dodatkowo nasila procesy tribologiczne przyspieszając zużycie ostrza. Z kolei zużycie ostrza wywiera istotny wpływ na dokładność wymiarowo-kształtową oraz wskaźniki integralności powierzchni. Stanowi to o funkcjonalności wyrobu, a w przypadku łopatek o funkcjonalności aerodynamicznej w ciężkich warunkach eksploatacji [10,38].

Wśród głównych kierunków badań naukowych w zakresie podstawowych metod obróbki skrawaniem nadstopów na osnowie Ni można wskazać badania w zakresie racjonalnego doboru parametrów skrawania i analizy skrawalności [18,20,30,38–41], analizy w zakresie doskonalenia procesu obróbki [42–45], analizy oddziaływań różnych metod chłodzenia i smarowania strefy skrawania, monitorowania stanu zużycia ostrza, analizy morfologii obrobionej powierzchni i wióra, a ponadto dokładne poznanie fizycznych aspektów obróbki skrawaniem [29,40,46]. Ponadto zauważalny jest znaczny wzrost udziału oraz, idący z tym w parze, rozwój wariantów frezowania wieloosiowego w wytwarzaniu wyrobów (rys. 2). Koncentrują się zasadniczo na poprawie efektywności wytwarzania w przemyśle, zwłaszcza lotniczym.

Frezowanie wieloosiowe jest zaawansowanym procesem pod względem kinematycznym, w trakcie którego oprócz przemieszczenia narzędzia zmienia się położenie jego osi w przestrzeni. Realizacja takiego ruchu, tj. ruchu narzędzia w przestrzeni w sposób synchroniczny względem wektora normalnego obrabianej powierzchni, odbywa się poprzez sprzężenie kinematyczne trzech przemieszczeń liniowych oraz dwóch obrotowych. Tym samym narzędzie skrawające może być orientowane w sposób dowolny, a orientacja osi narzędzia ograniczona jest jedynie przez limity kinematyczno-geometryczne obrabiarki lub kształtem obrabianego przedmiotu.



Rys. 2. Główne kierunki badań naukowych w zakresie obróbki skrawaniem nadstopów na osnowie Ni [na podstawie A1–A8]

Skutkuje to tym, że modyfikacje procesu frezowania wieloosiowego w ramach zatwierdzonej technologii wytwarzania krytycznych części lotniczych wymagają rygorystycznych badań w celu możliwości ich zastosowania. Dlatego przemysł lotniczy wykazuje wyraźne zainteresowanie doskonaleniem tych istniejących nowoczesnych procesów pod kątem wzrostu wskaźników efektywności wytwarzania.

W związku z powyższym, głównym obszarem zainteresowania badaczy z całego świata są różne sposoby określania orientacji osi narzędzia w celu wydłużenia okresu trwałości ostrza, przy jednoczesnym możliwie maksymalnym wykorzystaniu całej długości jego krawędzi skrawającej. W procesie wieloosiowego frezowania objętość usuwanego materiału ulega fluktuacjom z uwagi na orientację osi narzędzia. Skutkuje to nierównomiernym rozkładem zużycia ostrza. Obecne kierunki badań zmierzają do określania orientacji osi narzędzia w sposób kontrolowany w celu wywarcia zmiany obszaru styku narzędzie – przedmiot obrabiany (z ang. *Cutter-Workpiece Engagement*, w skrócie *CWE*), co z kolei przyczynia się do redukcji zużycia ostrza. W tym zakresie główny priorytet stanowi opracowanie strategii obróbki wieloosiowej. W pierwszym proponowanym rozwiązaniu Luo i inni [10] zmieniali orientację osi narzędzia w kierunku posuwu w taki sposób, aby zaangażować wszystkie czynne segmenty krawędzi skrawającej w celu wydłużenia okresu trwałości ostrza. W drugim zaś Uchikata i inni [5] zmieniali orientację osi narzędzia w sposób płynny 3D w celu uzyskania równomiernego zużycia na całej długości krawędzi skrawającej ostrza. Dopełnieniem tego rozwiązania jest strategia frezowania wieloosiowego uwzględniająca model równomiernego zużycia ostrza frezu [47]. Warto nadmienić, że w dostępnych źródłach literaturowych powyższe rozwiązania są jedynymi, które dotyczą trwałości i zużycia ostrza w aspekcie frezowania wieloosiowego.

Poza opracowywaniem strategii wraz z przeprowadzeniem weryfikacji poprawności ich działania, badania ukierunkowane są także na analizę wpływu orientacji osi narzędzia na jego zużycie, zbadanie charakterystyki przestrzennego rozkładu zużycia ostrza oraz modelowanie rozkładu przestrzennego zużycia ostrza [48]. Ponadto badania przeprowadzane są również w aspekcie oceny wpływu orientacji osi narzędzia na mechanikę skrawania i integralność powierzchni obrobionej [9]. Warto zwrócić uwagę, że w powyższych pracach znacząco przeważają badania, w których jako narzędzie skrawające stosowano frez kulisty i w znacznym stopniu ograniczono lub pominięto analizy w zakresie zagadnień mechaniki skrawania oraz technologicznej warstwy wierzchniej.

Uwzględniając powyższe kierunki badań, analizę literaturową stanu wiedzy oraz priorytety w zapotrzebowaniu przemysłu lotniczego, określono cel w zakresie naukowo – badawczym jak i użytecznym oraz zakres realizacji badań, składające się na obszar tematyczny zawarty w przedstawionym do oceny cyklu publikacji.

### **IV.3. Charakterystyka celu naukowego, zakresu badań, warunków badań, wyników oraz oryginalnego wkładu w prace składające się na spójny tematycznie cykl publikacji**

#### **IV.3.1. Cel naukowy i zakres badań własnych**

Motywacją do podjętych badań były problemy technologiczne w procesie frezowania wieloosiowego nadstopu na osnowie Ni Inconel 718, zdefiniowane w ramach mojej rozprawy doktorskiej oraz mojej współpracy z przedstawicielami przemysłu lotniczego. Oparto się przy tym na wiedzy pochodzącej z dostępnych źródeł literaturowych. Frezowanie, w tym szczególnie wieloosiowe, nadstopów na osnowie Ni znajduje szerokie odzwierciedlenie w publikacjach naukowych oraz jest realizowane w zaawansowanych technologicznie przedsiębiorstwach produkcyjnych. Z kolei uwarunkowania wynikające z coraz bardziej restrykcyjnych wymagań konstrukcyjnych, rozwój w zakresie wariantów frezowania wieloosiowego oraz zwiększający się udział nadstopów na osnowie Ni w sektorze wytwórczym powodują, że badania w tym zakresie mają duże zapotrzebowanie i są aktualne.

Zakres badań własnych ujęty w przedstawionym do oceny jednotematycznym cyklu publikacji stanowi kolejny, lecz jednocześnie całkowicie odrębny etap, którego kierunek został określony na podstawie dostępnych źródeł literatury o zasięgu światowym oraz syntezy wyników uzyskanych podczas realizacji pracy doktorskiej. Wówczas, przeprowadziłem ocenę istotności wpływu parametrów kąta prowadzenia i kąta pochylenia (definiowanych w systemie CAM – z ang. *Computer Aided Manufacturing*) osi frezu torusowego oraz promieni krzywizny obrabianej powierzchni złożonej na przekrój warstwy skrawanej. Wykazano, że na przekrój warstwy skrawanej istotnie wpływa kąt prowadzenia oraz promień krzywizny w kierunku posuwu, które przyjęto jako parametry nastawne procesu. Stanowiło to podstawę do analizy interakcji i modelowania empirycznego związków pomiędzy ustalonymi parametrami nastawnymi procesu a składowymi siły skrawania oraz odchyłką kształtu. Na podstawie otrzymanych wyników oraz zależności matematycznych opracowano algorytm doboru kąta prowadzenia do promienia krzywizny zarysu obrabianej powierzchni, gdzie jako główne kryterium decyzyjne przyjęto odchyłkę kształtu. Przeprowadzono weryfikację doświadczalną poprawności działania algorytmu oraz dodatkowo dokonano oceny chropowatości powierzchni obrabianej. Dobór kąta prowadzenia do promienia krzywizny zarysu obrabianej powierzchni pośrednio wymuszał przesunięcie krawędzi skrawającej, co wpisało się w utrzymujący się do dziś główny nurt badawczy w zakresie opracowywania nowych strategii, jak również udoskonalania frezowania wieloosiowego [5,10,47]. Stwierdziłem, że przesunięcie krawędzi skrawającej powinno być realizowane w sposób bezpośredni i kontrolowany parametrycznie. Ponadto, w zakresie obróbki nadstopu na osnowie Ni – Inconel 718 wskazałem, iż należy w kolejnych etapach prowadzonych badań uwzględnić całkowicie pominięty przeze mnie w pracy doktorskiej aspekt zużycia i trwałości ostrza oraz analizę wskaźników technologicznych i fizycznych z tym aspektem związanych, co zarekomendowali także recenzenci pracy doktorskiej.

Zatem, **wyróżnikiem** przyjętego w ramach **jednotematycznego cyklu publikacji** zakresu badań **jest podejście wieloaspektowe, mające charakter** zarówno **naukowo – badawczy, jak i użyteczny**. Obejmuje ono:

- zaproponowanie, opracowanie oraz kompleksową analizę dwóch odmiennych technik przemieszczenia, czynnej krawędzi skrawającej (tj. pozycjonowania kąтового okrągłej

płytki skrawającej – z ang. *Angular Positioning of Round Cutting Insert*, oraz zmiany czynnego segmentu krawędzi skrawającej – z ang. *Active Cutting Edge Segment Change Technique*), o przyjętych odpowiednio akronimach: *APofRCI* oraz *ACESCT*,

- zaproponowanie dwóch sposobów parametrycznej definicji tego przemieszczenia, stosując kąt pozycji płytki skrawającej oraz kąt nachylenia osi frezu torusowego, uwzględniając trwałość i zużycie ostrza,
- dwa różne podejścia w określaniu prędkości skrawania.

Zastosowanie materiału obrabianego, narzędzia skrawającego, czy parametrów skrawania, jako czynników stałych modelu obiektu badań, pozwoliło na analizę porównawczą uzyskanych wyników oraz odniesienie wniosków do ustalonych warunków badań.

Za cel osiągnięcia naukowego w **zakresie utylitarnym** przyjąłem opracowanie technik przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej stosując w pierwszym proponowanym rozwiązaniu pozycjonowanie katowe okrągłej płytki skrawającej, zaś w drugim zmianę czynnego segmentu krawędzi skrawającej poprzez zmianę orientacji osi frezu torusowego. Pierwsze proponowane rozwiązanie wykorzystuje możliwości wynikające z konstrukcji składanego frezu torusowego, zaś drugie wykorzystuje możliwości kinematycznie – ruchowe wieloosiowej obrabiarki sterowanej numerycznie. Jako korzyść z punktu widzenia efektywności obróbki można wskazać współzależność i komplementarność obu proponowanych rozwiązań. Ponadto, możliwe jest zastosowanie techniki *APofRCI* i wdrożenie otrzymanych wyników badań w procesie toczenia stopów niklu płytkami okrągłymi.

Z kolei za **cel w zakresie naukowo – badawczym** przyjąłem:

- analizę stanu ostrza oraz modelowanie przebiegu zużycia i trwałości ostrza w procesie frezowania nadstopu na osnowie Ni Inconel 718 frezem torusowym z wykorzystaniem zaproponowanych i opracowanych technik przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej,
- analizę oddziaływań pomiędzy parametrami nastawnymi procesu, a wskaźnikami technologicznymi (stan technologicznej warstwy wierzchniej) i fizycznymi (siły i moment skrawania, temperatura skrawania, wióry).

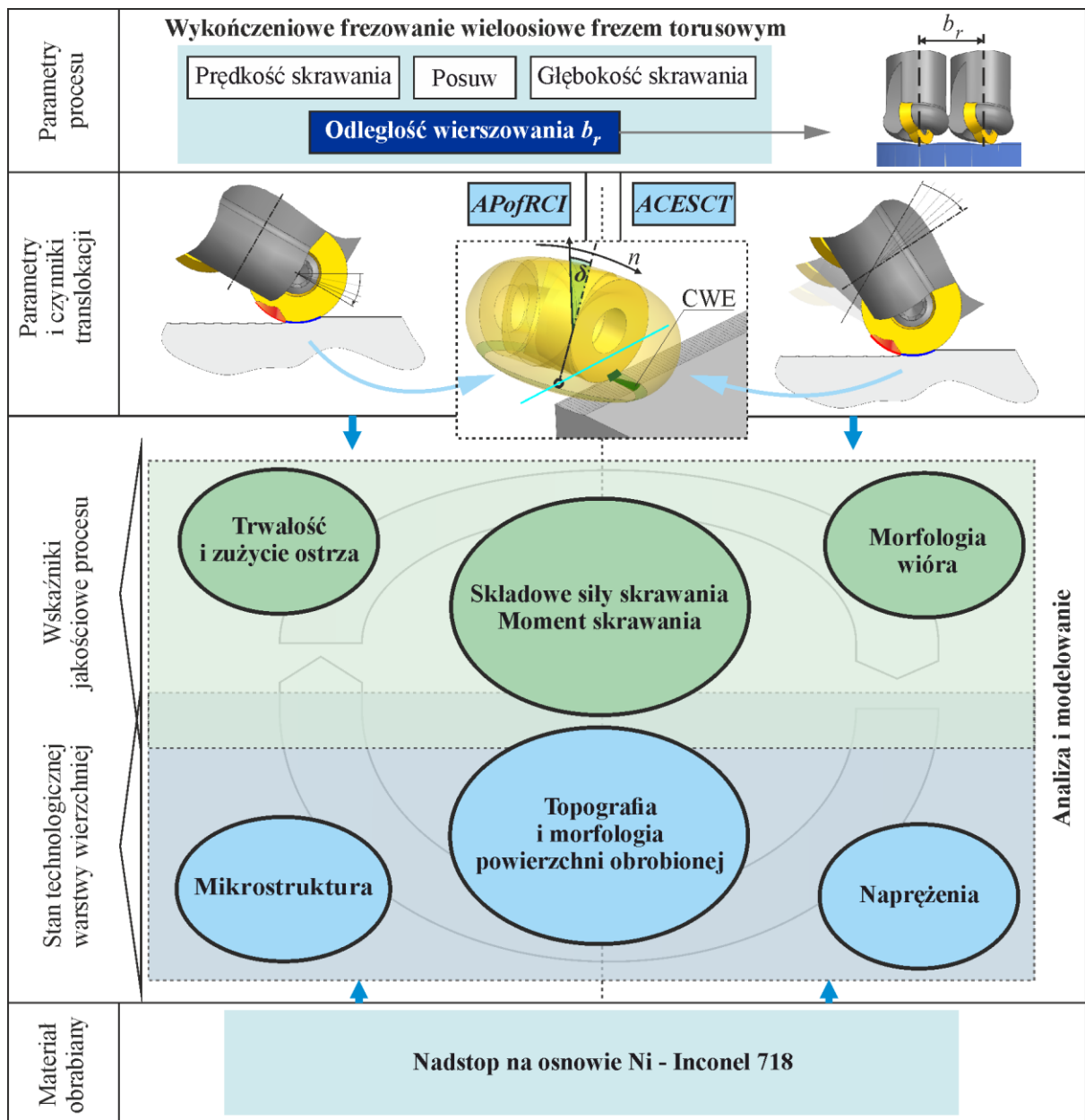
Cele osiągnięcia naukowego zdefiniowałem na podstawie przeprowadzonej analizy literatury oraz wyników dotychczasowych badań. Realizację celów zaplanowałem poprzez przeprowadzenie badań doświadczalnych i symulacyjnych, analizy wyników oraz modelowania empirycznego, analitycznego i numerycznego.

Osiągnięcie celów wymagało określenia właściwego zakresu badań uwzględniającego zarówno techniki przemieszczenia czynnej krawędzi skrawającej, jak również podejście technologiczne oraz analizę wskaźników jakościowych procesu i stanu technologicznej warstwy wierzchniej (rys. 3).

Koncepcja przyjętego zakresu badań opiera się na podejściu przekrojowym. Z jednej strony uwzględnia techniki przemieszczenia czynnej krawędzi skrawającej, z kolei z drugiej strony uwzględnia czynniki stałe modelu obiektu badań w postaci: przyjętego do badań nadstopu na osnowie Ni Inconel 718, geometrię narzędzia skrawającego w postaci frezu torusowego oraz warunków skrawania z podwyższonymi i dużymi prędkościami skrawania.

Założono, że dla danej powierzchni obrabianej oraz generowanych trajektorii ruchu narzędzia, należy określić taką pozycję katową okrągłej płytki skrawającej i/lub orientację osi frezu torusowego, która umożliwi maksymalne wykorzystanie powierzchni styku torus – przedmiot obrabiany (z ang. *Cutter – Workpiece Engagement*) uwzględniając przebieg i stan zużycia ostrza, zanim zostanie osiągnięte przyjęte kryterium stępienia. Jeśli przyjąć, że stałe są wartości posuwu na ostrze oraz prędkości skrawania w punkcie styku, taka maksymalizacja powierzchni styku odpowiada maksymalizacji trwałości ostrza. Uwzględniono, że zmiana orientacji osi frezu torusowego wpływa na otrzymywaną jakość powierzchni obrobionej. Badania prowadzono pod kątem możliwości wykorzystania technik przemieszczenia

w praktyce przemysłowej, zwłaszcza w zaawansowanych technologicznie zakładach produkcyjnych, biorąc pod uwagę łatwość implementacji tych technik, jak również wyników badań.



Rys. 3. Schemat przyjętego zakresu badań [na podstawie A1–A8]

*APofRCI* – pozycjonowanie kątowej okrągłej płytki skrawającej, *ACESCT* – zmiana czynnego segmentu krawędzi skrawającej, *CWE* – powierzchnia styku

Prowadzone przeze mnie badania, zawarte w przedstawionym do oceny cyklu publikacji obejmują następujące zagadnienia:

- Charakterystykę różnych typów geometrii frezu torusowego, ze szczególnym uwzględnieniem frezu torusowego tubowego, rozkładu prędkości skrawania na dwuwymiarowej powierzchni obrotowej torusa wzdłuż osi obrotu uwzględniając kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej.
- Ocena wpływu orientacji osi frezu torusowego na chropowatość powierzchni wypukłej oraz wklęsłej z uwzględnieniem kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej.

- Zidentyfikowanie najbardziej efektywnych kinematyk skrawania wieloosiowego w aspekcie zużycia i trwałości ostrza, sił skrawania, form zużycia ostrza, morfologii wióra i obrobionej powierzchni.
- Wyznaczenie modeli matematycznych opisujących średnice robocze i średnicę styku w granicach warstwy skrawanej oraz kąta pracy frezu torusowego w płaszczyźnie podstawowej.
- Analizę wpływu orientacji osi frezu torusowego na zmiany wartości średnicy roboczej i średnicy styku oraz kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej w aspekcie trwałości i zużycia ostrza.
- Identyfikację powierzchni styku torus – przedmiot obrabiany i czynnego segmentu krawędzi skrawającej.
- Opracowanie wariantu techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej metodą pozycjonowania kąтового okrągłej płytki skrawającej *APofRCI* uwzględniającej modelowanie i ocenę zużycia ostrza w wieloosiowym frezowaniu nadstopu na osnowie Ni frezem torusowym z określoną stałą powierzchnią styku.
- Modelowanie związku pomiędzy orientacją osi frezu torusowego a powierzchnią styku oraz segmentacja krawędzi skrawającej jako podstawa techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej *ACESCT*.
- Modelowanie odległości wierszowania w wieloosiowym frezowaniu z wykorzystaniem autorskiej techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej *ACESCT*, uwzględniającej zmiany orientacji osi frezu torusowego oraz chropowatość teoretyczną.
- Opracowanie modelu stanowiącego kryterium stopnia ostrza, dedykowanego technice przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej *ACESCT*.
- Modelowanie okresów trwałości i przebiegów zużycia ostrza frezu torusowego podczas wieloosiowego frezowania nadstopu na bazie Ni z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej *ACESCT*.
- Analizę form zużycia oraz wskaźników fizycznych zużycia ostrza podczas wieloosiowego frezowania nadstopu na osnowie Ni z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej *ACESCT*.
- Analizę wskaźników technologicznych zużycia ostrza, tj. stanu technologicznej warstwy wierzchniej podczas frezowania wieloosiowego nadstopu na osnowie Ni techniką przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej *ACESCT*.
- Opracowanie nowej koncepcji wieloosiowego frezowania czołowego łopatek silnika lotniczego, wykorzystującą technikę przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej *ACESCT* oraz klasyfikację uwzględniającą naprężenia resztkowe w warstwie wierzchniej.

Przedstawiony przeze mnie wykaz prac stanowi jedynie część publikacji obejmujących tematycznie tytuł osiągnięcia naukowego. Są to publikacje, które prezentują najistotniejszy wkład w dyscyplinę inżynieria mechaniczna.

#### **IV.3.2. Warunki badań**

##### *Charakterystyka badanego materiału*

Do badań doświadczalnych przyjęto nadstop na osnowie Ni – Inconel 718 (NiCr19FeNb5Mo). Materiał ten jest jednym z najpowszechniej stosowanych w przemyśle lotniczym i kosmicznym. W tabeli 1 przedstawiono zestawienie zawartości nominalnych pierwiastków stopowych, natomiast w tabeli 2 wybrane właściwości mechaniczne.

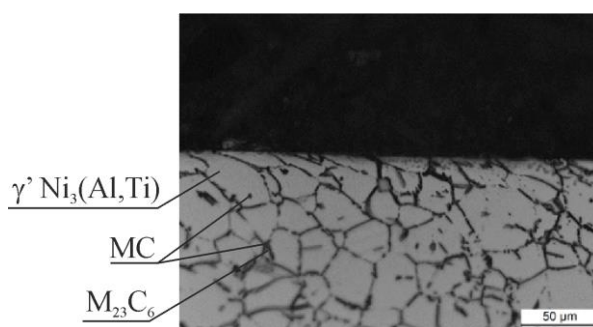
Tabela 1. Skład chemiczny nadstopu Inconel 718 [na podstawie A7]

Udział	Fe	Cr	Co	Mo	W	Nb	Al	Ti	C	B	Zr	Ni
% masowo	18.7	18.3	0.3	3.05	–	5.05	0.49	1.05	0.051	0.004	–	53.0

Tabela 2. Właściwości nadstopu Inconel 718 [na podstawie A1]

$k_{\sigma}$	$H_V$ (GPa)	$E$ (GPa)	$\sigma_{lim}$ (MPa)
4.1	3.3	208	776

Na rys. 4. przedstawiono przykładową mikrostrukturę nadstopu Inconel 718. Wykazuje ona jednorodny rozkład ziarna bez rozpoznawalnego kierunku uprzywilejowanego. Średnia wielkość ziarna materiału wynosi ok. 10–15  $\mu\text{m}$ . Faza  $\gamma'$   $\text{Ni}_3(\text{Al},\text{Ti})$  jest równomiernie rozmieszczona w macierzy  $\gamma$ . Średnia średnica cząstki tej fazy wynosi 100–500 nm. Na granicy ziaren są rozpoznawalne węgliki w formie  $\text{M}_{23}\text{C}_6$  z pojedynczym węglikiem typu MC. W ziarnach znajdują się nieregularne rozdzielone węgliki MC, które otoczone są zwykle fazą  $\gamma'$ .



Rys. 4. Mikrostruktura nadstopu IN718 [na podstawie A1]

Próbki do badań dostarczono w postaci prętów o średnicy  $\varnothing 110$  mm. Materiał przygotowano wg normy AMS5663 i w stanie dostawy był po godzinnym wyżarzeniu w temp. 1065°C i osiemnastogodzinnym starzeniu (osiem godzin w temp. 760°C, potem schłodzony w piecu do 625°C i trzymany w tej temperaturze).

#### Konfiguracja stanowisk badawczych

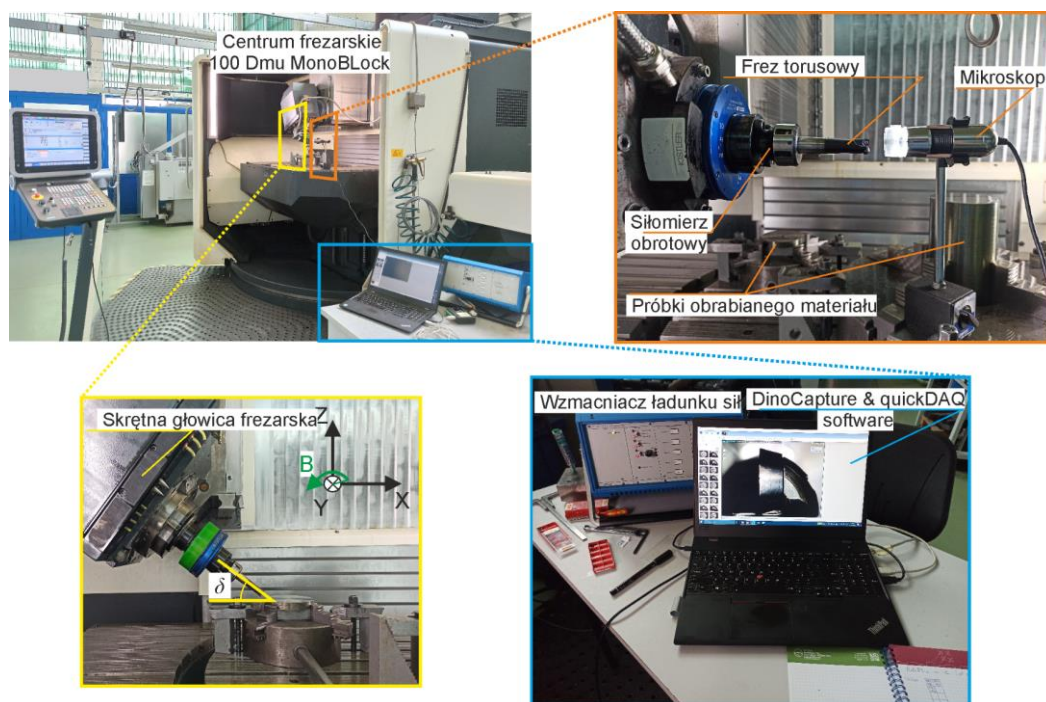
Badania zrealizowano w: Katedrze Technik Wytwarzania i Automatyzacji oraz Katedrze Nauki o Materiałach Politechniki Rzeszowskiej im I. Łukasiewicza (podstawowe miejsce pracy); Katedrze Podstaw Inżynierii Produkcji Politechniki Lubelskiej (krajowy staż badawczy w ramach zadania zleconego pn. „Politechniczna Sieć VIA CARPATIA im. Prezydenta RP Lecha Kaczyńskiego” finansowanego z dotacji celowej Ministra Edukacji i Nauki działanie „PO SĄSIEDZKU – międzyuczelniane staże badawcze i wizyty studyjne”); Department of Industrial Engineering and Informatics oraz Department of Automobile and Manufacturing Technologies z siedzibą w Prešov, The Technical University of Košice, Słowacja (zagraniczny staż badawczy zainicjowany podczas mojego wyjazdu w ramach programu Erasmus+, a zrealizowany w ramach finansowania własnego).

Do realizacji procesu frezowania użyto wieloosiowego centrum frezarskiego CNC 100DMU MonoBLOCK (rys. 5) wyposażonego w tory do pomiaru składowych całkowitej siły i momentu skrawania oraz rejestracji obrazów i przebiegu zużycia ostrza. Pomiaru składowych całkowitej siły i momentu skrawania wykonano z użyciem 4–składowego obrotowego siłomierza piezoelektrycznego Kistler 9123C z 4–kanałowym wzmacniaczem ładunku Kistler

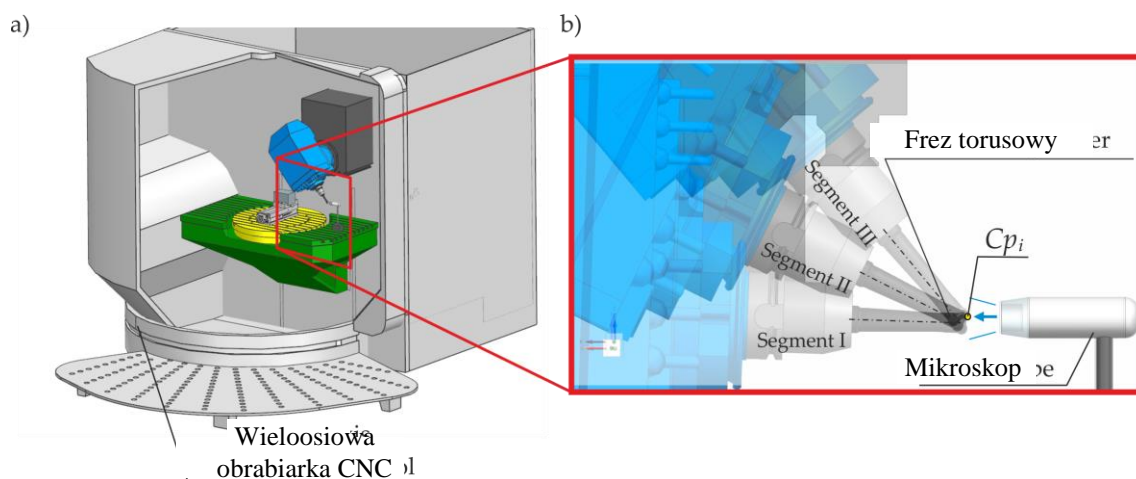
5223B i systemem akwizycji danych quickDAQ & KUSB-3100. Zarejestrowane sygnały sił oraz momentu podlegały następnie filtracji stosując własny program opracowany w środowisku MatLab. W programie tym zastosowano filtr dolnoprzepustowy Czebyszewa, natomiast do analizy w dziedzinie częstotliwości zastosowano szybką transformatę Fouriera FFT (z ang. *Fast Fourier Transform*).

Pomiary wskaźników zużycia ostrza narzędzia skrawającego prowadzono z zastosowaniem mikroskopu cyfrowego Dino-Lite 7000CE o rozdzielczości 5Mp przy użyciu oprogramowania DinoCapture 2.0. Opracowano przy tym własne rozwiązanie w postaci sposobu wykonywania pomiaru wskaźników zużycia ostrza, opierając się na lokalizacji punktu styku  $CP_i$ . Dzięki temu uniknięto konieczności demontowania narzędzia wraz z siłomierzem z gniazda wrzeczona wieloosiowego centrum obróbkowego CNC. Wykorzystano przy tym jednocześnie możliwości kinematyczno-ruchowe obrabiarki oraz sterowania numerycznego CNC. Pomiar realizowano bezpośrednio na maszynie CNC bez ingerencji w układ OUPN, przez co sam pomiar był bardziej efektywny i obciążony mniejszym błędem w stosunku do tradycyjnego podejścia zakładającego demontaż narzędzia. Sposób ten oparto na opracowanym własnym programie sterującym NC, w którym określono takie położenie zespołu narzędzia względem mikroskopu cyfrowego w przestrzeni roboczej obrabiarki, aby punkt styku  $CP_i$  każdorazowo znajdował się w osi obiektywu mikroskopu oraz w odpowiedniej od niego odległości (zachowanie ustawionego powiększenia przy jednoczesnym zapewnieniu ostrości obrazu dla określonej kalibracji układu pomiarowego). Dotyczyło to zarówno pomiaru wskaźników zużycia na powierzchni przyłożenia jak i na powierzchni natarcia ostrza narzędzia (rys. 6). Przedstawiony sposób pomiaru wskaźników zużycia ostrza bezpośrednio na obrabiarce CNC opisano szerzej w pracy A4.

**Opracowanie zaprezentowanego powyżej sposobu pomiaru wybranych wskaźników geometrycznych zużycia ostrza wykorzystując możliwości kinematyczno-ruchowe obrabiarki wieloosiowej oraz sterowania numerycznego stanowi mój wkład w rozwój dyscypliny inżynieria mechaniczna.**



Rys. 5. Stanowisko badawcze i konfiguracja centrum frezarskiego DMU100MonoBLOCK z torami do pomiaru składowych całkowitej siły i momentu skrawania oraz rejestracji obrazów i przebiegu zużycia ostrza (Katedra Technik Wytwarzania i Automatykacji Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza) [na podstawie A1–A8]



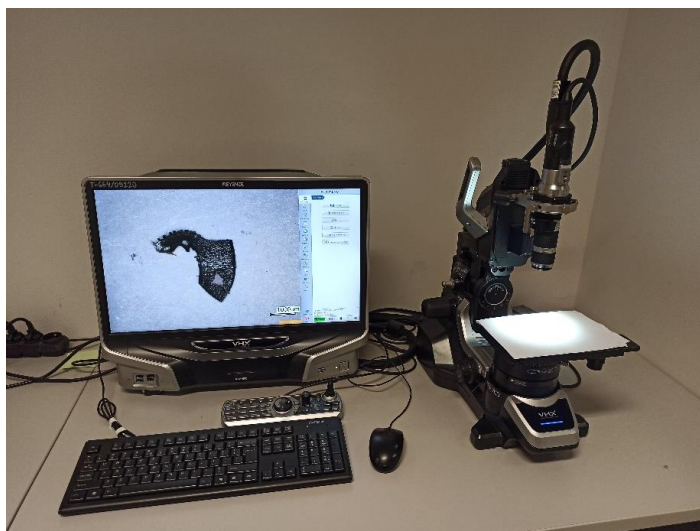
Rys. 6. Własny sposób pomiaru wskaźników zużycia ostrza: a) układ na wieloosiowej obrabiarce CNC, b) idea sposobu pomiaru [na podstawie A4]

Największy zakres badań w zakresie pomiaru chropowatości 2D i topografii 3D powierzchni obrobionych realizowano metodą stykową za pomocą zestawu pomiarowego Hommel Etamic Waveline (rys. 7). Analizę chropowatości i topografii powierzchni prowadzono za pomocą programu TMess. Obejmowała ona m.in. filtrację profilu kształtu, obrazowanie topografii za pomocą map 3D, wyznaczanie wybranych parametrów chropowatości i topografii powierzchni oraz ich ocenę. Parametry topografii powierzchni określono z uwzględnieniem normy ISO 25178. Stykową głowicę pomiarową Hommel Etamic 300–600 wyposażono w igłę z końcówką diamentową o promieniu  $r=5\ \mu\text{m}$ .



Rys. 7. Zestaw pomiarowy Hommel Etamic Waveline do pomiaru chropowatości 2D i topografii 3D powierzchni obrobionych (Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji Politechniki Lubelskiej) [materiały własne z odbytego krajowego stażu badawczego]

Analizę morfologii wiórów prowadzono z zastosowaniem mikroskopu cyfrowego Keyence VHX–5000 (rys. 8). Mikroskop wyposażono w jednostkę centralną oraz kamerę z wymiennym obiektywem. Mikroskop ten pozwalał na rejestrację obrazu w wysokiej rozdzielczości pomiarowej. Zastosowano obiektyw VH-Z50, którego zakres powiększeń to  $5\div 50\times$ .



Rys. 8. Mikroskop cyfrowy Keyence VHX-5000 użyty do pomiaru i analizy morfologii wiórów (Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji Politechniki Lubelskiej) [materiały własne z odbytego krajowego stażu badawczego]

Obserwację powierzchni natarcia i przyłożenia zużytych ostrzy narzędzia oraz powierzchni obrobionych pod kątem ich morfologii prowadzono z zastosowaniem elektronowego mikroskopu skaningowego (SEM) HITACHI S-3400N wyposażonego w układy EDS i WDS do analizy składu chemicznego oraz układ EBSD umożliwiający wyznaczenie tekstury materiałów oraz identyfikację składników fazowych (rys. 9).



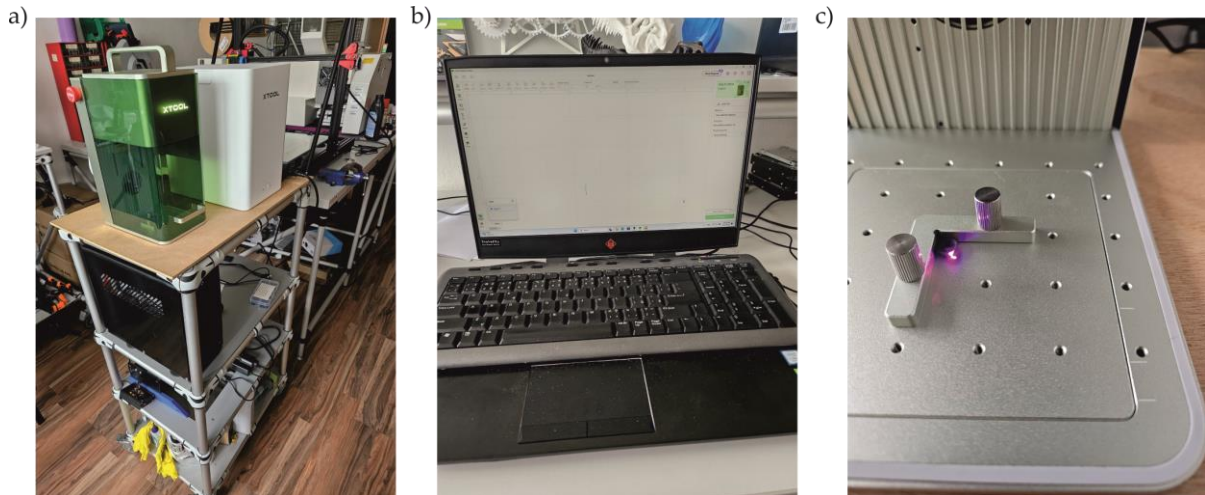
Rys. 9. Elektronowy mikroskop skaningowy HITACHI S-3400N (Katedra Nauki o Materiałach Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza) [materiały KNoM]

Do pomiarów naprężeń własnych powierzchni obrobionej stosowano dyfraktometr Proto LXRD firmy Proto Manufacturing Ltd. Do obliczenia wartości naprężeń własnych stosowano metodę  $\sin^2\psi$  oraz program komputerowy XRD Win2.0. Stosowano wiązkę promieniowania charakterystycznego  $MnK_{\alpha\alpha}$  o średnicy 2 mm, skupiając się na płaszczyźnie krystalograficznej (311) IN718. Stosowano kąt Bragga  $151.88^\circ$ , napięcie lampy rentgenowskiej 30 kV, prąd 25 mA, czas naświetlania 1 s dla 10 ekspozycji powierzchni w zakresie od  $-30^\circ$  do  $30^\circ$ . Zastosowano oscylację Beta o wartości  $3^\circ$  w celu redukcji efektów powierzchniowych,

a każda próbka została oczyszczona przed pomiarem. Pomiary wartości odkształcenia sprężystego wykonano na głębokości około 5  $\mu\text{m}$  od powierzchni obrobionej. Naprężenia własne w warstwie wierzchniej określano zarówno w kierunku posuwu, jak również w kierunku poprzecznym do posuwu.

Pozycjonowanie kątowe okrągłej płytki skrawającej w korpusie frezu torusowego wykonywano względem naniesionej linii referencyjnej na powierzchni czołowej płytki. Linie referencyjną naniesiono z wykorzystaniem grawerki laserowej xTool F1 oraz programu xTool Creative Space (rys. 10). Zestaw ten umożliwia naniesienie dowolnej krzywej na dowolnej powierzchni części wykonanej z dowolnego materiału stosując wiązkę lasera o mocy 2W oraz średnicy 1064 nm.

Procedurę pozycjonowania kąтового okrągłej płytki skrawającej w korpusie frezu torusowego wraz z przeprowadzeniem pomiarów obszaru zużycia ostrza realizowano przy wykorzystaniu mikroskopu cyfrowego Keyence VHX-7000. Mikroskop ten pozwalał na pozycjonowanie kątowe, obserwację powierzchni natarcia oraz pomiary obszaru zużycia ostrza okrągłej płytki skrawającej. Zastosowano obiektyw ZS-20, którego zakres powiększeń to 20–200x, oraz 100x przy użyciu funkcji nakładania obrazów. Mikroskop ten jest na wyposażeniu the Department of Automobile and Manufacturing Technologies z siedzibą w Prešov, Slovakia.



Rys. 10. Zestaw graweru laserowego: a) grawer laserowy xTool F1, b) komputer PC z oprogramowaniem xTool Creative Space, c) przestrzeń robocza (Department of Industrial Engineering and Informatics seated in Prešov, Slovakia) [na podstawie A5]

### Narzędzie skrawające

W ujęciu definicji geometrycznej, zaproponowanej przez Cao i współautorów w pracy [15], torus to dwuwymiarowa powierzchnia obrotowa powstała w wyniku obrotu o kąt pełny okręgu o promieniu  $r_p$  wokół prostej, tj. osi obrotu, znajdującej się w płaszczyźnie tego okręgu. Cao i współautorzy wzięli pod uwagę także odległość  $R_T$  punktu środkowego okręgu definiującego torus od osi obrotu, co pozwoliło im określić cztery rodzaje frezów poprzez zmianę parametrów torusa.

- a) *Geometria I*  
 $r_p, R_T \rightarrow \infty$ , wtedy frez torusowy przyjmuje cechy frezu walcowo-czołowego.
- b) *Geometria II*  
 $R_T=0$ , wtedy frez torusowy przyjmuje cechy frezu kulistego.

c) *Geometria III*

$r_p < R_T$ , frez torusowy pierścieniowy. W tym przypadku oś obrotu nie styka się z okręgiem. W frezowaniu wieloosiowym kontur wyznaczony przez przecięcie torusa powierzchnią obrabianą składa się z łuków elipsy, hiperboli oraz paraboli. Ten rodzaj geometrii posiada cechy frezu walcowo-czołowego, kulistego oraz wklęsłego. Stąd rekomendowany jest do obróbki powierzchni złożonych, zwłaszcza wypukłych z uwagi na podcinanie powierzchni wklęsłych charakteryzujących się nagłymi zmianami krzywizn.

d) *Geometria IV*

$r_p > R_T$ , frez torusowy wrzecionowy (samoprzecinający się). W tym przypadku oś obrotu przecina okrąg dwukrotnie. W frezowaniu wieloosiowym kontur wyznaczony przez przecięcie torusa powierzchnią obrabianą składa się z łuków elipsy oraz paraboli. Stąd rekomendowany jest do obróbki powierzchni wklęsłych, z uwagi na lepsze dopasowanie i mniejsze ryzyko podcięcia.

Cao i współautorzy ograniczyli się do charakterystyki geometrycznej wyżej wymienionych rodzajów frezów torusowych pomijając analizę w aspekcie rozkładu prędkości skrawania, która wywiera największy wpływ na zużycie ostrza. Ponadto, analizując stan zagadnienia innych dostępnych prac traktujących o frezie torusowym [8,12–14] nie stwierdziłem próby rozwinięcia charakterystyki geometrycznej o przypadek gdy  $r_p = R_T$ , jak również wyżej wspomnianej prędkości skrawania. Stąd nasunęły mi się następujące pytania:

1. Jakie cechy geometryczne posiada frez torusowy gdy  $r_p = R_T$ ?
2. Jak zmienia się rozkład prędkości skrawania na dwuwymiarowej powierzchni obrotowej torusa w funkcji parametrów geometrycznych  $r_p$  oraz  $R_T$  torusa.

Powyższe kwestie poruszyłem fragmentarycznie w pracy [A4] oraz w pracy [A5].

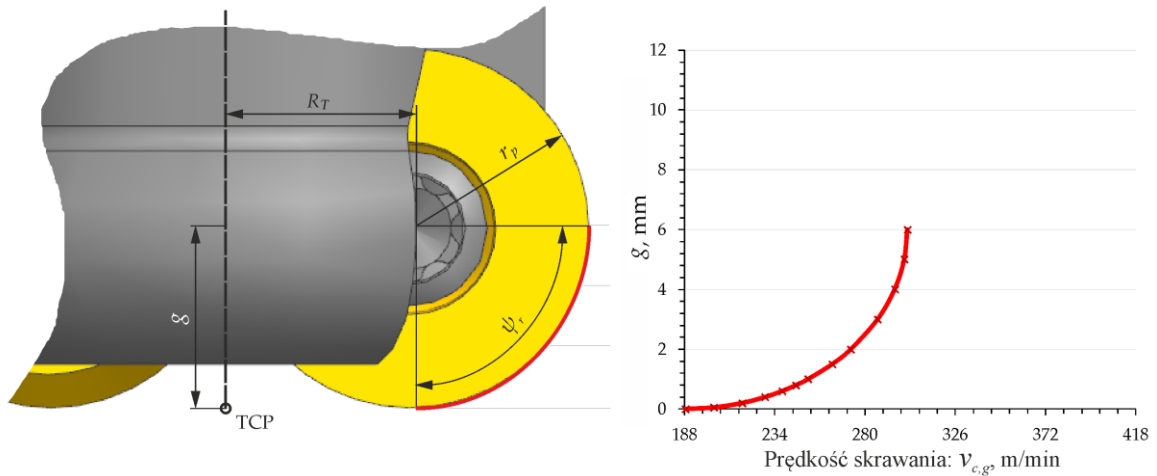
Przy zdefiniowanej dowolnej, a zarazem stałej wartości prędkości obrotowej wrzeciona, wartość prędkości skrawania zmienia się wzdłuż krawędzi skrawającej, poczynając od punktu wierzchołka *TCP* frezu i przemieszczając wzwyż o wartość parametru  $g$  wzdłuż osi obrotu (rys. 11). W tym aspekcie, Luo i współautorzy w pracy [10] zaproponowali dla przypadku wieloosiowego frezowania frezem kulistym wprowadzenie parametru  $g$ , który nazwali szerokością geograficzną punktu styku ostrza z obrabianą powierzchnią i zastosowali we wzorze na prędkość skrawania. Niestety, zaproponowane przez Luo i współautorów zależności matematyczne, zarówno parametru  $g$  jak i prędkości skrawania, są możliwe do zastosowania wyłącznie dla przypadku frezowania wieloosiowego frezem kulistym, a ponadto ich sformułowanie przeprowadzili tylko w płaszczyźnie przechodzącej przez oś obrotu narzędzia i punkt styku ostrza – powierzchnia obrobiona. Niezbędne zatem było określenie nowej postaci zależności matematycznych parametru  $g$  długości odcinka zawartego między punktem *TCP* wierzchołka frezu i punktem powstałym poprzez rzut w kierunku promieniowym na oś frezu dowolnego punktu styku  $CP_i$  ostrza z powierzchnią obrobioną oraz prędkości skrawania. Przyjąłem założenie, że zależności te powinny być uniwersalne pod względem zastosowania dla danego typu geometrycznego narzędzia określonego przez Cao i współautorów, jak również frezu torusowego gdy  $r_p = R_T$ . Ponadto przyjąłem również, że parametr  $g$  powinien być poprzez relację matematyczną związany z parametrem  $\psi_r$  kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej, jak również z parametrem orientacji osi frezu. Takie podejście umożliwiło w kolejnych etapach wyznaczenie innych parametrów i ich wartości zależnych od kąta obrotu narzędzia wraz z dokonaniem analiz w ujęciu przestrzennym.

Prędkość skrawania w punkcie o wysokości  $g$  od wierzchołka *TCP* frezu torusowego wyrażono zależnością (1) [A4, A5]:

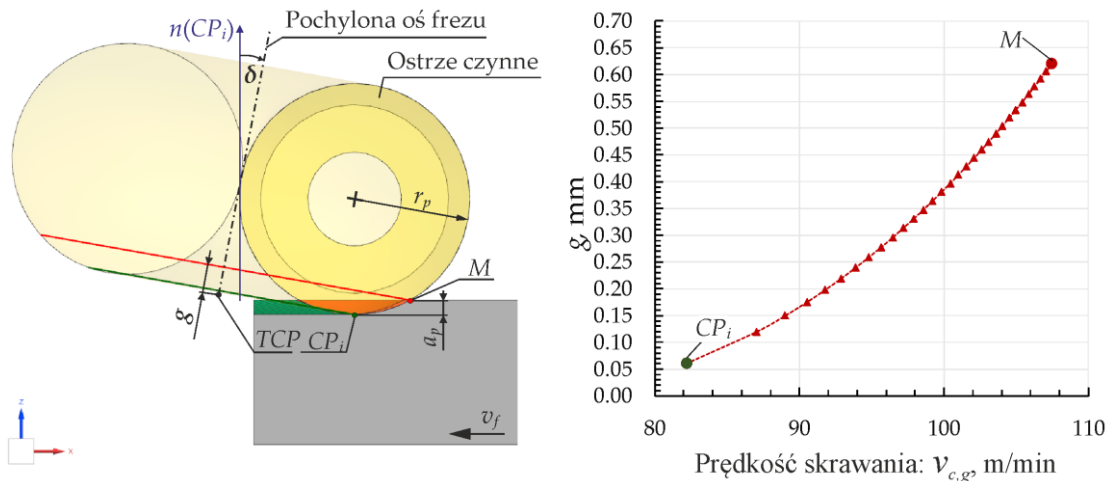
$$v_{c,g} = \frac{2\pi n \left( R_T + \sqrt{2r_p g - g^2} \right)}{1000}, \text{ [m/min]} \quad (1)$$

gdzie  $n$  to prędkość obrotowa wrzeciona,  $R_T$  to promień od osi obrotu frezu do punktu środka okrągłej płytki skrawającej, a  $r_p$  to promień okrągłej płytki skrawającej.

a)



b)



Rys. 11. Zmiana prędkości skrawania wzdłuż krawędzi skrawającej frezu torusowego: a) gdy  $\delta=0^\circ$  oraz  $n=3000$  obr/min, b) gdy  $\delta>0^\circ$  oraz  $n=2786$  obr/min ( $R_T=4$ mm,  $r_p=4$ mm) [na podstawie A4 oraz A5]

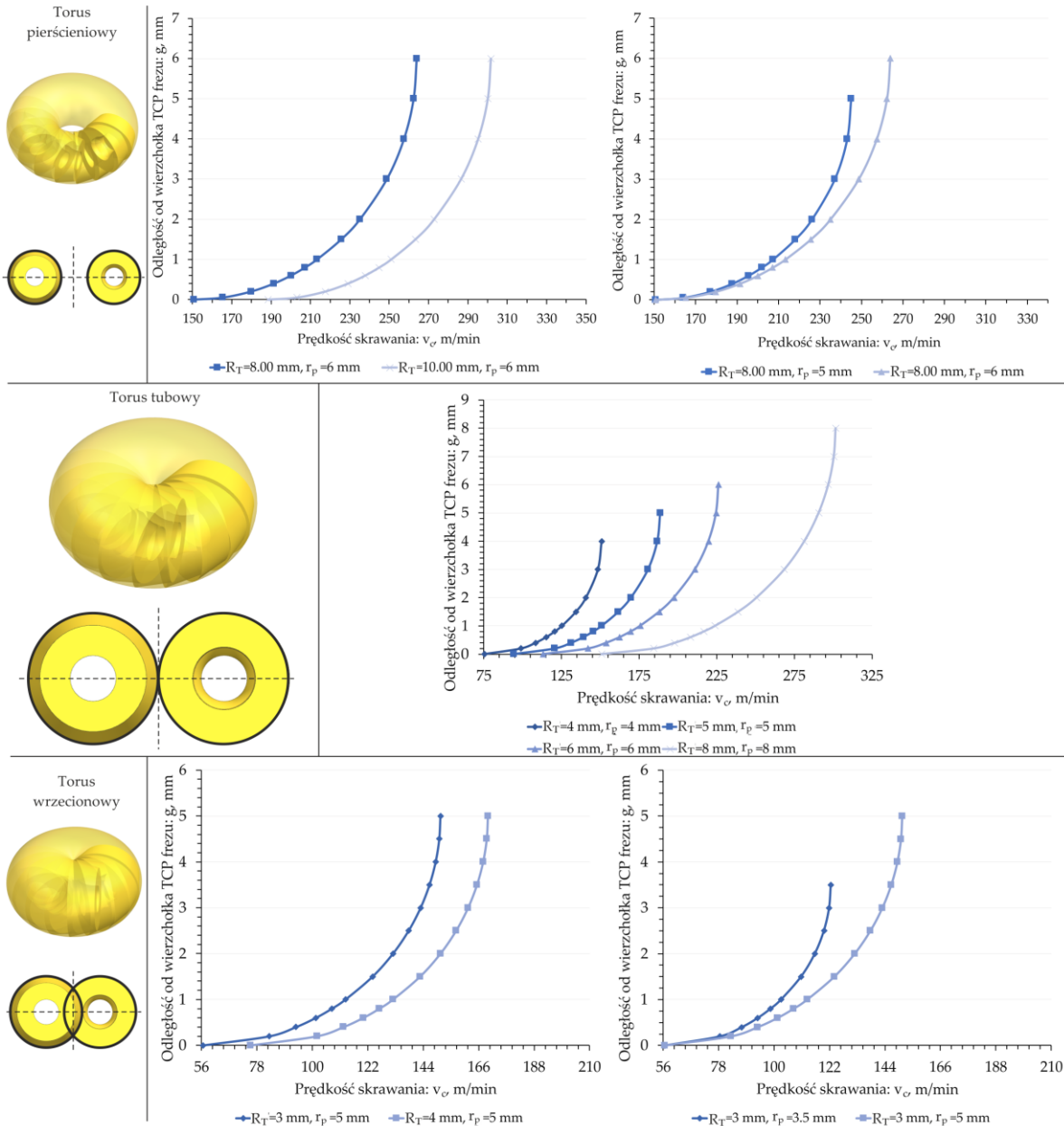
Długość  $g$  odcinka zawartego między punktem TCP wierzchołka frezu i punktem powstałym poprzez rzut w kierunku promieniowym na oś frezu dowolnego punktu, np.  $M$  (rys. 11b), znajdującego się na krawędzi skrawającej ostrza wyrażono natomiast zależnością (2) [A5]:

$$g = r_p \left[ 1 - \underbrace{\cos\left(\frac{\pi}{2} - \sin^{-1}\left(1 - \frac{a_p}{r_p}\right)\right)}_{\psi_r} \right] + \delta, \text{ [mm]} \quad (2)$$

gdzie  $a_p$  to nominalna głębokość skrawania,  $\delta$  to kąt nachylenia osi frezu.

Symulację rozkładu i zmian wartości prędkości skrawania przeprowadzono dla kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej w zakresie  $0^\circ \leq \psi_r \leq 90^\circ$ . Prędkość skrawania wzdłuż krawędzi skrawającej zmienia się nie tylko biorąc pod uwagę parametr  $g$ , lecz także parametry geometryczne torusa, tj.  $R_T$  oraz  $r_p$  (rys. 12). Stwierdzono, że dla przypadków geometrii frezu torusowego typu *torus pierścieniowy* oraz *torus wrzecionowy* określonych przez Cao i współautorów, parametr  $R_T$  powoduje promieniowe przesunięcie krawędzi skrawającej i tym

samym zwiększenie wartości prędkości skrawania w całym zakresie przyjętego do symulacji kąta pracy frezu  $\psi_r$ . Maksymalna odległość  $g$  od wierzchołka TCP frezu w przyjętym zakresie wartości parametru  $\psi_r$  nie zmienia się. Natomiast promień  $r_p$  okrągłej płytki skrawającej powoduje zwiększenie wartości prędkości skrawania w całym zakresie przyjętego do symulacji kąta pracy frezu  $\psi_r$ , przy czym jednocześnie zwiększeniu ulega także maksymalna odległość  $g$  od wierzchołka TCP frezu. W konsekwencji następuje wydłużenie łuku krawędzi skrawającej, co z kolei zwiększa potencjał możliwości skrawnych narzędzia, także z uwagi na jego trwałość.



Rys. 12. Rozkład i zmienność wartości prędkości skrawania wzdłuż osi frezu torusowego dla jego odmian geometrycznych. (Prędkość obrotowa wrzeciona  $n$ : 3000 obr/min).

Ponadto, zmieniając wartość parametru  $r_p$ , prędkość skrawania dla  $g=0$  nie zmienia się. Z kolei zmieniając wartość parametru  $R_T$  dla  $g=0$  zmianie ulega wartość prędkości skrawania. Pod względem opisanych wyżej sekwencji rozkładu wraz ze zmianami wartości prędkości skrawania w funkcji parametrów geometrycznych  $R_T$  oraz  $r_p$  torusa, stwierdzono szczególnie przypadek geometrii frezu torusowego:

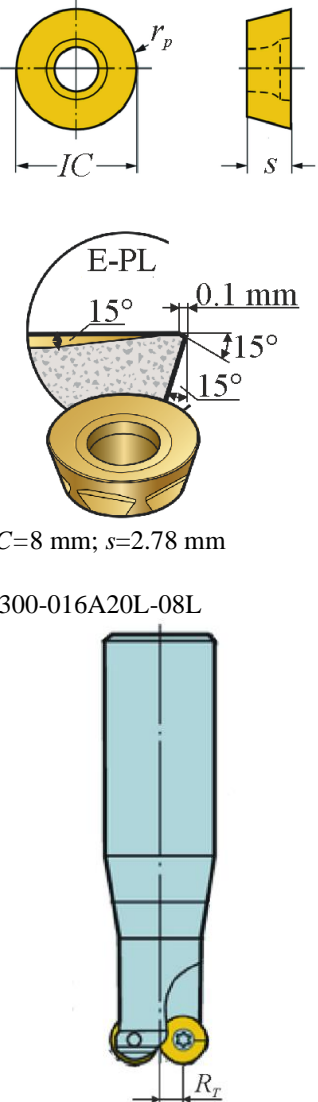
e) *Geometria V*

$r_p=R_T$ , w aspekcie opisu matematycznego jest to *frez torusowy tubowy* (styczny). W tym przypadku oś obrotu frezu jest styczna do okręgu. W frezowaniu wieloosiowym kontur wyznaczony przez przecięcie torusa powierzchnią obrabianą składa się, podobnie jak dla geometrii IV, z łuków elipsy i paraboli.

Ten szczególny przypadek geometrii frezu torusowego łączy w sobie cechy i właściwości zarówno frezu pierścieniowego jak i wrzecionowego, czego potwierdzeniem są m.in. otrzymane wyniki symulacji rozkładu i zmian prędkości skrawania  $v_c=f(R_T, r_p, g)$ . A zatem, biorąc powyższe pod uwagę, frez torusowy tubowy może być stosowany do obróbki zarówno powierzchni wypukłych, jak i powierzchni wklęsłych, z uwagi na korzystniejsze warunki i lepsze dopasowanie powierzchni styku torus tubowy – przedmiot obrabiany. Wynika to m.in. z braku występowania łuków hiperboli w konturze wyznaczonego przez przecięcie torusa powierzchnią obrabianą.

W związku z powyższym w badaniach zastosowano frez torusowy tubowy, który dalej będzie nazywany ogólnie frezem torusowym. Charakterystykę przyjętego narzędzia skrawającego przedstawiono w tabeli 3.

Tabela 3. Charakterystyka narzędzia użytego do badań

Charakterystyka płytki skrawającej i oprawki	Materiał ostrza
<p>Płytki: R300-0828E-PL</p>  <p><math>r_p=4</math> mm; <math>IC=8</math> mm; <math>s=2.78</math> mm</p> <p>Oprawka: R300-016A20L-08L</p> <p><math>R_T=4</math> mm</p>	<p>S30T – drobnoziarniste podłoże węglikowe z zaawansowanym pokryciem PVD AlTiN, charakteryzujące się odpornością na zmęczenie materiału i mikropęknięcia oraz umożliwiające zastosowanie wyższych wartości prędkości skrawania.</p>

Przyjęte narzędzie skrawające wynika z właściwości materiału obrabianego, uniwersalności w zastosowaniu do różnych stopów niklu oraz zaleceń przemysłowych.

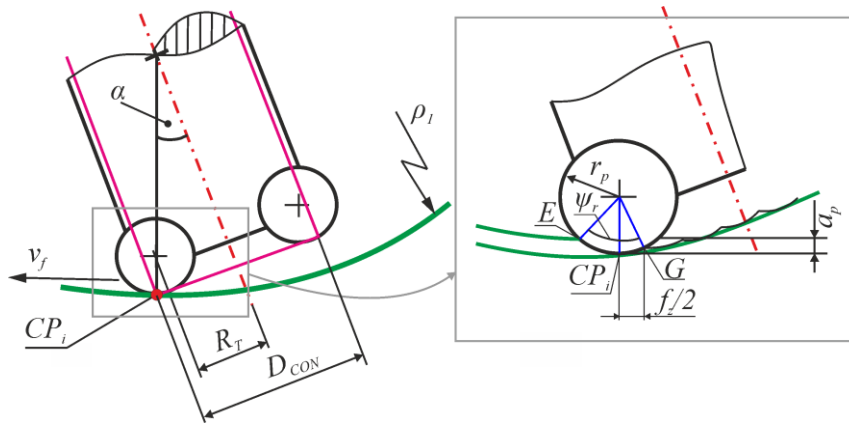
Ostrze tego narzędzia stanowi okrągła płytko skrawająca R300-0828 o geometrii E-PL z węgla spiekanego S30T, pokrywanego warstwą PVD–Al<sub>0.55</sub>Ti<sub>0.45</sub>N o grubości około 3 μm z dodatkową obróbką usuwającą naprężenia wewnętrzne i promieniu  $r_p=4$  mm. Jest wykonana z droбноziarnistego węgla spiekanego WC. Geometria ostrza charakteryzuje się dodatkowym kątem natarcia  $\gamma_o=15^\circ$ , sfazowaniem pojedynczym o kącie ujemnym  $\gamma_\beta=15^\circ$  w postaci ścinu uzyskanego w wyniku szlifowania krawędzi skrawającej, oraz kątem przyłożenia  $\alpha_o=15^\circ$ . Zarówno płytko skrawająca, jak i oprawka R300-016A20-08L nie posiadają pomocniczych powierzchni ustalających pozycję płytki ani blokujących jej obrót w gnieździe oprawki, przez co przed dokręceniem płytki śrubą montażową możliwy jest swobodny jej obrót wokół osi otworu montażowego. Dobierając oprawkę R300-016A20-08L kierowano się powyżej przeprowadzoną syntezą i analizą oraz przyjęciem do badań geometrii torusa tubowego, dla której  $R_T=r_p$ .

**Mój wkład w rozwój dyscypliny inżynieria mechaniczna polega na określeniu trzeciego typu geometrii frezu torusowego tubowego wraz z jego charakterystyką i wykazaniem korzystnych warunków styku pozwalających na zastosowanie tego frezu zarówno do obróbki powierzchni wypukłych jak i wklęsłych. Należy podkreślić, że stanowi to uzupełnienie analizy zawartej w pracy [15]. Ponadto, moim wkładem jest również zaproponowanie i opracowanie zależności umożliwiających obliczenie prędkości skrawania, umożliwiających wyznaczenie jej zmienności na dwuwymiarowej powierzchni obrotowej torusa, uwzględniając parametr orientacji osi frezu torusowego.**

#### ***IV.3.3. Ocena wpływu orientacji osi frezu torusowego na chropowatość powierzchni wypukłej oraz wklęsłej z uwzględnieniem kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej***

Ze względu na ukształtowanie krawędzi skrawającej frezu torusowego wartość prędkości skrawania zmienia się wzdłuż jej czynnej długości. Przy zachowaniu stałych wartości parametrów: nominalnej głębokości skrawania  $a_p$ , posuwu na ostrze  $f_z$ , prędkości obrotowej wrzeciona  $n$  oraz nominalnej średnicy frezu  $D$ , prędkość skrawania staje się jednym z najsilniej wpływających parametrów na chropowatość powierzchni, jak i na zużycie ostrza. Podczas skrawania frezem torusowym z kątem wyprzedzenia osi frezu  $\alpha>0^\circ$  powierzchni o dowolnym kształcie prędkość skrawania zmienia się od pewnej wartości minimalnej w punkcie  $G$  krawędzi skrawającej (lecz większej od zera), aż do pewnej wartości maksymalnej w punkcie  $E$ . W punkcie  $CP_i$  prędkość skrawania jest zawsze większa od zera. Jak wynika z kinematyki frezowania frezem torusowym, w chwili gdy ostrze skrawające zagłębia się oraz wychodzi z materiału obrabianego, punkt  $E$  pokrywa się z punktem  $G$ . Z kolei, w zakresie kąta pracy frezu  $\psi_r$  w płaszczyźnie podstawowej punkty  $E$  oraz  $G$  przemieszczają się wzdłuż krawędzi skrawającej, oddalając lub przybliżając się do siebie (rys. 13).

Yang i współautorzy [9] przeprowadzili podobną analizę kinematyczną, lecz podczas skrawania frezem kulistym z kątem  $\alpha>0^\circ$  powierzchni płaskiej. Uwzględnili cztery podstawowe warianty kinematyki skrawania wielosiowego. Zaobserwowali, że wzrost kąta  $\alpha$  osi frezu wywołuje zwiększenie wartości prędkości skrawania (przy zachowaniu stałych wartości pozostałych parametrów technologicznych). Wzrost kąta  $\alpha$  do wartości  $60^\circ$  prowadzi do zmniejszenia chropowatości powierzchni, natomiast powyżej tej wartości chropowatość powierzchni wzrasta. Wskazali, że z uwagi na równomierny rozkład chropowatości powierzchni obrobionej najbardziej racjonalny jest kąt  $\alpha=24^\circ$ . Zauważyli także, że wzrost kąta  $\alpha$  powoduje obniżenie wartości stosunku maksymalnej prędkości skrawania w punkcie  $E$  do prędkości skrawania w punkcie  $CP_i$ .



Rys. 13. Zależności trygonometryczne w procesie frezowania frezem torusowym utrzymując kąt  $\alpha > 0^\circ$   
[na podstawie A8]

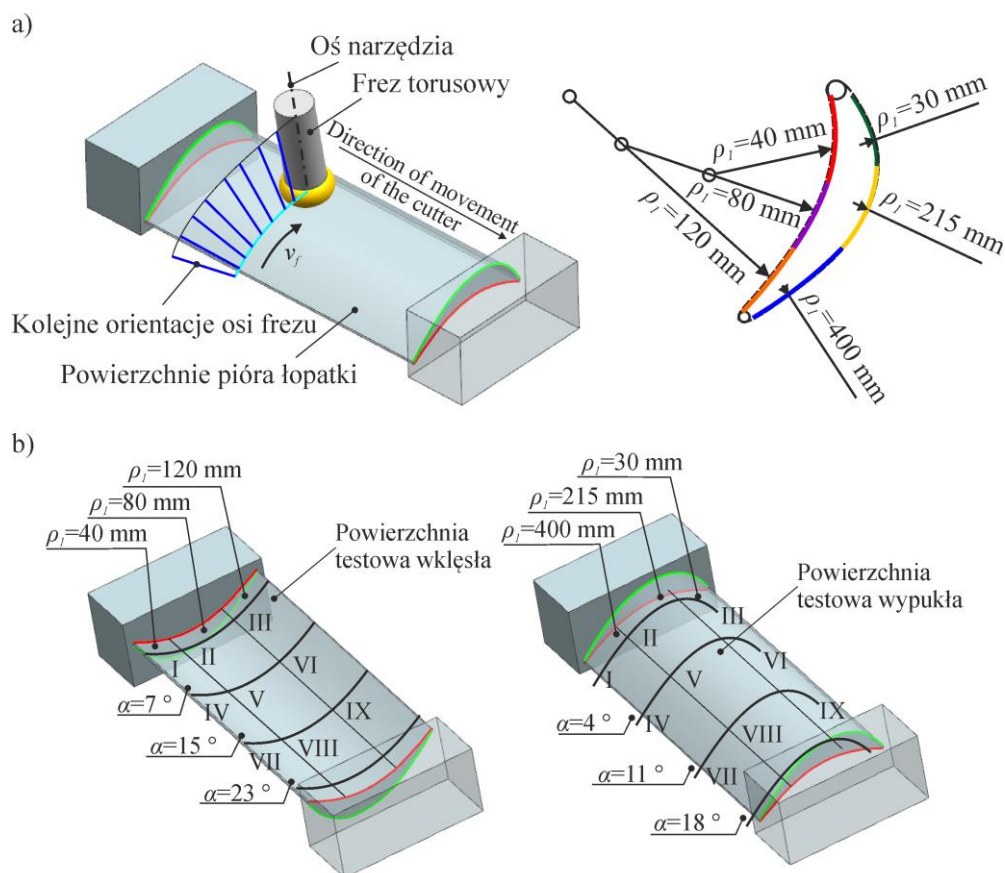
Ponadto stwierdzili, że stan technologicznej warstwy wierzchniej koreluje z równomiernym rozkładem parametrów chropowatości powierzchni. Z kolei na podstawie prac [5,49,50] stwierdziłem, że maksymalne wartości prędkości skrawania występują dla maksymalnego kąta pracy frezu  $\psi_r$  w płaszczyźnie podstawowej. Także i te badania dotyczyły procesu frezowania frezem kulistym powierzchni płaskiej utrzymując kąt  $\alpha > 0^\circ$ . Spostrzeżone rozbieżności mogą wywierać istotny wpływ zarówno na chropowatość powierzchni, jak i na intensywność zjawisk występujących w strefie styku krawędzi skrawającej z materiałem obrabianym (m.in. intensywność zużycia ostrza, którego stan podlega ocenie również z wykorzystaniem pośrednich wskaźników fizycznych i technologicznych). Opierając się na pracach [5,49,50], nasunęły mi się następujące pytania:

1. Jaki jest wpływ orientacji osi frezu torusowego oraz promienia krzywizny powierzchni wypukłej oraz wklęsłej na chropowatość po frezowaniu wieloosiowym?
2. Czy promień krzywizny powierzchni wklęsłej oraz wypukłej wywiera wpływ na kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej – a jeśli tak to jaki?

Niestety, w dostępnej literaturze nie znalazłem dokładnych odpowiedzi na nurtujące mnie wątpliwości, dlatego też stały się one kwestiami, które poruszyłem zasadniczo w pracy [A8], a także fragmentarycznie w pracy [A5]. Aby odpowiedzieć na te pytania, niezbędne było zamodelowanie związków pomiędzy parametrami nastawnymi procesu, tj. kątem wyprzedzenia  $\alpha$  osi frezu torusowego i promieniem krzywizny  $\rho_l$  profilu obrabianej powierzchni, a wybranymi parametrami chropowatości powierzchni w procesie wieloosiowego frezowania badawczego modelu obiektu badań w postaci łopatki turbiny z nadstopu Inconel 718 (rys. 14).

Badania przeprowadziłem według trójpoziomowego kompletnego planu statystycznego PS/DK  $3^2$ , przy liczbie powtórzeń  $r=3$  i założonym poziomie istotności  $\tau=0,05$ . Macierz planu badań pokazano w tabeli 4. Plan ten pozwolił na uzyskanie adekwatnych empirycznych modeli matematycznych badanego procesu w postaci funkcji wielomianowej (3), opisujących zależności między parametrami geometrycznymi i kinematycznymi a parametrami chropowatości powierzchni. W celu maksymalizacji powierzchni styku torus – przedmiot obrabiany przyjąłem, że badany obszar zawiera ekstremum badanej funkcji, odpowiadający najbardziej racjonalnej orientacji osi frezu torusowego. Określiłem, że czynny łuk krawędzi skrawającej zawiera się w zakresie kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej. Ponadto plan PS/DK  $3^2$  uwzględnia interakcje między badanymi zmiennymi wejściowymi, tj. parametrami nastawnymi procesu.

$$y = b_0 + \sum b_k x_k + \sum b_{kk} x_k^2 + \sum b_{kj} x_k x_j \quad (3)$$



Rys. 14. Badawczy model obiektu badań: a) przyjęte promienie krzywizny obrabianego profilu łopatkki, b) powierzchnie testowe frezowane według przyjętego planu badań [na podstawie A8]

Tabela. 4. Macierz planu badań PS/DK  $3^2$  [na podstawie A8]

Numer testu	Zmienne standaryzowane			Kwadraty		Interakcje
	$x_0$	$x_1$	$x_2$	$x_1^2$	$x_2^2$	$x_1x_2$
I	+	+	+	+	+	+
II	+	+	0	+	0	0
III	+	+	-	+	+	-
IV	+	0	+	0	+	0
V	+	0	0	0	0	0
VI	+	0	-	0	+	0
VII	+	-	+	+	+	-
VIII	+	-	0	+	0	0
IX	+	-	-	+	+	+

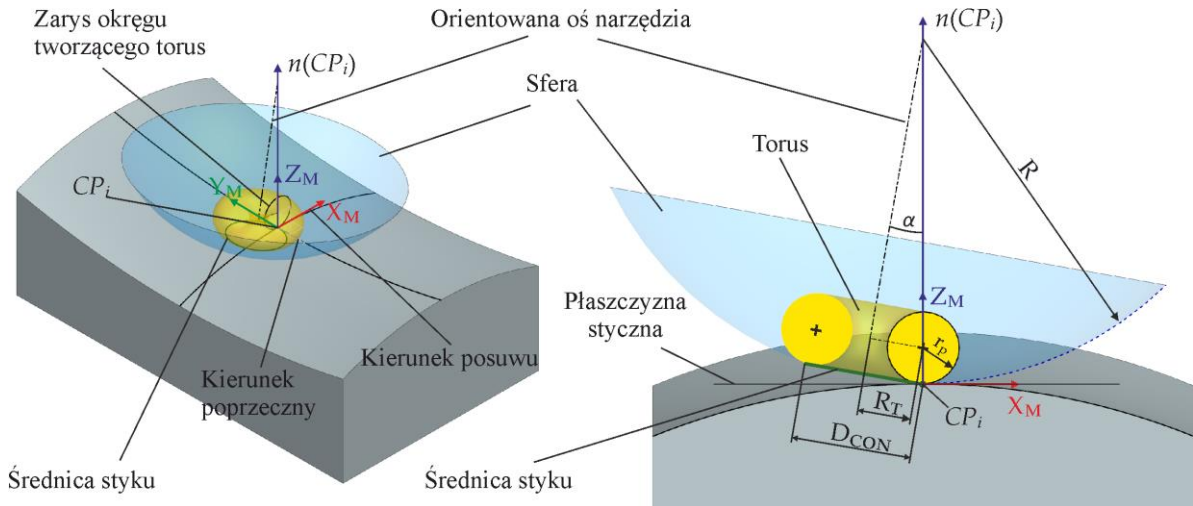
$x_1$  – zmienna kinematyczna orientacji osi frezu torusowego, tj. kąt  $\alpha$   
 $x_2$  – zmienna geometryczna obrabianej powierzchni, tj. promień krzywizny  $\rho_1$

Testy eksperymentalne przeprowadziłem przyjmując następujące wartości parametrów obróbki: głębokość skrawania  $a_p=0.25$  mm, szerokość skrawania  $a_e=1.5$  mm, posuw na ostrze  $f_z=0.26$  mm/ostrze, prędkość skrawania  $v_c=40$  m/min. Przyjęte zakresy zmienności wartości promienia krzywizny  $\rho_1$  powierzchni wypukłej i wklęsłej oraz kąta  $\alpha$  orientacji osi frezu torusowego w zestawieniu według numeru danego testu z macierzy planu badań obrazuje rys. 14.

Dla przypadku obróbki powierzchni wklęsłej istotne było określenie warunków eliminujących podcięcie powierzchni nominalnej (obrobionej) przez torus. Zagadnienie to poruszyłem w pracy [A8] oraz w szerszym ujęciu w pracy [A5]. Do wyznaczenia orientacji osi

frezu torusowego zaproponowałem rozwiązanie wykorzystujące sferę o promieniu  $R$  (rys. 15) zapobiegając możliwości wystąpienia podcięcia. We wnętrzu sfery znajduje się torus, który jest styczny do sfery. Punkt styku  $CP_i$  torusa z powierzchnią obrabianą należy do sfery. Promień sfery  $R$  obliczałem według zależności (4) [A5]:

$$R = \frac{R_T}{\sin(\alpha)} + r_p, [\text{mm}] \quad (4)$$



Rys. 15. Warunki eliminujące podcięcie powierzchni nominalnej (obrobionej) przez torus – opracowanie własne [na podstawie A5]

Następnie określiłem warunek, według którego do podcięcia obrabianej powierzchni przez torus nie dochodzi jeżeli jest spełniona zależność (5) [A5]:

$$R \leq \rho_1, \rho_2, [\text{mm}] \quad (5)$$

gdzie:  $\rho_1$  oraz  $\rho_2$  to najmniejszy promień krzywizny wklęsłej odpowiednio w kierunku posuwu i w kierunku poprzecznym do posuwu.

Powyższy warunek musi być spełniony dla profili wklęsłych w rozpatrywanym punkcie styku  $CP_i$  przy założeniu, że w otoczeniu tego punktu nie dochodzi do nagłych zmian krzywizny. Dla profili wypukłych podcięcie nie występuje. W związku z powyższym, minimalną wartość kąta  $\alpha$  obliczałem według zależności (6) [A5]:

$$\alpha_{min} = \sin^{-1} \left( \frac{R_T}{R - r_p} \right), [^\circ] \quad (6)$$

Analiza wyników badań wykazała, że zarówno w obróbce powierzchni wypukłej jak i wklęsłej wartości maksymalne parametrów Ra oraz Rz chropowatości otrzymano dla odpowiednio promienia profilu wypukłego  $\rho_1=400$  mm oraz promienia profilu wklęsłego  $\rho_1=120$  mm. Najmniejsze wartości parametrów Ra oraz Rz otrzymano dla odpowiednio promienia profilu wypukłego  $\rho_1=215$  mm oraz promienia profilu wklęsłego  $\rho_1=80$  mm. Wzrost wartości kąta  $\alpha$  skutkował zmniejszeniem wartości parametru Ra do ok. 20%, zaś wartości parametru Rz do 10% zarówno dla powierzchni wypukłej jak i powierzchni wklęsłej w zakresie badanych zmiennych. Podczas obróbki powierzchni wypukłej maksymalną wartość parametru Ra wynoszącą  $0.5 \mu\text{m}$  oraz parametru Rz wynoszącą  $3.5$  zmierzono w I obszarze testowym. Natomiast podczas obróbki powierzchni wklęsłej maksymalną wartość parametru Ra

wynoszącą  $0,4 \mu\text{m}$  zmierzono w III obszarze testowym oraz parametru Rz wynoszącą  $2,5 \mu\text{m}$  zmierzono w IV obszarze testowym.

Dla zmierzonych wartości parametrów Ra oraz Rz chropowatości powierzchni wykonałem obliczenia statystyczne według przyjętego planu badań. Otrzymałem funkcje obiektu badań obrazujące przebieg parametrów Ra (7) i (8) oraz Rz (9) i (10) po obróbce odpowiednio powierzchni wypukłej i wklęsłej w przyjętym zakresie badanych zmiennych.

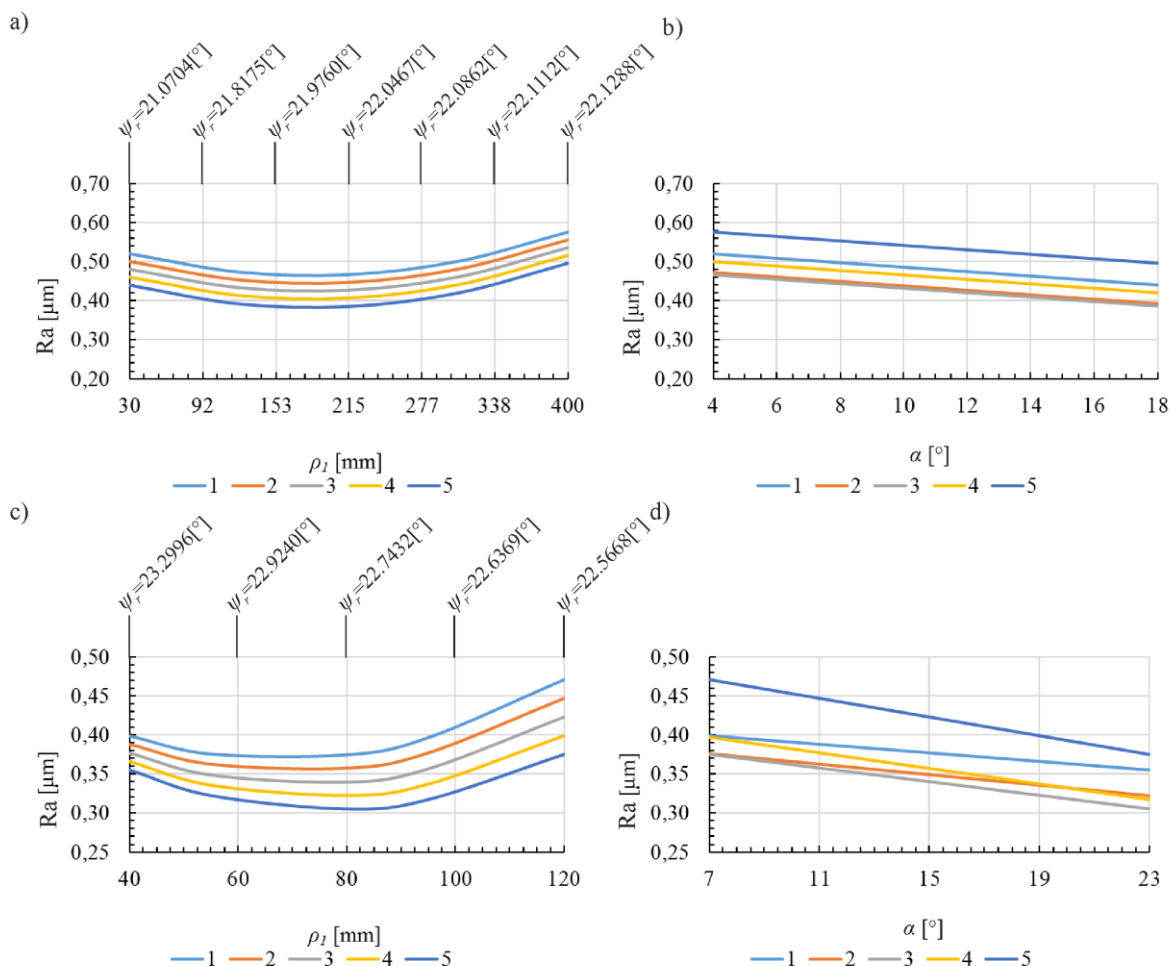
$$Ra = 0,556 - 0,0057\alpha - 0,00085\rho_1 + 0,0000023\rho_1^2 \quad (7)$$

$$Ra = 0,1986 + 0,0428\alpha - 0,0008\rho_1 - 0,00008\alpha^2 + 0,00001\rho_1^2 \quad (8)$$

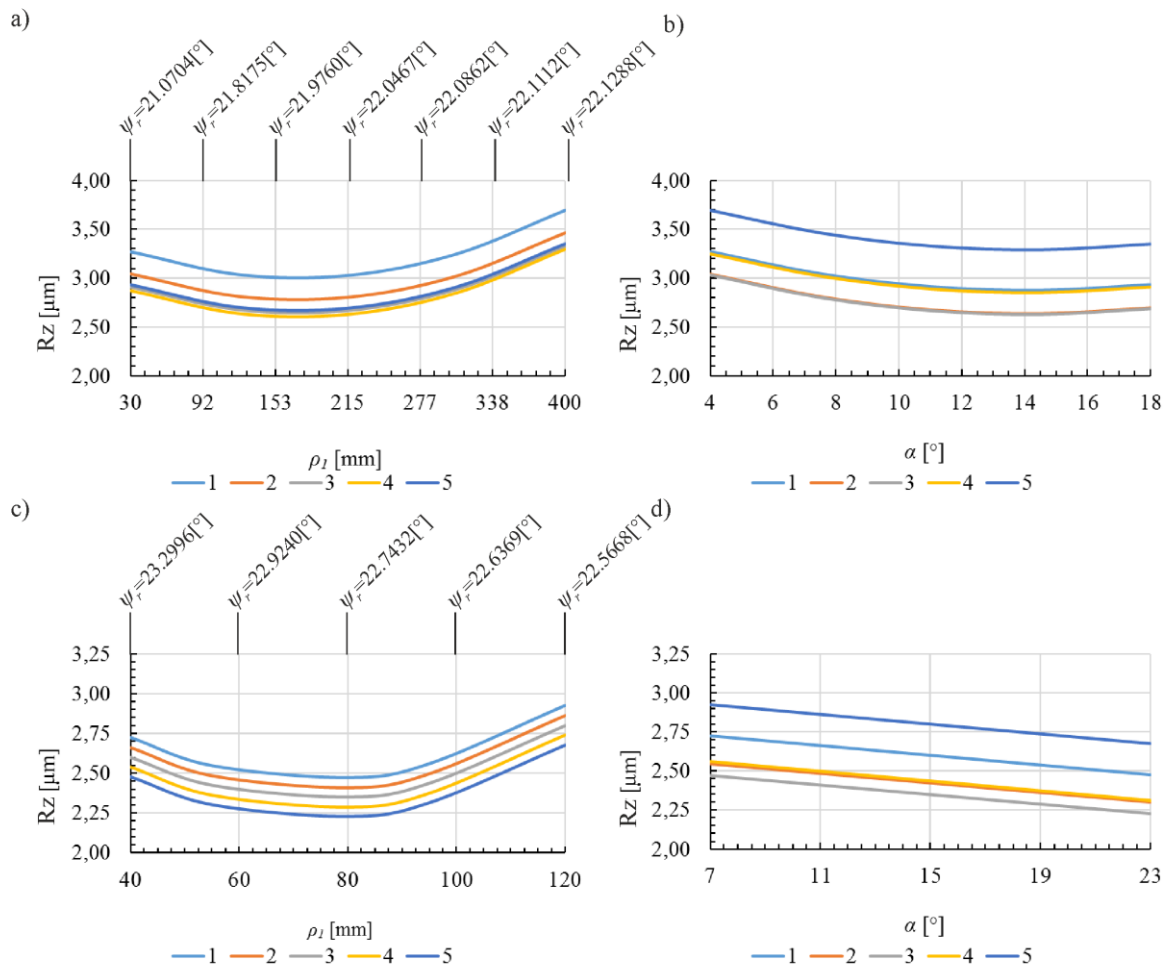
$$Rz = 4,26 - 0,15\alpha - 0,0068\rho_1 + 0,0038\alpha^2 + 0,000013\rho_1^2 \quad (9)$$

$$Rz = 3,165 - 0,03\alpha - 0,0385\rho_1 + 0,000022\rho_1^2 \quad (10)$$

Wykresy obrazujące wpływ promienia krzywizny  $\rho_1$  i kąta  $\alpha$  na parametr Ra chropowatości przedstawiono na rys. 16. Natomiast na rys. 17 przedstawiono wykresy obrazujące wpływ promienia krzywizny  $\rho_1$  i kąta  $\alpha$  na parametr Rz chropowatości powierzchni. Ponadto, na tych wykresach, w wybranych punktach charakterystycznych przebiegu zmienności parametrów Ra i Rz w funkcji promienia krzywizny  $\rho_1$ , oznaczyłem wartości kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej.



Rys. 16. Wpływ: a) promienia krzywizny  $\rho_1$  na parametr chropowatości Ra w obróbce powierzchni wypukłej: 1:  $\alpha=4^\circ$ , 2:  $\alpha=7,5^\circ$ , 3:  $\alpha=11^\circ$ , 4:  $\alpha=14,5^\circ$ , 5:  $\alpha=18^\circ$ ; b) kąta  $\alpha$  na parametr chropowatości Ra w obróbce powierzchni wypukłej: 1:  $\rho_1=30 \text{ mm}$ , 2:  $\rho_1=122,5 \text{ mm}$ , 3:  $\rho_1=215 \text{ mm}$ , 4:  $\rho_1=307,5 \text{ mm}$ , 5:  $\rho_1=400 \text{ mm}$ ; c) promienia krzywizny  $\rho_1$  na parametr chropowatości Ra w obróbce powierzchni wklęsłej: 1:  $\alpha=7^\circ$ , 2:  $\alpha=11^\circ$ , 3:  $\alpha=15^\circ$ , 4:  $\alpha=19^\circ$ , 5:  $\alpha=23^\circ$ ; d) kąta  $\alpha$  na parametr chropowatości Ra w obróbce powierzchni wklęsłej: 1:  $\rho_1=40 \text{ mm}$ , 2:  $\rho_1=55 \text{ mm}$ , 3:  $\rho_1=80 \text{ mm}$ , 4:  $\rho_1=95 \text{ mm}$ , 5:  $\rho_1=120 \text{ mm}$  [na podstawie A8]



Rys. 17. Wpływ: a) promienia krzywizny  $\rho_I$  na parametr chropowatości  $R_a$  w obróbce powierzchni wypukłej: 1:  $\alpha=4^\circ$ , 2:  $\alpha=7,5^\circ$ , 3:  $\alpha=11^\circ$ , 4:  $\alpha=14,5^\circ$ , 5:  $\alpha=18^\circ$ ; b) kąta  $\alpha$  na parametr chropowatości  $R_a$  w obróbce powierzchni wypukłej: 1:  $\rho_I=30$  mm, 2:  $\rho_I=122,5$  mm, 3:  $\rho_I=215$  mm, 4:  $\rho_I=307,5$  mm, 5:  $\rho_I=400$  mm; c) promienia krzywizny  $\rho_I$  na parametr chropowatości  $R_a$  w obróbce powierzchni wklęsłej: 1:  $\alpha=7^\circ$ , 2:  $\alpha=11^\circ$ , 3:  $\alpha=15^\circ$ , 4:  $\alpha=19^\circ$ , 5:  $\alpha=23^\circ$ ; d) kąta  $\alpha$  na parametr chropowatości  $R_a$  w obróbce powierzchni wklęsłej: 1:  $\rho_I=40$  mm, 2:  $\rho_I=55$  mm, 3:  $\rho_I=80$  mm, 4:  $\rho_I=95$  mm, 5:  $\rho_I=120$  mm [na podstawie A8]

Przeprowadzone przeze mnie badania oraz analiza otrzymanych funkcji obiektu badań wykazały, że największy wpływ na parametry  $R_a$  i  $R_z$  chropowatości powierzchni ma kąt  $\alpha$ , co ma bezpośredni związek z przebiegiem zmienności prędkości skrawania w punkcie styku  $CP_i$ . Z kolei promień krzywizny  $\rho_I$  ma wpływ najmniejszy. Ponadto stwierdziłem, że nie występuje w żadnym z analizowanych przypadków obróbki interakcja pomiędzy badanymi zmiennymi wejściowymi.

Przeprowadzone przeze mnie badania wykazały także, że podczas frezowania powierzchni wypukłej w zakresie promienia krzywizny  $\rho_I=30 \div 175$  mm następuje zmniejszenie wartości parametrów  $R_a$  i  $R_z$  chropowatości wraz ze wzrostem promienia krzywizny  $\rho_I$  obrabianego profilu tej powierzchni. Natomiast powyżej wartości promienia  $\rho_I$  wynoszącej 175 mm, wraz ze wzrostem tego promienia odnotowałem także wzrost wartości parametrów  $R_a$  i  $R_z$ . W obróbce powierzchni wklęsłej wartość parametrów  $R_a$  i  $R_z$  także maleje wraz ze wzrostem promienia krzywizny  $\rho_I$  do wartości wynoszącej 80 mm. Powyżej tej wartości parametry chropowatości  $R_a$  i  $R_z$  wzrastają wraz ze wzrostem promienia  $\rho_I$ . Wynika to z ciągłych zmian powierzchni styku oraz wydłużenia lub skrócenia łuku czynnej krawędzi skrawającej frezu torusowego z powierzchnią obrabianą w procesie frezowania symultanicznego ze zmienną orientacją osi frezu. Świadczy o tym zmienność wartości kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej w funkcji promienia krzywizny obrabianego profilu

powierzchni. Zatem, promień krzywizny powierzchni wklęsłej oraz wypukłej wywiera wpływ na kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej. Wykazałem, że wraz ze wzrostem wartości promienia krzywizny powierzchni wypukłej kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej także wzrasta, natomiast wraz ze wzrostem wartości promienia krzywizny powierzchni wklęsłej kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej maleje. Kąt  $\alpha$  nie wpływa na kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej. Największe wartości Ra i Rz uzyskano w obróbce ze stałym kątem  $\alpha=4^\circ$ , najniższe w obróbce ze stałym kątem  $\alpha=18^\circ$ . Największe wartości parametru Ra i Rz powierzchni wklęsłej uzyskano dla kąta  $\alpha=7^\circ$ , najmniejsze dla kąta  $\alpha=23^\circ$ . To z kolei świadczy o tym, że prędkość skrawania – w granicach obszaru konstytuowania technologicznej warstwy wierzchniej przedmiotu obrabianego – ma dominujący wpływ zarówno na tę warstwę, jak i na zużycie ostrza. A zatem podczas frezowania wieloosiowego ze zmienną orientacją osi frezu torusowego prędkość skrawania powinna być stała i równa wartości obliczonej dla punktu styku  $CP_i$ .

Na podstawie otrzymanych wyników stwierdziłem, że z uwagi na zmienność kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej podczas frezowania wieloosiowego frezem torusowym powierzchni wypukłej oraz wklęsłej o zmiennym promieniu krzywizny do dalszych badań należy przyjąć uogólnienie obrabianej powierzchni krzywoliniowej do powierzchni płaskiej. Założyłem, że uogólnienie to jest tożsame z warunkami na podcięcie powierzchni nominalnej, tzn. w otoczeniu punktu styku nie dochodzi do nagłych zmian krzywizny. W takim przypadku powierzchnia płaska stanowi płaszczyznę ściśle styczną w punkcie styku  $CP_i$ . Ponadto stwierdziłem także, że należy w kolejnych etapach badań ocenić wpływ kinematyki skrawania wieloosiowego na zużycie ostrza, morfologię wióra oraz obrobionej powierzchni. Zasadnym jest także opracowanie modelu odległości wierszowania w zależności od orientacji osi frezu torusowego oraz opracowanie zależności matematycznych średnic roboczych frezu torusowego w zakresie czynnej krawędzi skrawającej.

**Mój autorski wkład pracy w rozwój dyscypliny *inżynieria mechaniczna* przedstawione w [A8] oraz częściowo w pracy [A5] polega na:**

- 1. określeniu wpływu orientacji osi frezu torusowego oraz promienia krzywizny na chropowatość powierzchni wypukłej oraz wklęsłej po frezowaniu wieloosiowym ze zmienną orientacją osi frezu. Pozwala to stwierdzić, że prędkość skrawania powinna być stała i równa wartości obliczonej dla punktu styku  $CP_i$ ;**
- 2. wykazaniu, że promień krzywizny powierzchni wklęsłej oraz wypukłej istotnie wpływa na kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej, a tym samym może wywierać istotny wpływ na intensywność zjawisk występujących w strefie styku krawędzi skrawającej z materiałem obrabianym. Stanowi to rekomendację do uogólnienia powierzchni krzywoliniowej do powierzchni płaskiej w otoczeniu punktu styku, biorąc również pod uwagę założenie, że w otoczeniu punktu styku nie dochodzi do nagłych zmian krzywizny;**
- 3. określeniu warunków, których spełnienie gwarantuje, że nie dochodzi do podcięcia powierzchni nominalnej (obrobionej) przez torus podczas wieloosiowego frezowania powierzchni wklęsłej, siodłowej i dwuwklęsłej.**

Przedstawione zagadnienie oceny wpływu orientacji osi frezu torusowego na chropowatość powierzchni wypukłej oraz wklęsłej z uwzględnieniem kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej opisałem głównie w pracy **A8** oraz częściowo w pracy **A5**.

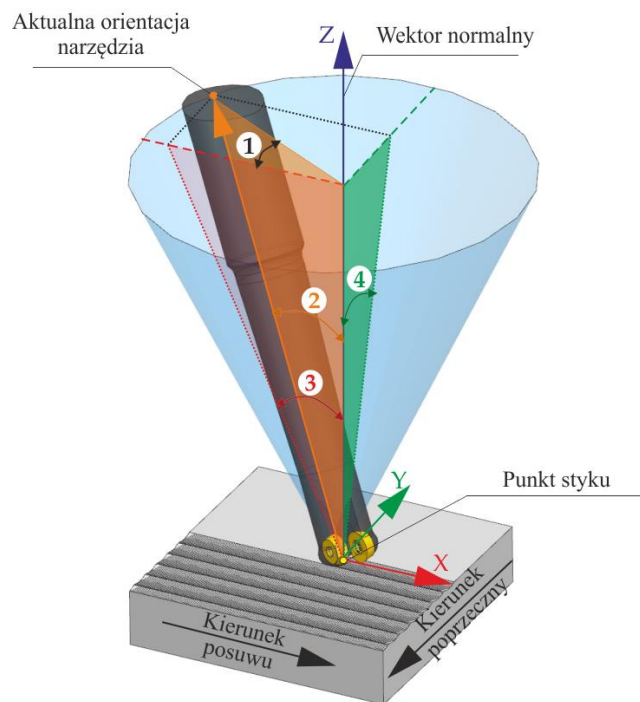
#### IV.3.4. Zidentyfikowanie najbardziej efektywnych kinematyk skrawania wieloosiowego w aspekcie zużycia i trwałości ostrza, sił skrawania, form zużycia ostrza, morfologii wióra i obrobionej powierzchni

W związku z powyższym stwierdziłem, że istotnego znaczenia nabiera zagadnienie zidentyfikowania najbardziej efektywnych kinematyk skrawania wieloosiowego w aspekcie zużycia i trwałości ostrza, sił skrawania, mechanizmów zużycia ostrza, morfologii wióra i obrobionej powierzchni

Zidentyfikowanie najbardziej efektywnej kinematyki skrawania wieloosiowego ma na celu określenie technologicznie uzasadnionego położenia powierzchni styku torus – przedmiot obrabiany w aspekcie maksymalnego wykorzystania tej powierzchni w danych warunkach obróbki, uwzględniając stan zużycia ostrza. Zagadnienie zidentyfikowania najbardziej efektywnej kinematyki skrawania wieloosiowego polegało na doświadczalnym wyznaczeniu najdłuższego okresu trwałości ostrza frezu torusowego w przyjętym zakresie orientacji osi narzędzia. Ponadto, identyfikując najbardziej efektywną kinematykę skrawania wieloosiowego wziąłem pod uwagę mechanizmy zużycia ostrza, siły skrawania oraz morfologię obrobionej powierzchni i morfologię wióra. Do przeprowadzenia badań zastosowałem podejście polegające na kontrolowanej zmianie orientacji osi narzędzia względem wektora normalnego płaszczyzny ściśle stycznej w punkcie styku torus – przedmiot obrabiany. W związku z tym wyznaczone w ramach pracy [A8] zależności definiujące parametry kąta prowadzenia  $\alpha$  oraz kąta pochylenia  $\beta$  orientacji osi narzędzia w systemach CAD/CAM przekształciłem w taki sposób, aby uzyskać parametry odzwierciedlające rzeczywistą orientację osi frezu torusowego względem układu współrzędnych obrabianego przedmiotu w przestrzeni roboczej wieloosiowej obrabiarki CNC (rys. 18). Po przekształceniach są to odpowiednio kąt nachylenia  $\delta$  (11) oraz kąt rotacji  $\theta$  (12) [A7].

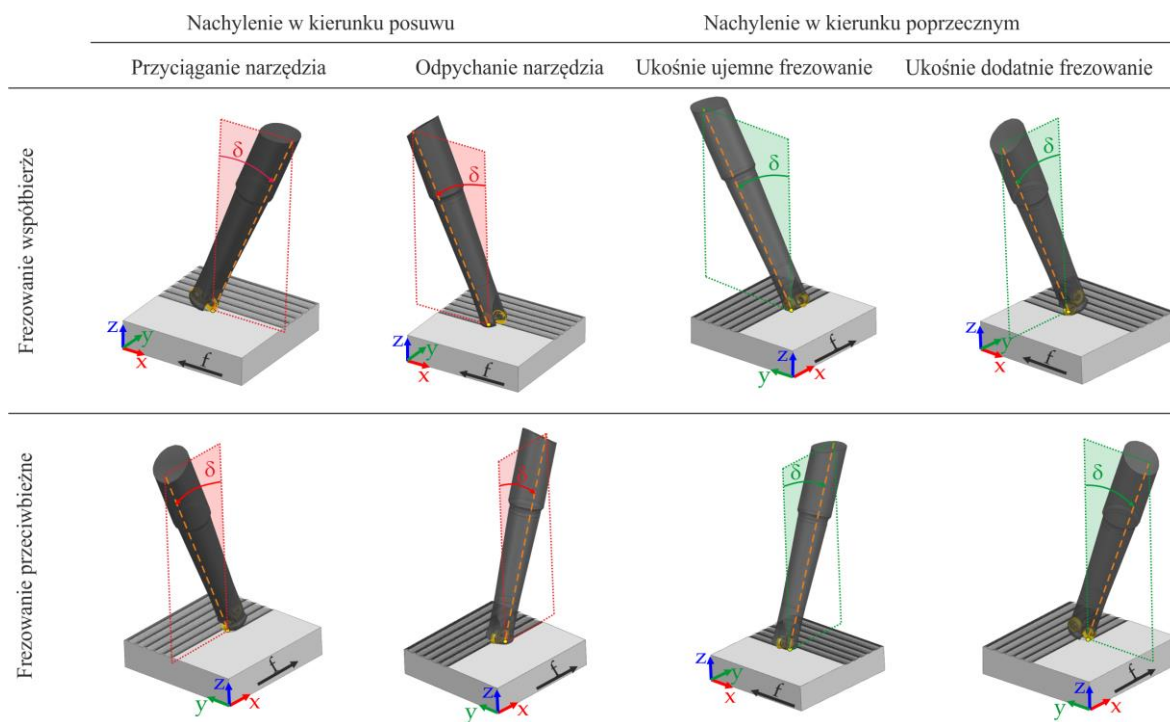
$$\delta = \cos^{-1}(\cos \alpha \cdot \cos \beta), [^\circ] \quad (11)$$

$$\theta = \cos^{-1}\left(\frac{\cos \alpha \cdot \sin \beta}{\sin \delta}\right), [^\circ] \quad (12)$$



Rys. 18. Parametry orientacji osi frezu torusowego: 1 – kąt rotacji, 2 – kąt nachylenia, 3 – kąt prowadzenia, 4 – kąt pochylenia [ na podstawie A7]

Macierz planu badań wraz z kombinacją badanych zmiennych określiłem w oparciu o metodę wyznaczania powierzchni odpowiedzi RSM (*Response Surface Method*) – plan badawczy centralny, kompozycyjny, rotabilny. Analizie poddałem osiem podstawowych wariantów kinematycznych skrawania wieloosiowego wraz z kombinacjami (rys. 19). Trwałość ostrza frezu torusowego określałem na podstawie pomiarów maksymalnej szerokości starcia  $VB_{Bmax}$ , aż do osiągnięcia wartości granicznej wynoszącej 0.3 mm.

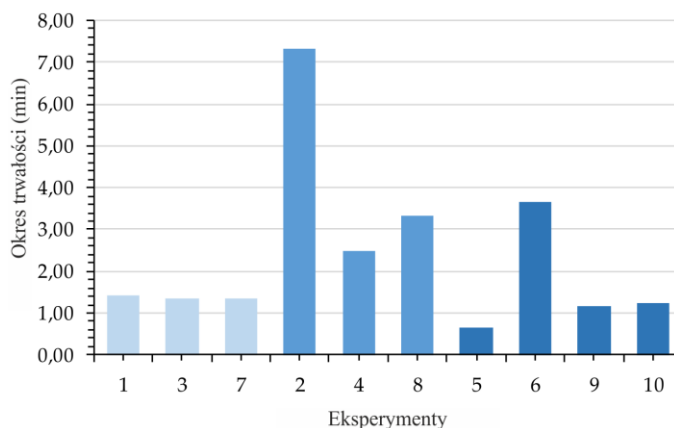


Rys. 19. Podstawowe warianty kinematyczne skrawania wieloosiowego [na podstawie A7]

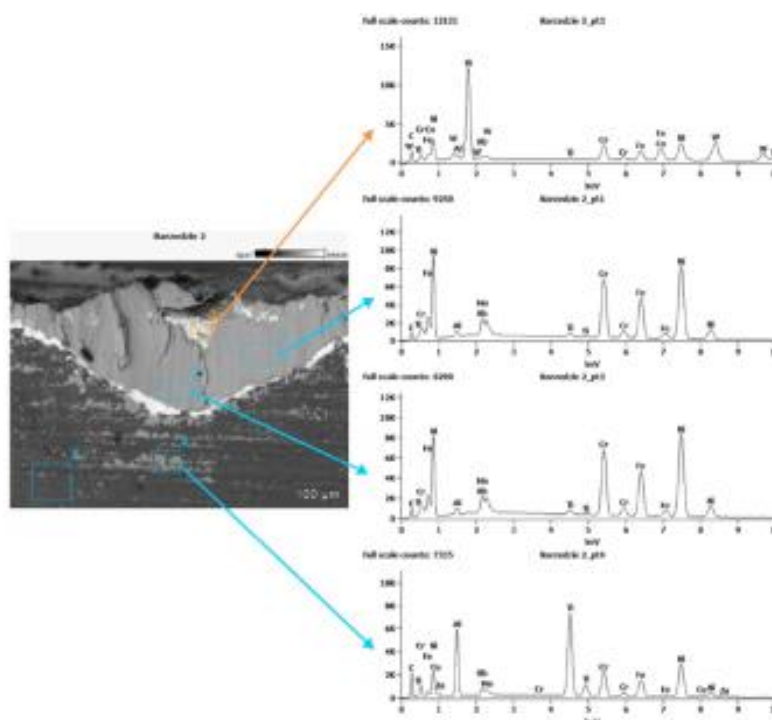
Na podstawie przeprowadzonych badań wykazałem, że wariant kinematyczny skrawania wieloosiowego wywiera istotny wpływ na przebieg zużycia i trwałość ostrza frezu torusowego. Z uwagi na przebieg zużycia, przeważnie złożony z trzech faz, wytypowałem trzy grupy kombinacji wariantów kinematycznych skrawania wieloosiowego istotnie różniące się wartościami okresu trwałości. Najdłuższy okres trwałości odnotowałem dla kombinacji: „przyciąganie narzędzia” + „ukośnie dodatnie frezowanie”, osiągając wydłużenie okresu trwałości do 78% w porównaniu do kombinacji „przyciąganie narzędzia” + „ukośnie ujemne frezowanie” (rys. 20). Wynikało to ze zmiany odmiany frezowania współbieżnego na przeciwbieżne. Jednak dokonując analizy mechanizmów zużycia, dla kombinacji: „przyciąganie narzędzia” + „ukośnie dodatnie frezowanie”, ujawniono dużą ilość przylegającego materiału obrabianego (wióra) do materiału bazowego ostrza na powierzchni przyłożenia w strefie starcia (rys. 21), co z jednej strony spowodowało wydłużenie okresu trwałości, a z drugiej znaczne pogorszenie jakości powierzchni co ujawniono na etapie analizy morfologii powierzchni obrobionych (rys. 22).

Na tej podstawie, do dalszych badań i analiz wytypowałem wariant kinematyczny skrawania wieloosiowego „przyciąganie narzędzia”. Podczas frezowania tym wariantem wydłużenie okresu trwałości w znacznym stopniu zależało od kąta nachylenia osi frezu, przy czym dla wszystkich testowanych wartości nachyleń osi frezu otrzymano najkorzystniejszą charakterystykę morfologii powierzchni po obróbce, jak również charakterystykę form zużycia. Ponadto dla tego wytypowanego wariantu otrzymano najbardziej korzystny rozkład sił skrawania (rys. 23). Z kolei analiza sił w dziedzinie częstotliwości pozwoliła na zidentyfikowanie występowania bicia promieniowego ostrzy, co prowadziło do ich

nierównomiernego zużycia. Najmniej istotny wpływ bicia ostrzy skrawających na nierównomierne ich zużycie zaobserwowano także dla wariantu kinematycznego „przyciąganie narzędzia”.

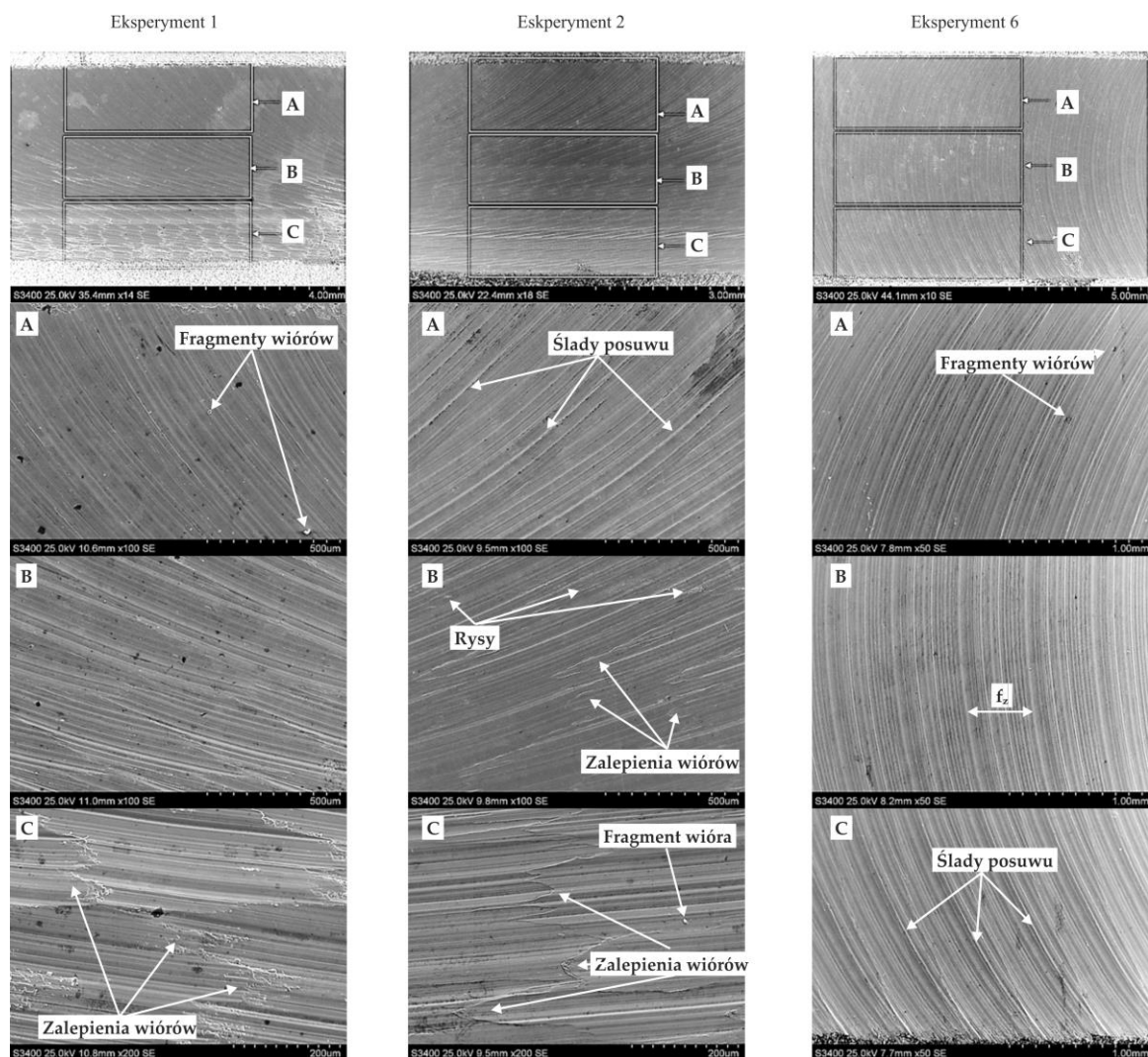


Rys. 20. Okres trwałości frezu torusowego dla różnych wariantów kinematycznych skrawania w obróbce wieloosiowej [na podstawie A7]



Rys. 21. Obraz SEM i analiza widmowa EDS pokazujące zalepiony znaczny fragment wióra na powierzchni przyłożenia odkrytego materiału bazowego ostrza skrawającego [na podstawie A7]

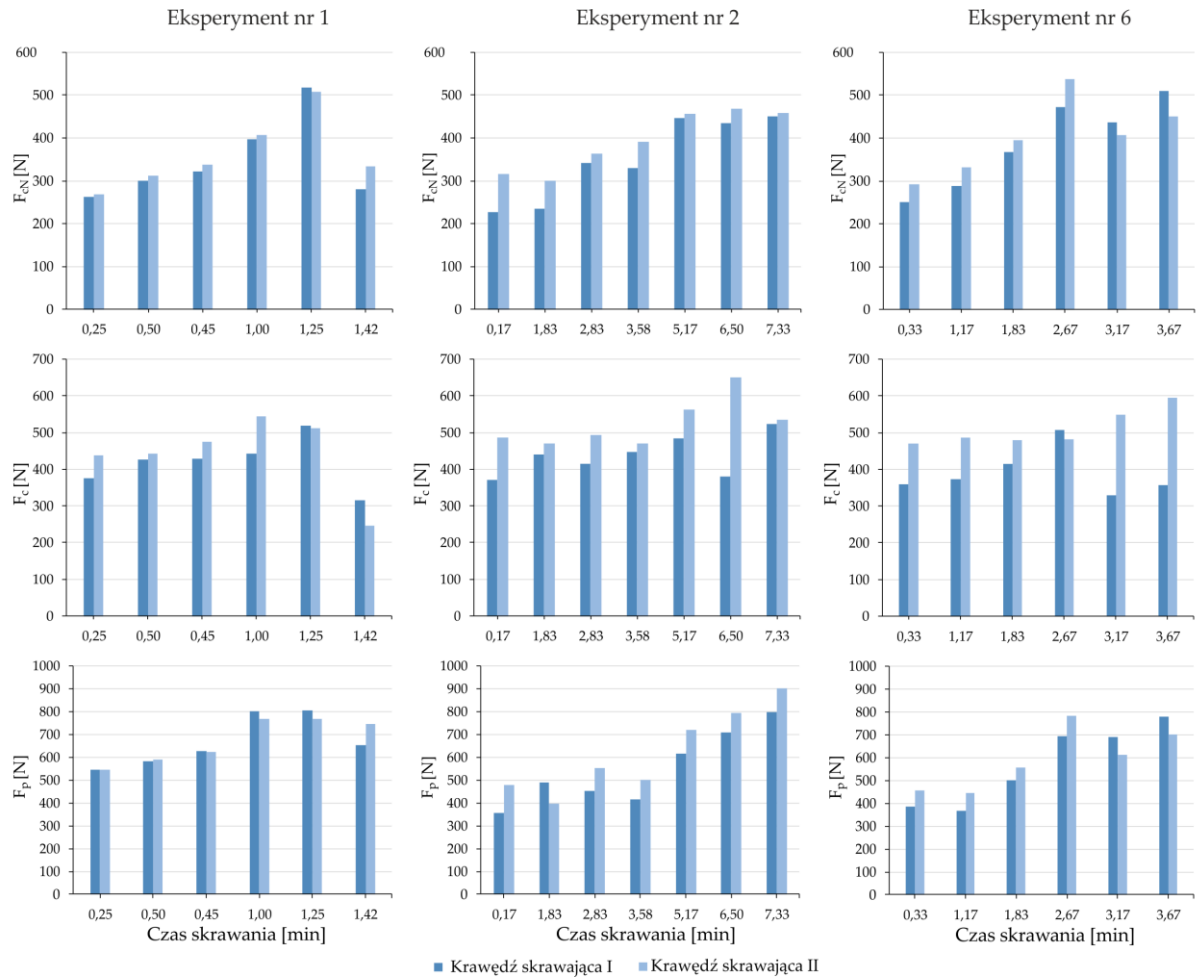
Stwierdzono, że niezależnie od kombinacji wariantu kinematycznego skrawania wieloosiowego dominującymi mechanizmami zużycia ostrzy było zużycie ściernie oraz zużycie adhezyjne. W badaniach SEM i EDS ostrzy skrawających wykazałem obecność mikrowiórów zalepionych w kraterach materiału bazowego ostrzy, a także równomierne starcie powłoki TiAlN. Analizując morfologię obrobionych powierzchni zidentyfikowałem charakterystyczne ślady wynikające z posuwu na ostrze frezu, rysy i adhezyjne zalepienia mikrowiórów. Zalepienia te były szczególnie widoczne na powierzchniach obrabianych wariantem w kombinacji „przyciąganie narzędzia” + „ukośnie dodatnie frezowanie”. Najniższą jakość powierzchni uzyskano dla kombinacji „przyciąganie narzędzia” + „ukośnie ujemne frezowanie”.



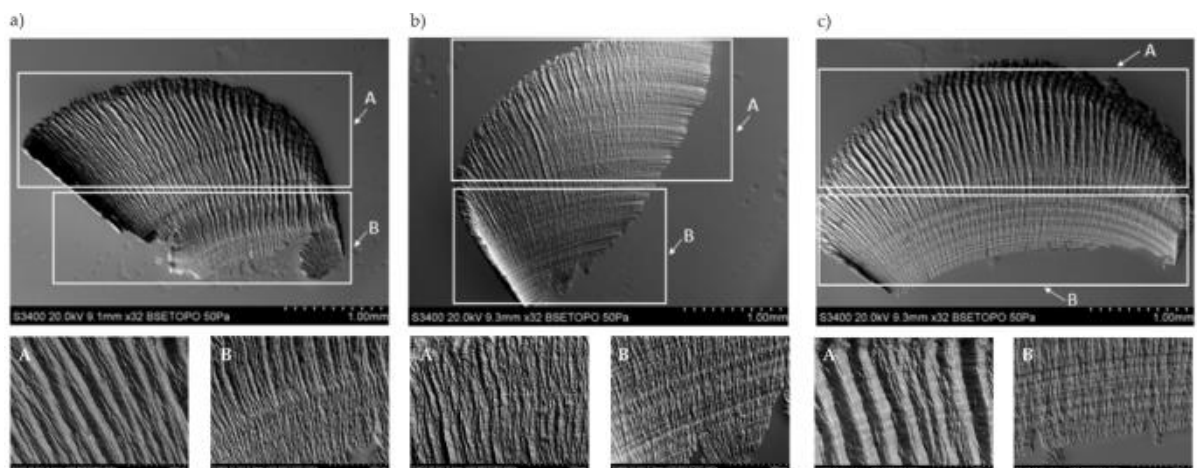
Rys. 22. Obrazy SEM obrobionych powierzchni [na podstawie A7]

Na podstawie analizy morfologii wiórów stwierdzono, że tylna powierzchnia wiórów jest gładka i błyszcząca z widocznymi rysami wzdłuż kierunku ruchu wióra po powierzchni natarcia ostrza skrawającego. Świadczy to o generowanych dużych siłach nacisku, siłach tarcia i temperaturze w strefie styku przemieszczającego się wióra po powierzchni natarcia ostrza. Wklęsła strona wióra w obszarze głównym (A) (rys. 24) charakteryzuje się jednolitą strukturą segmentową. Struktura ta zmienia się w zależności od wariantu kinematycznego skrawania wieloosiowego. W obszarze styku (B) (rys. 24), tj. otoczeniu średnicy styku oraz w zakresie minimalnej grubości warstwy skrawanej zaobserwowano, że segmenty wióra są nieregularne i charakteryzują się znacznym postrzępieniem, co wynika z geometrii okrągłej płytki skrawającej oraz oddziaływań tribologicznych i odkształceń plastyczno – sprężystych w zakresie minimalnej grubości warstwy skrawanej [A1, A2].

Orientacja osi frezu torusowego, a dokładnie kąt nachylenia  $\delta$  może stanowić parametr sterujący, istotnie wpływający na trwałość ostrza frezu oraz wskaźniki technologiczne i fizyczne oceny stanu zużycia ostrza. Związana z tym zmiana kinematyki skrawania wpływa bezpośrednio na lokalizację powierzchni styku torus – przedmiot obrabiany, a tym samym lokalizację strefy koncentracji oddziaływań fizycznych procesu skrawania. W związku z powyższym, transllokacja punktu i powierzchni styku torus – przedmiot obrabiany powinna odbywać się w płaszczyźnie działania kąta nachylenia, a powierzchnie styku wynikające z dobranych orientacji osi nie powinny się w żadnym zakresie przenikać.



Rys. 23. Zmiany składowych siły:  $F_{cN}$  (składowa normalna siły skrawania),  $F_c$  (składowa styczna siły skrawania) i  $F_p$  (składowa pasywna siły skrawania) w wyniku zużycia narzędzia podczas skrawania nadstopu Inconel718 dla przyjętych wariantów kinematycznych skrawania wieloosiowego [na podstawie A7]



Rys. 24. Charakterystyka wióra na powierzchni wklęsłej z eksperymentu: a) nr 1, b) nr 2, c) nr 6 (struktura segmentowa w obszarze głównym A: i struktura segmentowa w obszarze B ruchu punktu styku) [na podstawie A7]

Zawarty w pracy [A7] mój wkład w rozwój dyscypliny *inżynieria mechaniczna* polega na:

1. eksperymentalnym określeniu najbardziej efektywnej kinematyki skrawania wieloosiowego frezem torusowym, jaką jest kinematyka „przyciąganie narzędzia”;
2. określeniu wpływu kąta nachylenia osi frezu na trwałość i zużycie ostrza, siły skrawania, formy zużycia ostrza oraz morfologię wióra i obrobionej powierzchni;
3. kompleksowej analizie i charakterystyce podstawowych wariantów kinematycznych skrawania wieloosiowego frezem torusowym w aspekcie trwałości i zużycia ostrza;
4. wykazaniu, że bicie promieniowe nie wpływa znacząco na zróżnicowanie przebiegu zużycia dla poszczególnego ostrza frezu, szczególnie w fazie jednostajnego zużycia eksploatacyjnego. Jednakże, może istotnie przyczyniać się do uszkodzenia ostrza w fazie przyspieszonego zużycia.

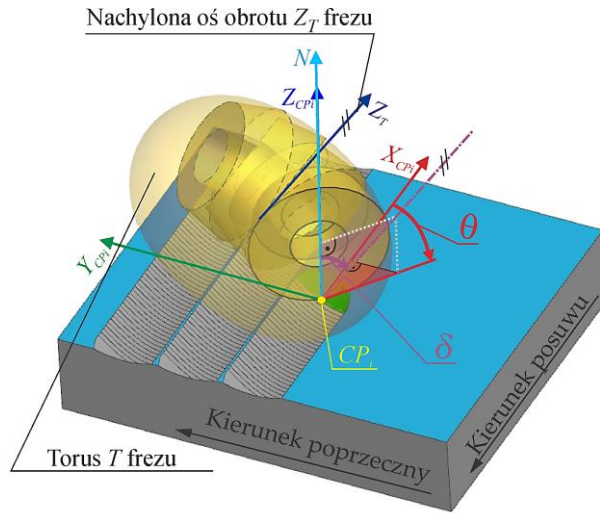
Przedstawione zagadnienie identyfikacji najbardziej efektywnych kinematyk skrawania wieloosiowego w aspekcie trwałości ostrza, sił skrawania, mechanizmów zużycia ostrza, morfologii wióra i obrobionej powierzchni opisałem szerzej w pracy A7.

#### ***IV.3.5. Wyznaczenie modeli matematycznych opisujących średnice robocze i średnicę styku w granicach warstwy skrawanej oraz kąta pracy frezu torusowego w płaszczyźnie podstawowej***

W pracach [A8, A7] wykazałem, że zmiana orientacji osi frezu torusowego wymusza zmianę położenia powierzchni styku torus – przedmiot obrabiany, a wraz z tym zmianę warunków obróbki [A7]. Wywiera to istotny wpływ na stan zużycia ostrza oraz wskaźniki technologiczne i fizyczne oceny tego stanu. W procesie wieloosiowego frezowania czołowego, dokonując zmiany orientacji osi frezu w trakcie obróbki, istotne staje się zagadnienie zapewnienia stałych warunków obróbki w procesie frezowania ze zmienną orientacją osi frezu torusowego. Jest to tym bardziej istotne z uwagi na materiał należący do trudnoobrabialnych.

Jednym z zasadniczych parametrów w tym aspekcie jest prędkość skrawania, która także w największym stopniu wpływa na zużycie ostrza. Jeśli przyjąć stałe wartości posuwu na ostrze  $f_z$  oraz prędkości skrawania  $v_c$  w obranym punkcie styku  $CP_i$ , to orientacja osi frezu torusowego wymusi zmianę prędkości obrotowej wrzeczona  $n$  wskutek zmiany wartości średnicy styku (efektywnej) narzędzia.

Obrałem układ współrzędnych odniesienia  $(X_{ci}, Y_{ci}, Z_{ci})$  zlokalizowany w punkcie  $O_{ci}$  środka zarysu kołowego krawędzi skrawającej płytki o promieniu  $r_p$ . Orientację osi frezu torusowego określiłem względem układu współrzędnych  $(X_{CPi}, Y_{CPi}, Z_{CPi})$  zlokalizowanego w punkcie styku  $CP_i$ . Oś  $Z_{ci}$  jest tożsama z wektorem normalnym  $N$  przyjętej płaszczyzny ściśle stycznej w punkcie styku  $CP_i$ . Parametrem  $D_{PRIN}$  określiłem nominalną średnicę narzędzia. Ponadto określiłem kąt nachylenia  $\delta$  oraz kąt rotacji  $\theta$  osi frezu torusowego. Kąty te stosowane są relatywnie do wektora normalnego  $N$  w punkcie styku  $CP_i$  (rys. 25).

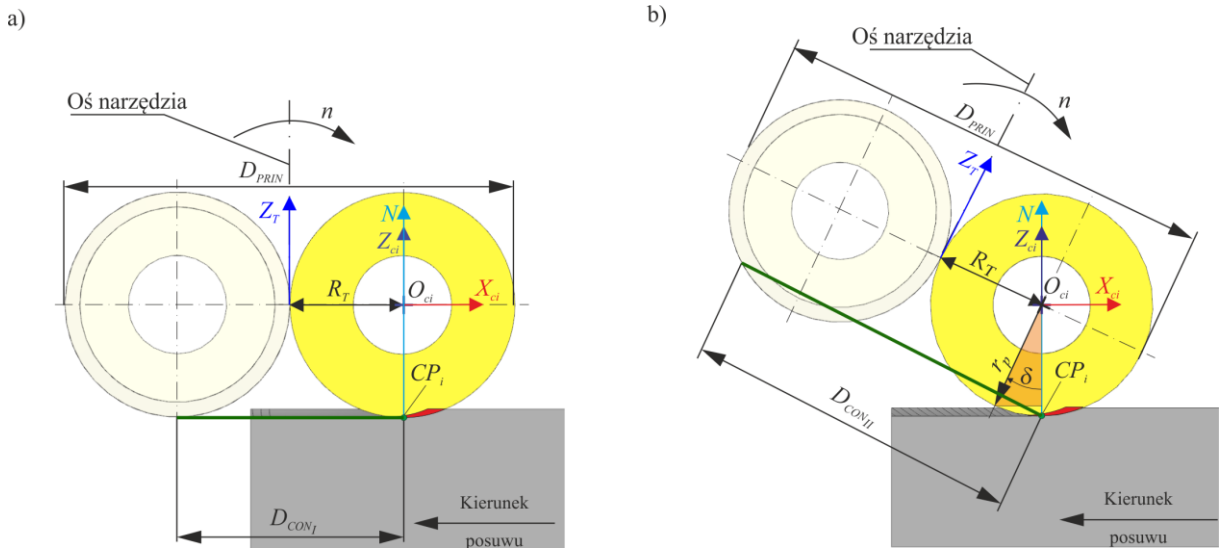


Rys. 25. Określone położenie osi frezu torusowego i jej współrzędne sferyczne: kąt nachylenia  $\delta$  i kąt obrotu  $\theta$  w punkcie styku  $CP_i$  [na podstawie A6].

Średnica styku:  $\delta=0^\circ$  i  $\theta=0^\circ$

Zgodnie z przeprowadzoną wcześniej analizą geometryczną przyjąłem, że parametr  $R_T$  to promień frezu torusowego, tj. odległość pomiędzy osią obrotu  $Z_T$  frezu a punktem środka okręgu go definiującego. W tym przypadku średnicę styku  $D_{CON\_I}$  opartą na punkcie styku  $CP_i$  opisuje równanie (13) (rys. 26a) [A6].

$$D_{CON\_I} = 2R_T, \text{ [mm]} \quad (13)$$



Rys. 26. Definicja średnicy kontaktu w płaszczyźnie  $X_{Ci}Z_{Ci}$ : (a) przypadek I:  $\delta=0^\circ$  i  $\theta=0^\circ$ , (b) przypadek II:  $\delta>0^\circ$  i  $\theta=0^\circ$  lub  $-90^\circ<\theta<90^\circ$  [na podstawie A6]

Średnica styku:  $\delta>0^\circ$  i  $\theta=0^\circ$  lub  $-90^\circ<\theta<90^\circ$

Następnie przyjąłem także, że parametr  $r_p$  jest promieniem okrągłej płytki skrawającej, tj. okręgiem definiującym torus,  $R_T$ ,  $\delta$  i  $\theta$  jak opisałem wyżej. W takim przypadku średnicę styku  $D_{CON\_II}$  opartą na punkcie styku  $CP_i$  opisuje równanie (14) (rys. 26b) [A6].

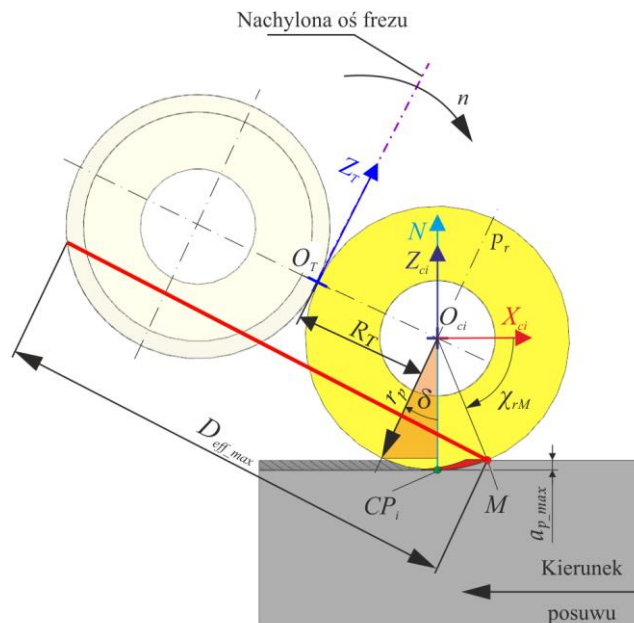
$$D_{CON_{II}} = 2(R_T + r_p \sin \delta), [\text{mm}] \quad (14)$$

### Średnice robocze w granicach warstwy skrawanej

W procesie wieloosiowego frezowania czołowego prędkość skrawania zależy nie tylko od średnicy styku oraz kątów nachylenia  $\delta$  i rotacji  $\theta$ , lecz także od osiowej głębokości skrawania  $a_p$  zależnej od chwilowego kąta obrotu narzędzia  $\Omega$ . Prędkość skrawania osiągnie maksymalną wartość, gdy w danym wariancie kinematycznym skrawania wieloosiowego czynna krawędź skrawająca będzie styczna do zarysu powierzchni obrobionej w punkcie styku  $CP_i$ . W tym szczególnym położeniu geometryczno-kinematycznego sprzężenia narzędzie – obrabiany przedmiot (CWE – *Cutter Workpiece Engagement*), ze względu na maksymalną wartość osiowej głębokości skrawania  $a_{p\_max}$ , średnica robocza w otoczeniu maksymalnej grubości warstwy skrawanej ma również maksymalną wartość. Aby obliczyć maksymalną wartość prędkości skrawania  $v_{c\_max}$ , zastosowanie ma zależność (15) [A6]:

$$v_{c\_max} = \frac{\pi \cdot D_{eff\_max} \cdot n}{1000}, [\text{m/min}] \quad (15)$$

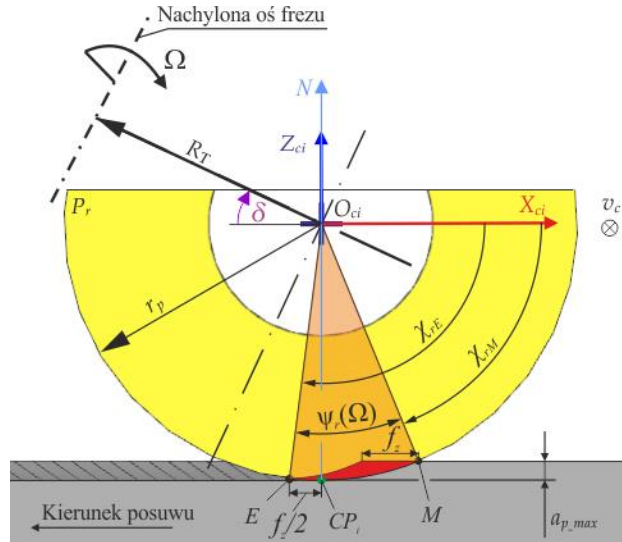
W równaniu (15) parametr  $D_{eff\_max}$  oznacza maksymalną roboczą średnicę frezu torusowego, rozpatrywaną w płaszczyźnie podstawowej  $Pr$  w układzie narzędzia (rys. 27).



Rys. 27. Definicja maksymalnej roboczej średnicy w procesie frezowania wieloosiowego przy użyciu frezu torusowego [na podstawie A6]

W celu wyznaczenia modelu matematycznego opisującego maksymalną roboczą średnicę  $D_{eff\_max}$  przyjąłem założenia opisane wyżej. Następnie wyznaczyłem składowe w kierunku osi  $X_{ci}$  i  $Z_{ci}$  przyjętego układu współrzędnych odniesienia ( $O_{ci}$ ,  $X_{ci}$ ,  $Y_{ci}$ ,  $Z_{ci}$ ), tj. układu ostrza skrawającego (rys. 28). Składowe  $x$  i  $y$  opisałem układem równań (16), które podobnie jak dalsze zależności (17) – (20) wyjaśniono w pracy [A6]:

$$\begin{cases} x = r_p \cos(\chi_{rM}) \\ y = r_p \sin(\chi_{rM}) \end{cases} \quad (16)$$



Rys. 28. Geometria warstwy skrawanej w strefie CWE  $s_{cwe,i}$  wzdłuż czynnej krawędzi skrawającej [na podstawie A6]

Ze względu na nachylenie osi frezu torusowego o kąt  $\delta$ , składowe układu równań (16) przekształciłem stosując macierz transformacji (tj. rotację) o kąt  $\delta$ . Dlatego w kolejnym kroku obliczeń wykonałem kolejną rotację tych składowych w kierunku przeciwnym do ruchu wskazówek zegara o kąt  $\delta$ . Ma to na celu przeniesienie składowych z układu korpusu frezu do układu okrągłej płytki skrawającej. W związku z tym macierz rotacji przyjęła postać (17):

$$R(-\delta) = \begin{bmatrix} \cos(-\delta) & -\sin(-\delta) \\ \sin(-\delta) & \cos(-\delta) \end{bmatrix} \quad (17)$$

Macierz obrotu (17) przekształca kolumnę wektorów zgodnie z zależnością (18):

$$\begin{bmatrix} x' \\ y' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(-\delta) & -\sin(-\delta) \\ \sin(-\delta) & \cos(-\delta) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} \quad (18)$$

Stąd składowe  $x'$  oraz  $y'$  po przekształceniu przyjmują postać układu równań (19):

$$\begin{cases} x' = r_p \cos(\chi_{rM}) \cos(-\delta) - r_p \sin(\chi_{rM}) \sin(-\delta) \\ y' = r_p \cos(\chi_{rM}) \sin(-\delta) - r_p \sin(\chi_{rM}) \cos(-\delta) \end{cases} \quad (19)$$

W tym przypadku istotna jest składowa w kierunku osi  $X_{ci}$ , zatem ostatecznie model matematyczny opisujący maksymalną roboczą średnicę frezu torusowego, uwzględniający orientację osi frezu torusowego, osiową głębokość skrawania oraz kąt określający granice warstwy skrawanej, przyjmuje postać (20):

$$D_{eff\_max} = 2 \left[ R_T + \begin{pmatrix} r_p \cos(\chi_{rM}) \cos(-\delta) - \\ -r_p \sin(\chi_{rM}) \sin(-\delta) \end{pmatrix} \right], [\text{mm}] \quad (20)$$

W równaniach (16), (19) i (20) symbol  $\chi_{rM}$  oznacza kąt położenia końcowego punktu granicznego  $M$  przekroju poprzecznego warstwy skrawanej odwzorowany na krawędzi skrawającej względem osi  $X_{ci}$  w układzie współrzędnych ostrza skrawającego.

*Kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej*

Ze względu na kształt krawędzi okrągłej płytki skrawającej frezu torusowego, wartość prędkości skrawania zmienia się wzdłuż długości czynnego segmentu tej krawędzi skrawającej. Podczas czołowego frezowania wieloosiowego (wszystkie przypadki kinematyczne dla kombinacji, gdy  $\delta > 0^\circ$  i  $\theta = 0^\circ$  lub  $\theta \neq 0^\circ$ ), prędkość skrawania zmienia się od pewnej wartości minimalnej w punkcie  $E$  do pewnej wartości maksymalnej w punkcie  $M$ . Jak wynika z kinematyki frezowania wieloosiowego frezem torusowym, w zakresie kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej  $\psi_r$ , punkt  $M$  porusza się wzdłuż czynnego segmentu krawędzi skrawającej, oddalając się od punktu  $E$  lub zbliżając się do niego (rys. 28).

Punkty  $E$  i  $M$  są punktami granicznymi przekroju poprzecznego warstwy skrawanej w zakresie sprzężenia CWE. Ponadto punkty te, wraz z punktem  $O_{ci}$  przyjętego układu współrzędnych odniesienia, tworzą kontur wycinka okręgu  $O_{ci}EM$  w płaszczyźnie podstawowej  $P_r$  okrągłej płytki skrawającej torusa  $T$ . Kąt wycinka okręgu  $O_{ci}EM$  jest kątem pracy frezu torusowego w płaszczyźnie podstawowej  $P_r$ , który zależy od kąta obrotu narzędzia  $\Omega$  co oznaczono jako  $\psi_r(\Omega)$ . W celu określenia kąta pracy frezu wyznaczyłem kąty opisujące położenie punktów granicznych przekroju poprzecznego warstwy skrawanej względem osi  $X_{ci}$  przyjętego układu współrzędnych odniesienia.

Na podstawie zależności trygonometrycznych (rys. 28), wartość kąta  $\chi_{rM}$  położenia punktu granicznego  $M$  opisuje zależność (21) [A6]:

$$\chi_{rM} = \arcsin\left(1 - \frac{a_{p\_max}}{r_p}\right), [^\circ] \quad (21)$$

Z kolei wartość kąta  $\chi_{rE}$  położenia punktu granicznego  $E$  opisuje zależność (22) [A6]:

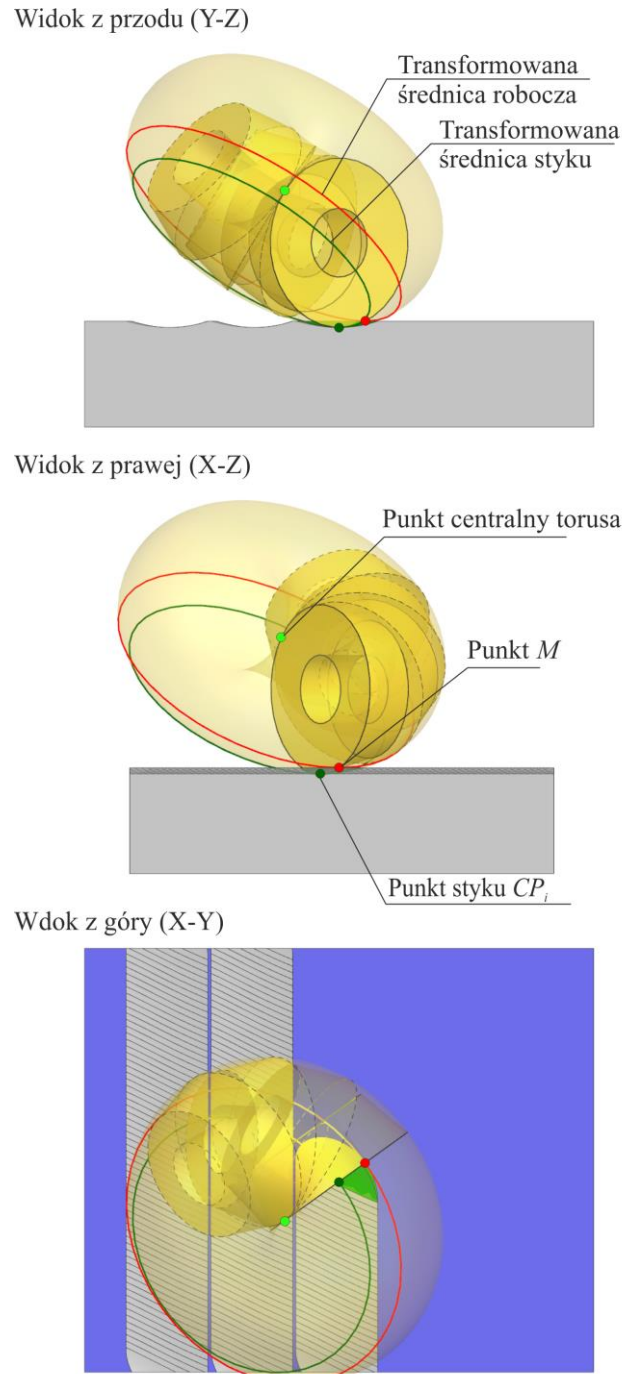
$$\chi_{rE} = \frac{\pi}{2} + \arcsin\left(\frac{f_z \sin \theta}{2r_p}\right), [^\circ] \quad (22)$$

Stąd maksymalną wartość kąta pracy frezu torusowego  $\psi_{r\_max}$  w płaszczyźnie podstawowej  $P_r$ , można obliczyć stosując zależność (23) [A6]:

$$\psi_{r\_max} = \left(\frac{\pi}{2} + \arcsin\left(\frac{f_z \sin \theta}{2r_p}\right) - \arcsin\left(1 - \frac{a_{p\_max}}{r_p}\right)\right), [^\circ] \quad (23)$$

Przyjąłem założenie, że kąt  $\Omega$  obrotu narzędzia przyjmuje wartość  $\Omega = 0^\circ$ , tj. zarys krawędzi skrawającej jest styczny do konturu powierzchni nominalnej w punkcie styku  $CP_i$ . Stąd, ze względu na parametr  $a_{p\_max}$ , wartość kąta pracy frezu torusowego  $\psi_r(\Omega)$  jest wartością maksymalną w tym przypadku i przyjąłem jej oznaczenie jako  $\psi_{r\_max}$ .

Na podstawie przeprowadzonych analiz metodą numeryczną bezpośrednią CAD stwierdziłem, że współrzędna sferyczna w postaci kąta obrotu  $\theta$  nie wpływa na wartość średnicy styku oraz maksymalnej średnicy roboczej w granicach warstwy skrawanej, ale wpływa na ich położenie w przestrzeni euklidesowej, gdzie wspólnym punktem każdego położenia tych średnic jest odpowiednio punkt styku  $CP_i$  i punkt graniczny  $M$  (rys. 29).



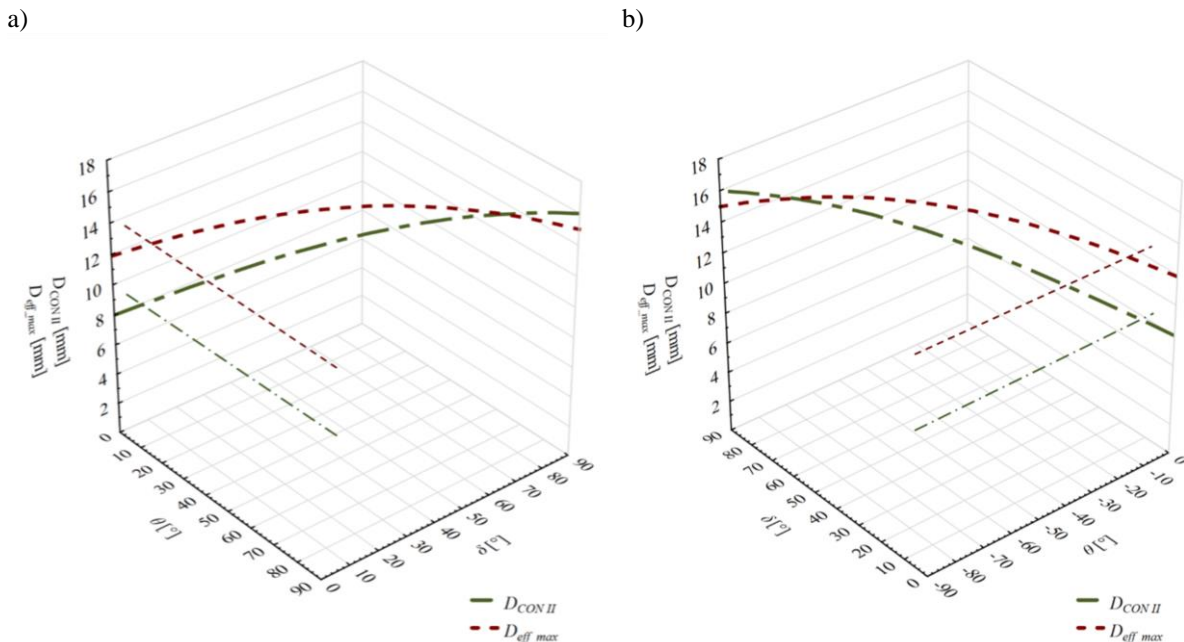
Rys. 29. Przykładowe rzuty sprężenia CWE oraz widok przekształconych średnic kontaktu i efektywnej w wyniku określenia orientacji osi frezu [na podstawie A6]

W oparciu o opracowane modele matematyczne oraz wyniki badań przedstawione w pracy [A7], przeprowadziłem w kolejnym etapie badania symulacyjne i eksperymentalne dla trzech wariantów kinematycznych skrawania wieloosiowego: „przyciąganie narzędzia” (przyjęty akronim – TPL), „przyciąganie narzędzia” + „ukośnię dodatnie frezowanie” (przyjęty akronim – DP-TPL) i „przyciąganie narzędzia” + „ukośnię ujemne frezowanie” (przyjęty akronim – DN-TPL). Badania symulacyjne przeprowadzono w środowisku CAD/CAM przy użyciu metody dyskretnej bezpośredniej, zaś badania eksperymentalne na stanowisku i w warunkach jak opisałem w pracach [A6, A7].

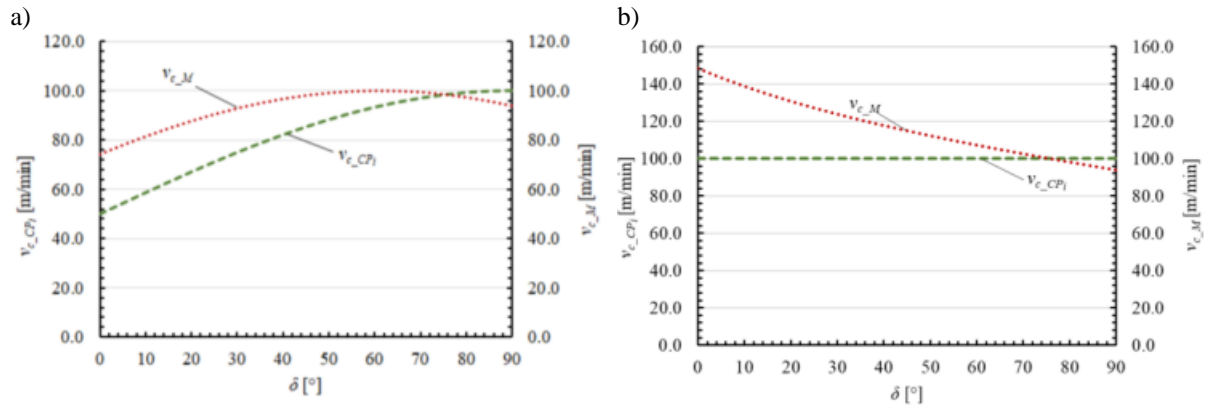
#### IV.3.6. Analiza wpływu orientacji osi frezu torusowego na zmiany wartości średnicy kontaktu i średnicy roboczej oraz kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej w aspekcie trwałości i zużycia ostrza

Na podstawie przeprowadzonych badań w zakresie zmienności średnic kontaktu i roboczej oraz prędkości skrawania wykazałem, że średnica styku  $D_{CON II}$  wzrasta monotonicznie wraz ze wzrostem kąta nachylenia  $\delta$  osi frezu torusowego. Maksymalna średnica robocza wzrasta osiągając przy pewnym kącie nachylenia wartość maksymalną, po czym maleje (rys. 30). Wynika to z geometrii frezu torusowego. Ponadto stwierdziłem, że rzeczywista prędkość skrawania w punkcie styku  $CP_i$  i punkcie granicznym  $M$  warstwy skrawanej może być o nawet 67% mniejsza od prędkości zaprogramowanej względem średnicy nominalnej frezu  $D_{PRIN}$ , co może znacząco wpływać na efektywność obróbki i zużycie ostrza skrawającego (rys. 31).

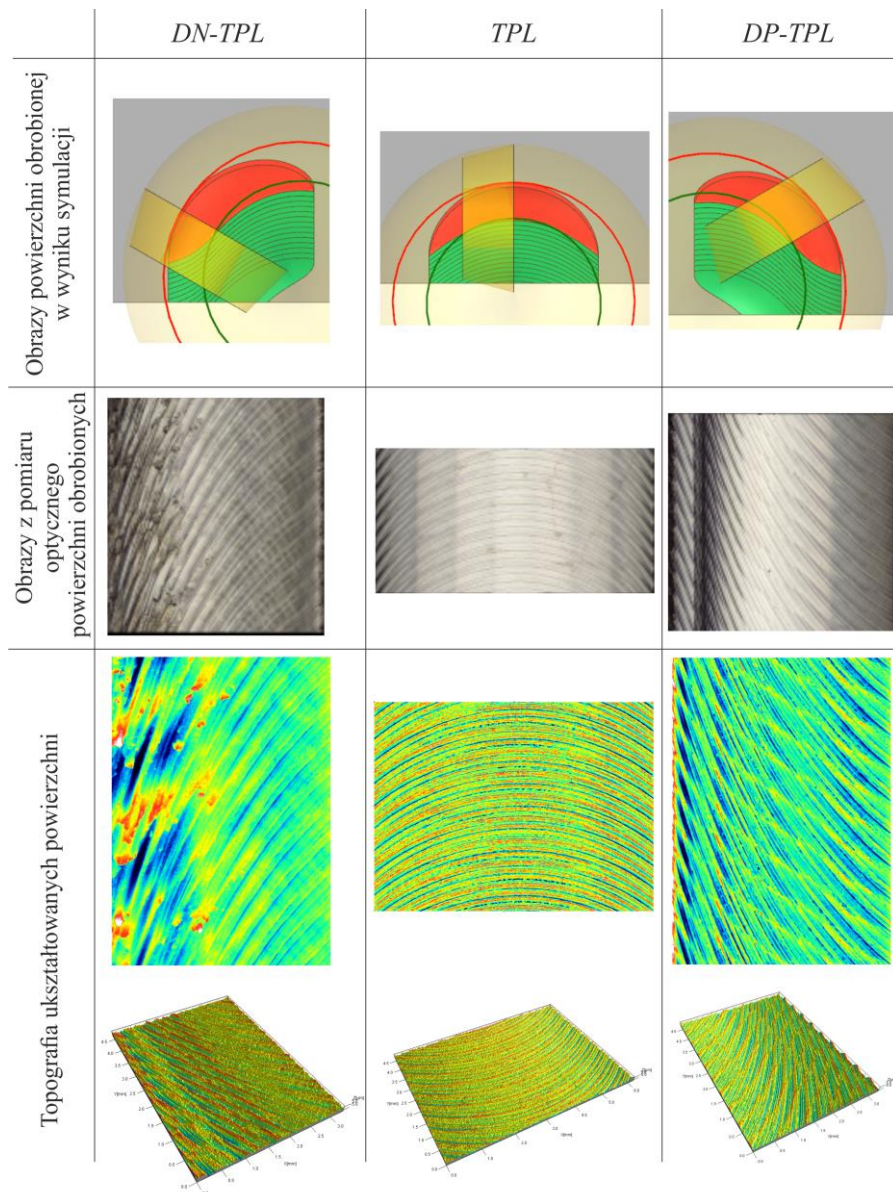
Na podstawie przeprowadzonych badań w zakresie kąta pracy ostrza, jako docelowej przeze mnie przyjętej zmiennej sterującej orientacją osi frezu torusowego wykazałem, że wzrost wartości głębokości skrawania  $a_{p\_max}$  oraz posuwu na ostrze  $f_z$  powoduje wzrost wartości kąta pracy ostrza  $\psi_r$ , co w konsekwencji powoduje wydłużenie czynnego segmentu krawędzi skrawającej i zwiększa intensywność zużycia ostrza. Odnotowano, że stosując do obróbki wariant kinematyczny skrawania wieloosiowego „przyciąganie narzędzia” (TPL) uzyskano największą wartość kąta pracy ostrza  $\psi_r$ . Przełożyło się to na zwiększenie efektywności obróbki przy jednoczesnym polepszeniu jakości powierzchni (rys. 31). Analizując zmierzone wybrane parametry 2D i 3D chropowatości powierzchni po obróbce wariantem „przyciąganie narzędzia” (TPL) stwierdzono, że otrzymano powierzchnie anizotropowe z charakterystyką dużej odporności na korozję i większej wytrzymałości zmęczeniowej. Postępujące zużycie ostrza ( $VB_{Bmax}$ ) powodowało niemonotoniczne pogorszenie parametrów topografii powierzchni (Sa, Sz, Sq, St, Ssk, Sku).



Rys. 30. Zmiana średnicy styku i efektywnej w funkcji kąta obrotu w wariantcie: a) DP-TPL, b) DN-TPL [na podstawie A6]

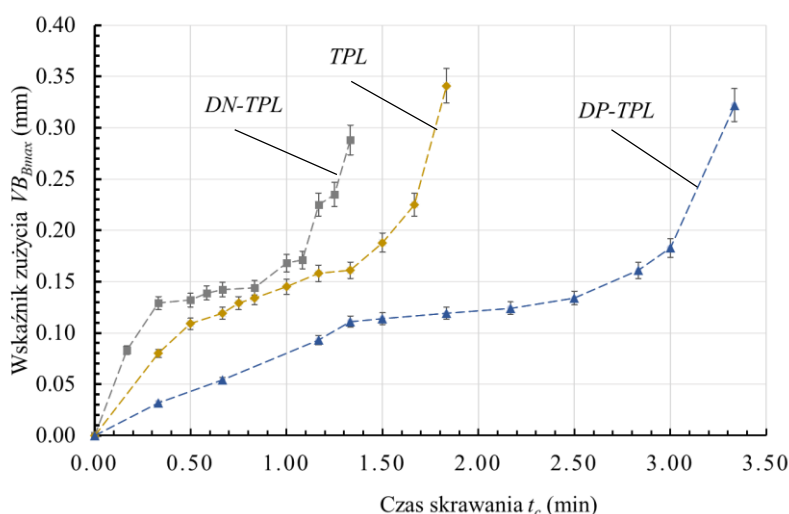


Rys. 31. Zmiana prędkości skrawania w punkcie  $M$  i punkcie  $CP_i$  w sprzężeniu CWE w funkcji kąta nachylenia  $\delta$  [na podstawie A6]



Rys. 31. Obrazy obrabionych powierzchni i widok tekstury powierzchni po frezowaniu wieloosiowym przy użyciu frezu torusowego [na podstawie A6]

Zaobserwowano przede wszystkim ujemną wartość współczynnika skośności rozkładu wysokości topografii (rzędnych) powierzchni  $S_{sk}$ , co może świadczyć o pogorszeniu warunków dekohezji na rzecz odkształcenia plastycznego materiału warstwy skrawanej. Z kolei współczynnik skupienia rozkładu wysokości topografii (rzędnych) powierzchni  $S_{ku} < 3$  wskazuje, że w wyniku starcia na powierzchni przyłożenia ostrza powierzchnia jest wygładzana, a rozkład wysokości profilu jest bardziej równomierny (mniejsza liczba ostrych wierzchołków i głębokich dolin). Ponadto wykazano istotne różnice w aspekcie zużycia ostrza w zależności od wariantu kinematycznego skrawania wieloosiowego (rys. 32). Należy w tym miejscu nadmienić, iż wyniki te otrzymano dla prób skrawania wieloosiowego pełnego symetrycznego, zatem uwzględniając poprzedzające pasy obrobione charakterystyka technologicznej warstwy wierzchniej może być odmienna. Jest to przedmiotem kolejnych moich rozważań w ramach jednotematycznego cyklu publikacji.



Rys. 32. Zmiana wskaźnika zużycia  $VB_{Bmax}$  ostrza skrawającego w zależności od wariantu kinematycznego skrawania wieloosiowego DN-TPL, TPL i DP-TPL [na podstawie A6]

Podsumowując stwierdzono, że wartości średnic styku i roboczych stanowią kluczowe parametry determinujące warunki skrawania podczas wieloosiowego frezowania powierzchni części z nadstopu na osnowie Ni frezem torusowym. Prędkość skrawania nie powinna być ustalana względem średnicy nominalnej, lecz względem średnicy styku. Przełoży się to na utrzymanie zadanej prędkości skrawania w otoczeniu punktu styku tj. w strefie kształtowania topografii powierzchni. Parametr kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej  $\psi_r$  może być przyjęty jako zmienna określająca orientację osi narzędzia [5], gdyż zapewni to nienakładanie się zużytego segmentu krawędzi skrawającej na niezaużyty oraz na racjonalne wykorzystanie powierzchni styku torus – przedmiot obrabiany. Spośród badanych wariantów kinematycznych skrawania wieloosiowego, najkorzystniejszy kompromis między trwałością ostrza a jakością powierzchni uzyskałem dla wariantu „przyciąganie narzędzia” (TPL), co uzasadnia konieczność przeprowadzenia dalszych badań tego wariantu kinematycznego skrawania wieloosiowego.

**Zawarty w pracy [A6] autorski wkład w rozwój dyscypliny inżynieria mechaniczna polega na wyznaczeniu zależności matematycznych opisujących średnicę styku oraz średnice robocze w granicach warstwy skrawanej, uwzględniając parametry kąta nachylenia i kąta rotacji osi frezu torusowego oraz kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej zależny od kąta obrotu narzędzia. Z jednej strony, przy pomocy tych zależności możliwe jest obliczenie prędkości skrawania w dowolnym punkcie na dwuwymiarowej powierzchni obrotowej torusa w granicy warstwy skrawanej, z drugiej**

zaś możliwe jest wyznaczenie pełnego rozkładu prędkości skrawania w tych granicach. Należy zauważyć, że w dotychczasowych pracach (np. [5,9,10,38,50]) dotyczących frezowania wieloosiowego ograniczono się do wyznaczenia średnicy efektywnej, a jako narzędzie skrawające stosowano frez kulisty, pomijając przy tym rozkład prędkości skrawania w granicach warstwy skrawanej oraz obliczenie prędkości skrawania dla punktu styku. Należy podkreślić, że zależności te mogą być stosowane do adaptacyjnego sterowania prędkością obrotową wrzeczona w sytuacji gdy, prędkość skrawania jest stała i obliczana dla punktu styku przy każdorazowej zmianie nachylenia osi frezu torusowego.

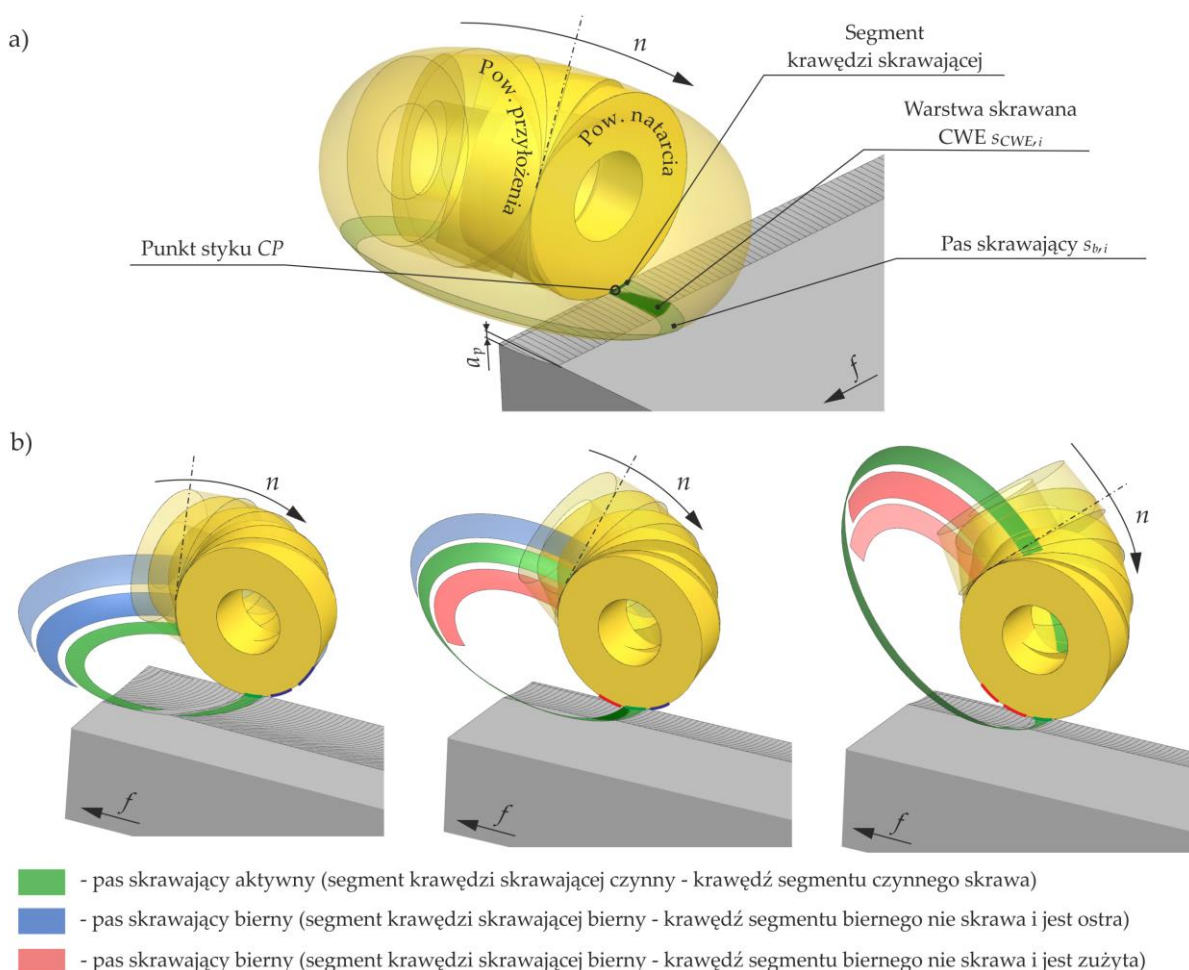
Przedstawione zagadnienia wyznaczenia modeli matematycznych opisujących średnicę styku oraz średnice robocze w granicach warstwy skrawanej oraz kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej wraz z analizą wpływu orientacji osi frezu torusowego na zmiany wartości średnicy styku i średnic roboczych oraz kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej w aspekcie trwałości i zużycia ostrza opisałem szerzej w pracy **A6**.

#### ***IV.3.7. Identyfikacja powierzchni styku torus – przedmiot obrabiany i czynnego segmentu krawędzi skrawającej***

W procesie wieloosiowego frezowania czołowego frez torusowy może mieć określoną dowolną orientację osi, przynajmniej teoretycznie, o ile nie dojdzie do podcięcia powierzchni nominalnej lub kolizji z przedmiotem obrabianym lub innymi komponentami OUPN. W aspekcie kolizyjności zastosowanie mają algorytmy powszechnie stosowane w systemach CAD/CAM, jak np. domena dopuszczalnej orientacji DAO (*Domain of Admissible Orientation*) [51] lub może mieć zastosowanie zaproponowane przeze mnie rozwiązanie opierające się na modelu powierzchni sfery [A5]. Natomiast w aspekcie określania orientacji osi frezu torusowego celem maksymalnego wykorzystania powierzchni styku torus – przedmiot obrabiany z uwzględnieniem zużycia ostrza, jak wynika z przeprowadzonych przez mnie badań, możliwe aplikacyjne zastosowanie mają: parametr kąta nachylenia  $\delta$  („przyciąganie narzędzia”) orientacji osi frezu oraz kąt pracy frezu  $\psi_r$  w płaszczyźnie podstawowej. Opierając się na tych parametrach przeprowadziłem identyfikację powierzchni styku, tj. sprzężenia frez – obrabiany przedmiot.

Podczas procesu skrawania frez torusowy pozostaje w kontakcie z obrabianym przedmiotem na chwilowym płacie powierzchni styku, który nazywany jest też sprzężeniem frez – przedmiot obrabiany CWE (*Cutter – Workpiece Engagement*). W procesie skrawania frez usuwa warstwę materiału w postaci wióra. CWE znajduje się na powierzchni działania torusa frezu w zakresie głębokości skrawania  $a_p(\Omega)$  zależnej od kąta obrotu frezu  $\Omega$  (rys. 28 oraz rys. 33). Ponieważ narzędzie ciągle obraca się wokół własnej osi, CWE  $s_{CWE,i}$  w punkcie styku tworzy pas  $s_{b,i}$ , który nazwałem pasem skrawającym. Pas ten znajduje się na powierzchni działania frezu torusowego. W dowolnej chwili skrawania segment krawędzi skrawającej, który znajduje się wewnątrz CWE i równocześnie zawiera się w zakresie maksymalnego kąta pracy frezu  $\psi_r$  w płaszczyźnie podstawowej, nazwałem czynnym segmentem krawędzi skrawającej. Ponadto wyodrębniłem segmenty, które znajdują się poza CWE i są to bierne segmenty krawędzi skrawającej, gdzie w pierwszym warunku brzegowym krawędź segmentu biernego nie skrawa i jest nieużyta oraz w drugim warunku brzegowym krawędź segmentu biernego nie skrawa i jest zużyta (ocena według przyjętego kryterium stopienia ostrza).

**Podsumowując, identyfikacja powierzchni styku torus frezu – przedmiot obrabiany i czynnego segmentu krawędzi skrawającej przedstawiona w pracy [A4], będąca podstawą technik przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej uwzględniających zużycie ostrza, stanowi mój wkład w rozwój dyscypliny inżynieria mechaniczna.**



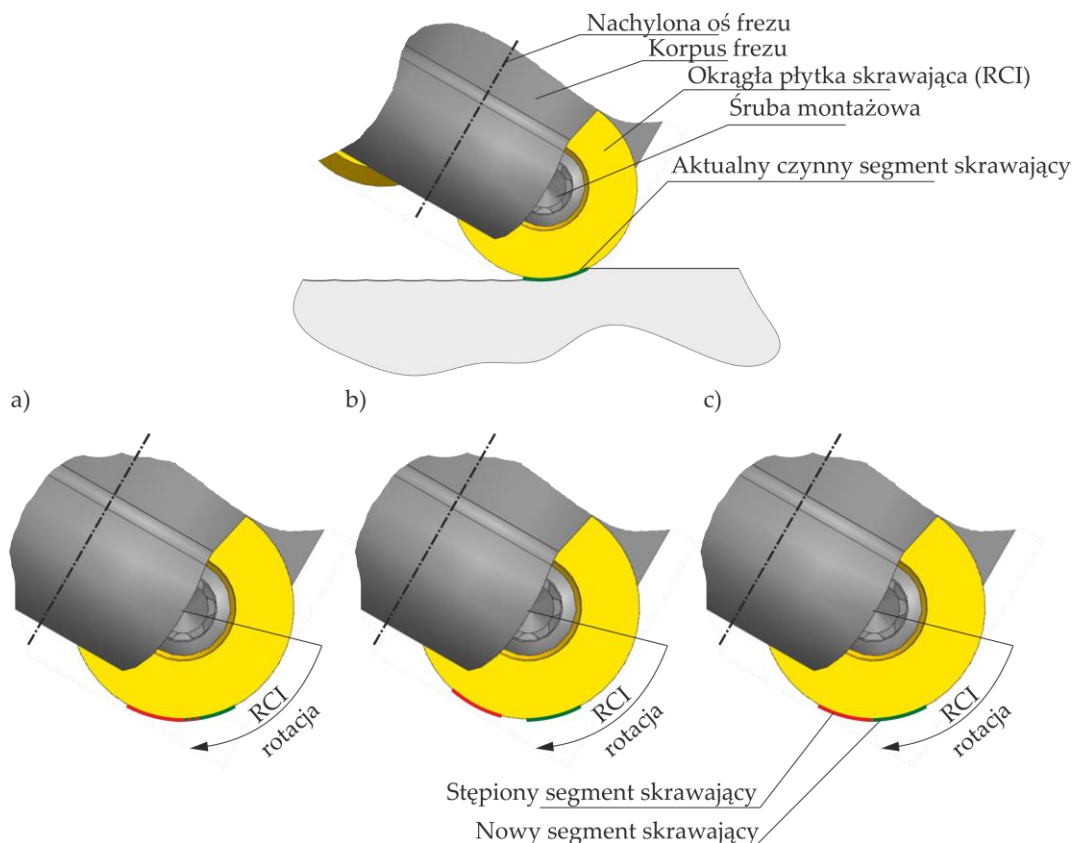
Rys. 33. Wieloosiowe frezowanie czołowe frezem torusowym: a) warunki styku, b) segmenty krawędzi skrawającej i pasy skrawające w różnych nachyleniach osi frezu. ( $n$  – prędkość obrotowa frezu,  $f$  – posuw)  
 [na podstawie A4]

#### IV.3.8. Technika przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej metodą pozycjonowania kąтового okrągłej płytki skrawającej APofRCI uwzględniająca modelowanie i ocenę zużycia ostrza w wieloosiowym frezowaniu nadstopu na osnowie Ni frezem torusowym z określoną stałą powierzchnią styku

Opierając się na wynikach przeprowadzonych badań własnych, w pierwszym proponowanym rozwiązaniu techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej uwzględniającej zużycie ostrza, jako zmienną nastawną procesu wieloosiowego frezowania czołowego przyjąłem kąt nachylenia  $\delta$  opisany zależnością (11), którego wartość nie zmieniała się podczas obróbki. Tym samym proces skrawania realizowano wariantem kinematycznym „przyciąganie narzędzia” (TPL) z określoną stałą powierzchnią styku torus – przedmiot obrabiany.

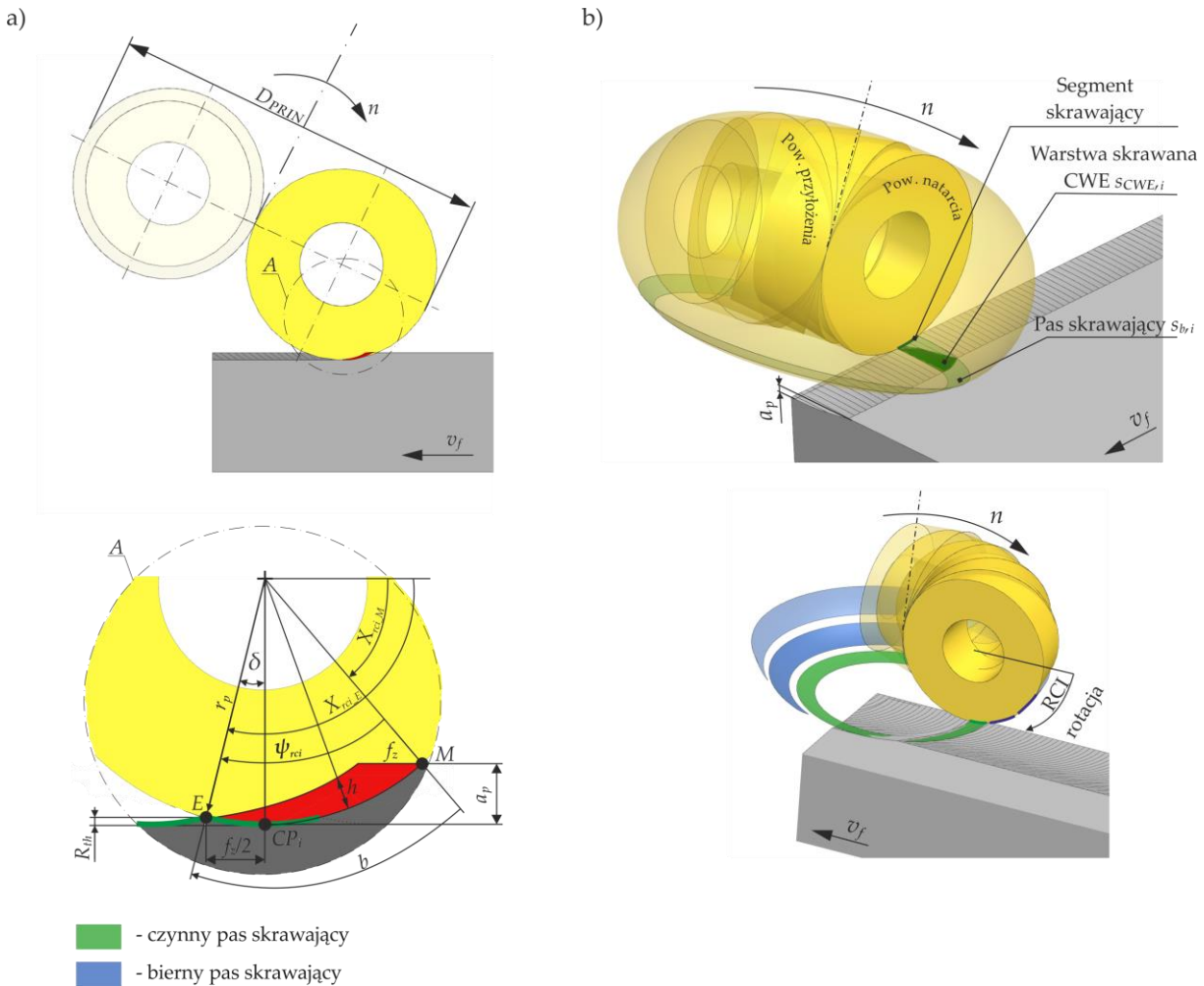
W praktyce przemysłowej coraz częściej stosowane są frezy torusowe. Są to zwykle frezy składane z wymiennymi płytkami okrągłymi (RCI – *Round Cutting Insert*) dla średnic nominalnych tych frezów rozpoczynających się od wartości wynoszącej 12 mm. Zaletą konstrukcyjną tego typu frezów jest to, że wymienną okrągłą płytkę skrawającą można translokować wokół osi jej otworu montażowego w celu zastosowania do obróbki nowego, niezużytego segmentu krawędzi skrawającej. Pozwala to znacząco wydłużyć okres trwałości

ostrza. Obecnie ta translokacja wykonywana jest bez jakiegokolwiek kontroli położenia kąтового okrągłej płytki skrawającej, co prowadzi do nieracjonalnego wykorzystania rzeczywistych segmentów krawędzi skrawającej na całym jej obwodzie (rys. 34).



Rys. 34. Możliwe przypadki podczas obrotu okrągłej płytki skrawającej: a) nakładanie się nowego segmentu na segment zużyty – źle, b) zbyt duża przerwa między segmentami – źle, c) segmenty krawędzi skrawającej stykające się – dobrze [na podstawie A5]

Pierwszy z zilustrowanych przypadków (rys. 34a) przedstawia nakładanie się części nowego segmentu krawędzi skrawającej na segment zużyty. To niepoprawne położenie kątowe może skutkować znacznym pogorszeniem stanu technologicznej warstwy wierzchniej oraz postępującym zużyciem katastroficznym. Drugi przypadek (rys. 34b) obrazuje wystąpienie zbyt dużej przerwy między sąsiadującymi segmentami po niekontrolowanej przemieszczenia okrągłej płytki skrawającej. To położenie kątowe obniża z kolei możliwości skrawne narzędzia z uwagi na niepełne wykorzystanie potencjału całej krawędzi skrawającej. Natomiast trzeci przypadek (rys. 34c) obrazuje segment zużyty i nowy do siebie przylegające. Taka sytuacja będzie miała miejsce tylko wtedy, gdy translokacja okrągłej płytki skrawającej wokół osi otworu montażowego będzie w pewien sposób kontrolowana. Umożliwi to pełne wykorzystanie potencjału skrawnego całej długości krawędzi skrawającej płytki poprzez przyleganie poszczególnych segmentów czynnych, zachowując równomierny podział kątowy.



Rys. 35. Wieloosiowe frezowanie frezem torusowym: a) geometria warstwy skrawanej, b) czynny segment krawędzi skrawającej oraz czynny pas skrawający [na podstawie A5]

Kąt nachylenia  $\delta$  osi frezu rozpatrywałem i określałem w płaszczyźnie prostopadłej do wektora prędkości skrawania  $v_c$  i przechodzącej przez punkt styku  $CP_i$  w CWE, będący jednocześnie punktem wspólnym zarysu powierzchni nominalnej obrabianego przedmiotu i krawędzi skrawającej ostrza frezu. W tej samej płaszczyźnie rozpatrywałem geometrię warstwy skrawanej, tak jak opisałem w pracy [A6]. Wymagało to niewielkich modyfikacji już opracowanych przez mnie zależności matematycznych, co z kolei przedstawiam niżej.

Podczas wieloosiowego frezowania czołowego frezem torusowym w wariacie kinematycznym „przyciąganie narzędzia” (TPL), geometria warstwy skrawanej ma charakterystyczny kształt, gdzie z uwagi na układ kinematyczny – geometryczny grubość warstwy skrawanej  $h$  zmienia się wzdłuż krawędzi skrawającej (rys. 35a). Na geometrię warstwy skrawanej wpływa promień okrągłej płytki skrawającej  $r_p$ , posuw na ostrze  $f_z$  oraz głębokość skrawania  $a_p$ .

Rozpatrując warunki styku w CWE w punkcie styku  $CP_i$ , w celu określenia maksymalnych granic przekroju poprzecznego warstwy skrawanej zmodyfikowałem wcześniej opracowane przeze mnie zależności na kąty  $X_{rci\_M}$ ,  $X_{rci\_E}$  oraz  $\psi_{rci}$  (rys. 35a).

Kąt  $X_{rci\_M}$  – określający początek przekroju poprzecznego warstwy skrawanej opisany zależnością (24) [A5].

$$X_{rci\_M} = \sin^{-1} \left( 1 - \frac{a_p}{r_p} \right), [^\circ] \quad (24)$$

Kąt  $X_{rci\_E}$  – określający koniec przekroju poprzecznego warstwy skrawanej opisany podobną zależnością (25) [A5].

$$X_{rci\_E} = \frac{\pi}{2} + \sin^{-1}\left(\frac{f_z}{2r_p}\right), [^\circ] \quad (25)$$

Kąt  $\psi_{rci}$  – pracy frezu torusowego, rozpatrywany w płaszczyźnie podstawowej, opisany zależnością (26) [A5].

$$\psi_{rci} = \left[ \frac{\pi}{2} + \sin^{-1}\left(\frac{f_z}{2r_p}\right) - \sin^{-1}\left(1 - \frac{a_p}{r_p}\right) \right], [^\circ] \quad (26)$$

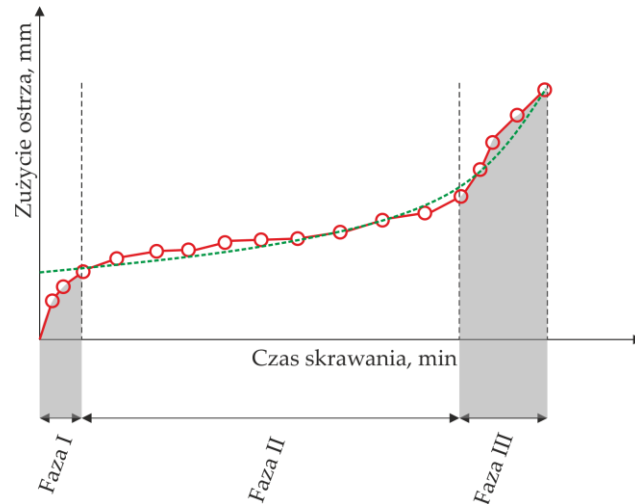
Kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej nabiera szczególnego znaczenia zwłaszcza w warunkach obróbki wykończeniowej, która odbywa się przy bardzo małych wartościach głębokości skrawania  $a_p$  i posuwu na ostrze  $f_z$ . W tych warunkach skrawania liczba zaangażowanych ostrzy (ostrzy czynnych) frezu w proces skrawania wynosi  $z_c \leq 1$ . Znając wartość kąta  $\psi_{rci}$  oraz mając dany promień  $r_p$  okrągłej płytki skrawającej obliczyłem długość czynnego segmentu krawędzi skrawającej według zależności (27) [A5].

$$b = \psi_{rci} r_p, [\text{mm}] \quad (27)$$

Na podstawie powyższego wyznaczyłem czynny pas skrawający (rys. 35b) dla danego kąta nachylenia  $\delta$  w strefie CWE. Podczas ruchu frezu jest on w kontakcie z obrabianym przedmiotem na chwilowym płacie powierzchni obrobionej, tj. maksymalnej powierzchni styku dla określonej orientacji osi frezu. Ponadto wyodrębniłem segmenty, które znajdują się poza strefą CWE i są to bierne segmenty krawędzi skrawającej, gdzie krawędź segmentu biernego nie skrawa i jest niezużyta.

Parametr kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej, którego oznaczenie na potrzeby realizacji tego zagadnienia przyjąłem jako  $\psi_{rci}$ , zastosowałem jako parametr pozycjonowania katowego okrągłej płytki skrawającej w korpusie frezu torusowego. Stanowi to podstawę proponowanego rozwiązania pozycjonowania katowego okrągłej płytki skrawającej w oprawce frezu. Aby było wiadome, po jakim czasie dany czynny segment krawędzi skrawającej jest niezdalny do pracy (dla przyjętego kryterium stępienia ostrza), uwzględniając stan zużycia ostrza w okresie jego trwałości, opracowałem model zużycia ostrza.

Prędkość zużycia ostrza frezu torusowego określa tempo degradacji w dowolnym punkcie należącym do czynnej krawędzi skrawającej będącej częścią wspólną z powierzchnią działania torusa i zależną od kąta nachylenia  $\delta$ . Prędkość zużycia zmienia się podczas obróbki. Krzywa przedstawiająca stopień zużycia ostrza w funkcji czasu skrawania przy pewnej stałej prędkości skrawania w punkcie styku  $CP_i$  ma trójfazowy przebieg. Podczas fazy I – początkowej, zużycie narzędzia drastycznie wzrasta i osiąga w krótkim czasie wartość bazową. W fazie II zaobserwować można jednostajne zużycie eksploatacyjne o quasi-liniowym charakterze i przewidywalnej formie. Faza III charakteryzuje się przyspieszonym zużyciem, aż do osiągnięcia wartości krytycznej związanej z uszkodzeniem ostrza (rys. 36).



Rys. 36. Krzywa zużycia ostrza w funkcji czasu skrawania dla stałej prędkości skrawania w punkcie styku [na podstawie A5].

Modelując zużycie ostrza (linia przerywana) pominąłem fazę I, a prędkość zużycia ostrza w dowolnym punkcie skrawania na powierzchni działania torusa przyjąłem za zmienną w czasie (jak np. w ruchu przyspieszonym) i opisałem modelem funkcji wykładniczej (27) [A5]:

$$VB_{Bmax} = b_0 \cdot b_1^{t_c}, [\text{mm}] \quad (27)$$

gdzie:  $VB_{Bmax}$  – maksymalna szerokość starcia na powierzchni przyłożenia,  $b_0$  oraz  $b_1$  – współczynniki określone dla danej pary materiałowej, tzn. materiał okrągłej płytki skrawającej – materiał przedmiotu obrabianego oraz warunków obróbki,  $t_c$  – czas skrawania. Współczynniki  $b_0$  oraz  $b_1$  konstatowałem na podstawie testów skrawalności i analizy estymacji nieliniowej.

Narzędzie eksploatowano z zadeklarowanymi stałymi parametrami obróbki do czasu, aż zużycie ostrza osiągnęło przyjętą wartość krytyczną  $VB_{Blim}$  w czasie  $T_t$  (przyjęte kryterium stopienia ostrza). Wartość czasu  $T_t$ , tj. okres trwałości ostrza wyrażono zależnością (28) [52]:

$$T_t = C_t \cdot v_c^p \cdot f^q, [\text{min}] \quad (28)$$

gdzie:  $T_t$  – trwałość ostrza,  $v_c$  – prędkość skrawania w dowolnym punkcie krawędzi skrawającej,  $f_z$  – posuw na ostrze.  $C_t$ ,  $p$  i  $q$  są pewnymi stałymi dla danej pary materiałów, tj. materiału ostrza i materiału przedmiotu obrabianego. Stałe te wyznaczałem na podstawie kalibracyjnych prób skrawania. Na podstawie badań doświadczalnych określiłem trwałość ostrza.

Dalej przyjąłem symbol  $T_{t,g}$  jako oznaczenie trwałości ostrza dowolnego punktu w zakresie długości czynnego segmentu krawędzi skrawającej  $b$  (tj. w czynnym pasie skrawania  $s_{b,i}$ ) wzdłuż umownej szerokości geograficznej  $g$ , co wyraziłem zależnością (29) [A5].

$$T_{c,g} = C_t \cdot \left( \frac{2\pi n (R_T + \sqrt{2r_p g - g^2})}{1000} \right)^p \cdot f^q, [\text{min}] \quad (29)$$

Badania w aspekcie trwałości i zużycia ostrza, wraz z opracowaniem modelu i jego kalibracją, obejmowały serię przejść w procesie wieloosiowego frezowania czołowego frezem

torusowym, którego oś nachylnono względem wektora normalnego płaszczyzny ściśle stycznej w kierunku posuwu parametrem kąta  $\delta$ .

Badania eksperymentalne realizowałem w dwóch zasadniczych etapach. W etapie pierwszym, realizując testy skrawalności, pozyskiwałem dane do opracowania modelu zużycia ostrza metodą estymacji nieliniowej. Testy skrawania realizowałem w warunkach HSM (*High Speed Machining*). Stałą prędkość skrawania  $v_c=71$  m/min określiłem względem punktu styku  $CP_i$ . Kąt nachylenia określiłem jako stały w trakcie obróbki, którego wartość wynosiła  $\delta=1.10946^\circ$ . Kąt ten zapewnił prowadzenie procesu obróbki powierzchni z największą wydajnością tożsamą z największą powierzchnią styku torus – przedmiot obrabiany. Rzeczywista prędkość skrawania  $v_c$  względem średnicy nominalnej  $D_{PRIN}$  wyniosła 140 m/min. Ponadto zastosowałem dwa kryteria: równomiernego rozkładu parametrów chropowatości  $R_{th}=R_{thvf}$  (przyjąłem, że chropowatość teoretyczna ma tę samą wartość w kierunku posuwu jak i w kierunku do niego prostopadłym) oraz przyjąłem kryterium stępienia ostrza  $VB_{Blim}=0.2$  mm.

Celem uzyskania dokładniejszych wyników testów obróbki, zrealizowałem także etap badań kalibracyjnych. Określiłem zależność między maksymalnie dopuszczalnym czasem skrawania MACT (*Machining Admissible Cutting Time*) w punkcie styku  $CP_i$  frezu a jego odległością osiową  $g$  od punktu wierzchołkowego  $TCP$ . Zależność tę określałem przy stałych parametrach obróbki (prędkość obrotowa wrzeciona i prędkość posuwu) w odniesieniu do kryterium zużycia narzędzia  $VB_{Blim}=0.2$  mm. Parametry obróbki testów kalibracyjnych przedstawiono w tabeli 5.

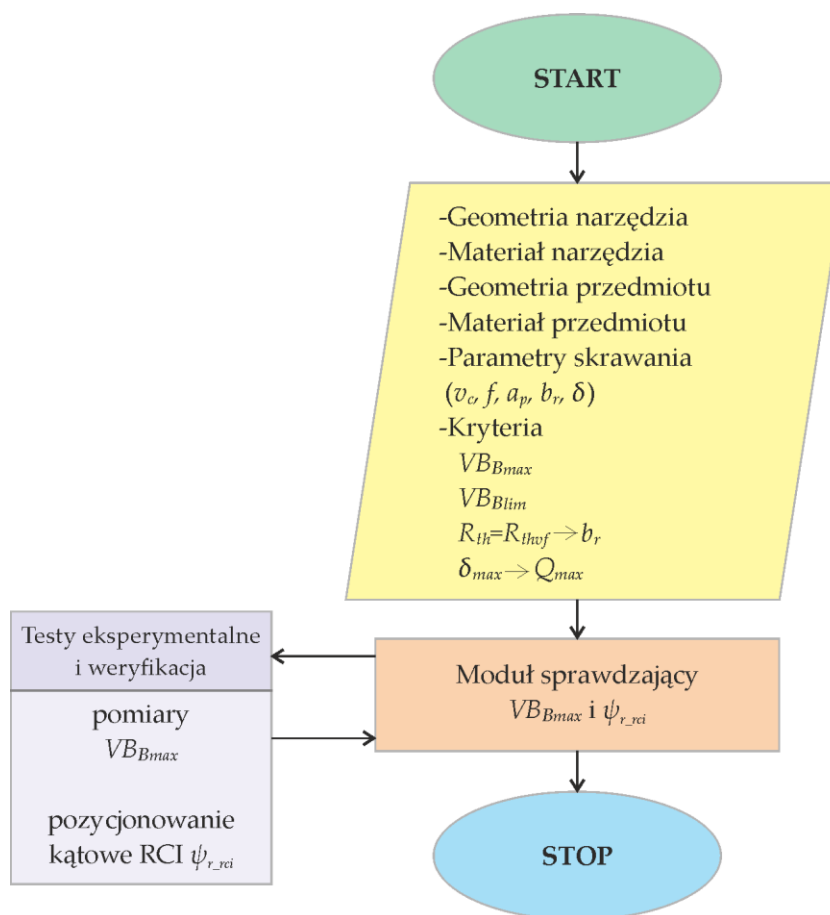
Tabela 5. Warunki obróbki podczas testów kalibracji modelu zużycia ostrza [na podstawie A5]

Nr testu	Prędkość skrawania (w p. $CP_i$ ) $v_c$ [m/min]	Prędkość posuwu $f$ [mm/rev]	Zmierzony okres trwałości $T_i$ [min]
1	40	0.4	84
2	140	0.4	0.97
3	140	0.2	3.7

W proponowanym rozwiązaniu, poza opracowaniem modelu zużycia i trwałości ostrza, opracowałem także procedurę i technikę nanoszenia linii referencyjnej na powierzchni czołowej okrągłej płytki skrawającej. Względem tej linii referencyjnej dokonywano niezbędnych pomiarów wspomagających pozycjonowanie katowe uwzględniając parametr kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej. Ponadto zastosowane systemy oraz strategie pomiaru umożliwiły przeprowadzenie dokładnej oceny zużycia ostrza.

Do naniesienia linii referencyjnej wykorzystano system laserowy xTool F1 będący na wyposażeniu Katedry Inżynierii Przemysłowej i Informatyki z siedzibą w Prešov'ie (Słowacja). Ustalenie położenia referencyjnego okrągłej płytki skrawającej w korpusie frezu torusowego oraz późniejsze jej pozycjonowanie katowe po osiągnięciu przyjętego progu  $VB_{Blim}$  zgodnie z opracowanymi modelami, realizowałem wykorzystując mikroskop cyfrowy KEYENCE VHX 7000, będący na wyposażeniu Katedry Pojazdów i Technologii Wytwarzania z siedzibą w Prešov'ie (Słowacja).

Translokację czynnego segmentu krawędzi skrawającej poprzez obrót okrągłej płytki frezu torusowego wokół osi otworu montażowego, wykonałem według opracowanej procedury proponowanego rozwiązania (rys. 37).



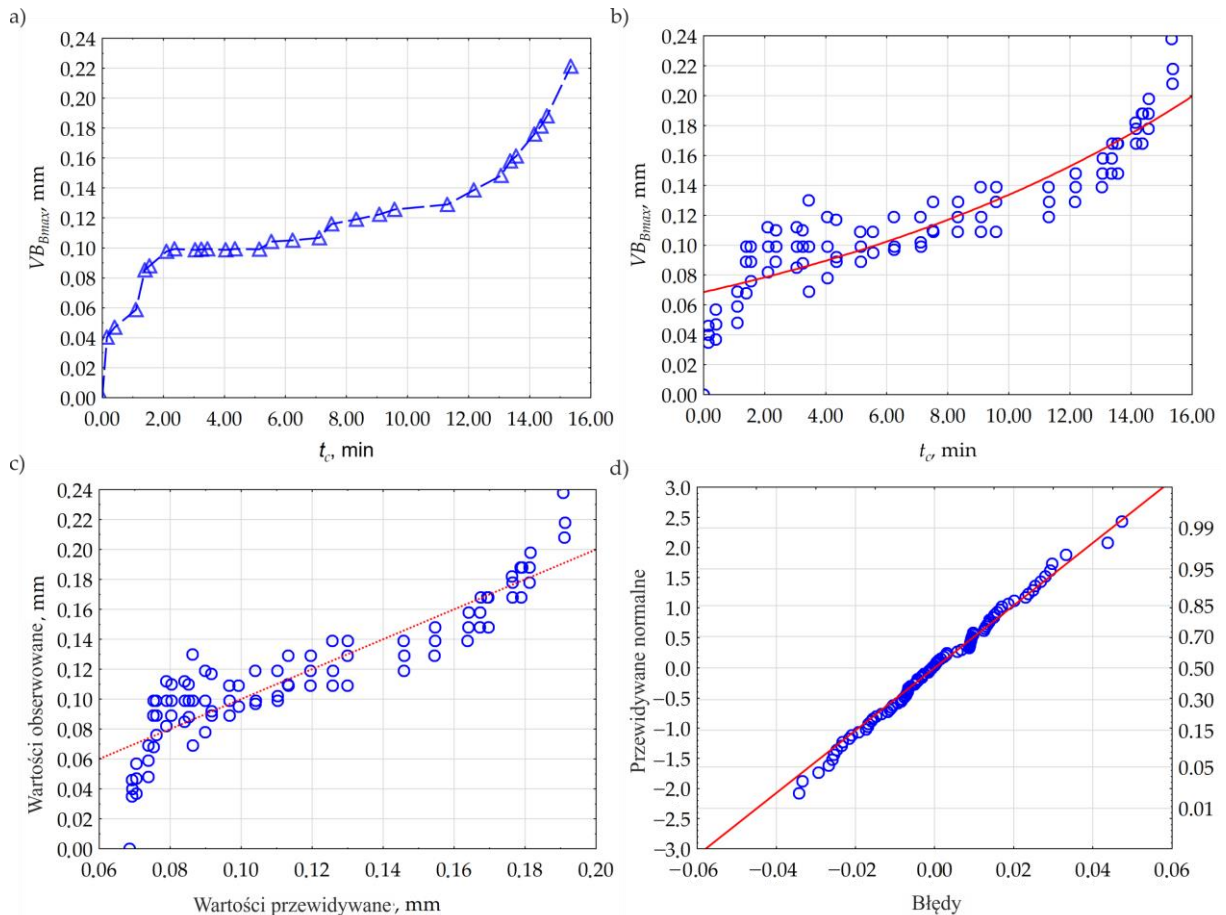
Rys. 37. Procedura przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej poprzez pozycjonowanie kątowe okrągłej płytki w korpusie frezu torusowego [na podstawie A5]

W celu uwzględnienia stanu zużycia ostrza w całym zakresie jego trwałości aż do momentu osiągnięcia przyjętej wartości kryterialnej  $VB_{Blim}$ , konieczne było opracowanie modelu przebiegu zużycia ostrza.

Modelowanie zużycia ostrza przeprowadziłem stosując zaawansowaną estymację nieliniową ANOVA, ponieważ otrzymanych danych nie można było przetransformować do modelu liniowego. Estymacja nieliniowa polega na obliczaniu zależności między zestawem zmiennych niezależnych (tj. czas skrawania  $t_c$ ) a zmienną zależną (tj. zużycie ostrza  $VB_{Bmax}$ ).

Otrzymany zestaw danych następnie aproksymowałem modelem funkcji wykładniczej, który określiłem zależnością (27). Jako funkcję straty przyjąłem metodę najmniejszych kwadratów, natomiast jako metodę estymacji algorytm Levenberga-Marquardta. Określiłem maksymalną liczbę iteracji na poziomie 6000, a kryterium zbieżności do sześciu miejsc po przecinku. Na podstawie powyższego otrzymałem dopasowaną funkcję modelową (rys. 38b), którą opisano zależnością (30).

$$VB_{Bmax} = 0.0685797 \cdot 1.06903^{t_c}, [\text{mm}] \quad (30)$$



Rys. 38. Wyniki estymacji nieliniowej: a) krzywa zużycia; b) dopasowana funkcja modelowa i wartości obserwowane; c) wykres rozrzutu wartości obserwowanych względem przewidywanych; d) wykres normalności prawdopodobieństwa [na podstawie A5]

Na podstawie analizy wariancji stwierdziłem, że w przyjętym zakresie badanych zmiennych, opracowany model jest adekwatny ( $F=344.5687$ ) i aproksymujący zmienną predykcijną, tj. zużycie ostrza  $VB_{Bmax}$  w czasie skrawania  $T_c$  z dokładnością 90%. Świadczy o tym otrzymana wartość współczynnika determinacji  $R=0.90$ . Ponadto na wykresie rozrzutu wartości obserwowanych (rys. 38c), punkty ułożyły się wzdłuż linii prostej, co wskazuje, że model jest odpowiedni, a reszty (tzn. błędy) podlegają rozkładowi normalnemu (rys. 38d).

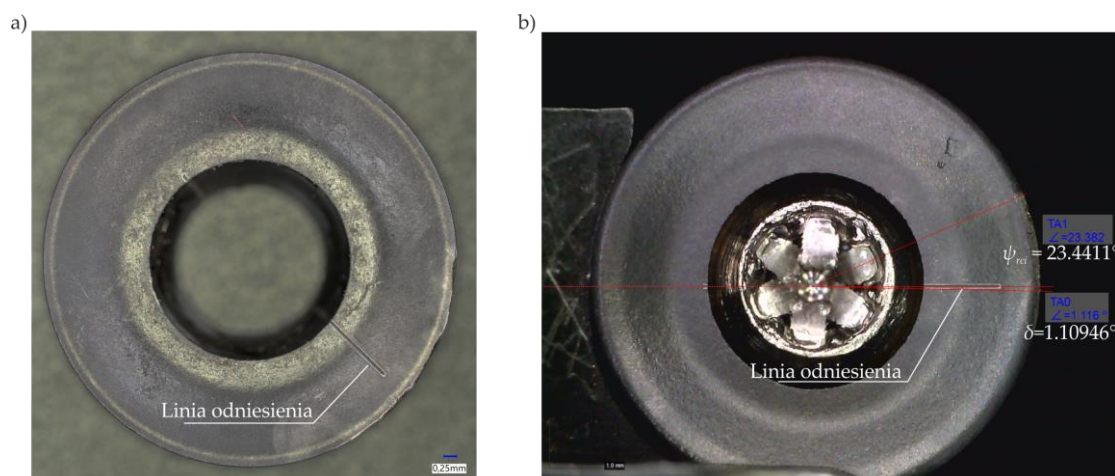
Następnie opracowano model trwałości ostrza. W wyniku przeprowadzonych kalibracyjnych testów obróbki, oraz po wykonaniu niezbędnych obliczeń okres trwałości ostrza opisano zależnością (31).

$$T_{c,0.00075} = 4.2 \cdot 10^{6,2} \left( \frac{2\pi n (R_T + \sqrt{2r_p g - g^2})}{1000} \right)^{3.561149} f^{1.931468}, [\text{min}] \quad (31)$$

Również i w tym przypadku otrzymano model adekwatny, ponieważ dla założonego progu  $VB_{Blim}=0.2$  mm okres trwałości  $T_c$  dla punktu  $CP_i$  ( $g=0.00075$  mm) wynosi 16.353177 min (rys. 38a).

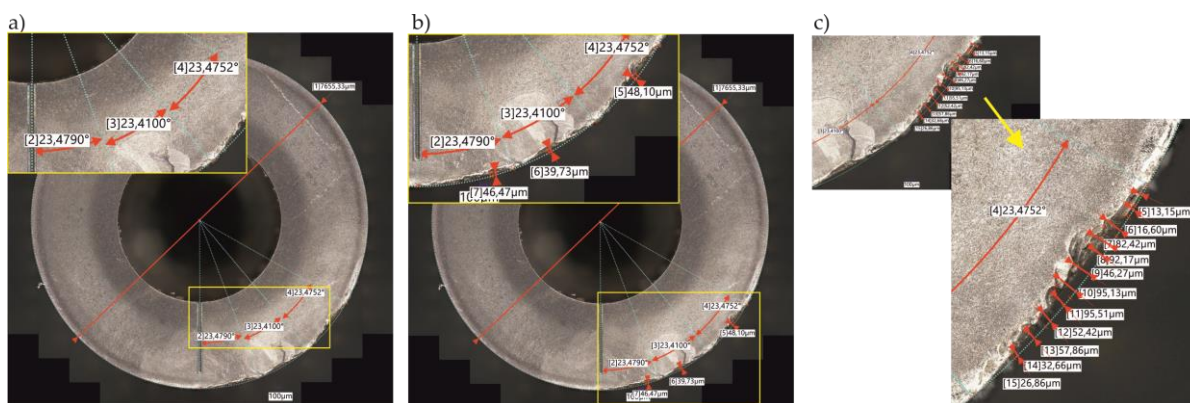
Translokację czynnego segmentu krawędzi skrawającej realizowałem na drodze pomiarów kąta, tzn. odmierzałem w płaszczyźnie podstawowej kąt pracy frezu określony zależnością (26) w danych warunkach obróbki względem naniesionej linii referencyjnej (rys. 39a). Linia ta przechodzi przez punkt środkowy płytki. Dzięki temu przy montażu zestawu narzędzia (korpus

wraz z płytkami), możliwe jest odpowiednie pierwsze ustawienie płytki, uwzględniające kąt nachylenia  $\delta$ . Jak zaobserwowano (rys. 39b), odwzorowany ślad oddziaływania przekroju warstwy skrawanej na ostrze mieści się całkowicie w granicy kąta pracy frezu.



Rys. 39. Okrągła płytka skrawająca: a) widok na linię odniesienia; b) zamontowana i ustalona w korpusie frezu oraz poddana pierwszej weryfikacji pomiarowej po pierwszych 20 s pracy [A5].

Następnie każdą kolejną translukację czynnego segmentu krawędzi skrawającej okrągłej płytki realizowałem według zaproponowanej i opracowanej procedury (rys. 37), po osiągnięciu wartości granicznej  $VB_{lim}$ . Proces wieloosiowego frezowania czołowego nadstopu Inconel 718 oparty na pierwszej proponowanej przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej uwzględniającej stan zużycia ostrza powtórzono jeszcze dwukrotnie, otrzymując trzy zużyte czynne segmenty na krawędzi skrawającej (rys. 40).



Rys. 40. Wyniki pomiarów: a) dokładność przemieszczenia; b) maksymalne wartości defektów dla uzyskanych segmentów; c) rozkład wartości defektów wzdłuż zużytego czynnego segmentu krawędzi skrawającej [na podstawie A5]

Analizując otrzymane wyniki pomiarów wykonanych przy użyciu mikroskopu stwierdzono, że wszystkie zużyte segmenty mieszczą się w granicach kąta pracy ostrza (rys. 40a). Świadczy to o poprawności zarówno opracowanych modeli, jak i procedury wraz z zastosowanymi technikami pomiarowymi. Techniki te umożliwiły także pomiar głębokości starcia ostrza (rys. 40b). Stwierdzono, że pomiędzy segmentami występują różnice w wartości maksymalnej głębokości starcia, co może wynikać ze zjawisk występujących w strefie skrawania (np. bicia promieniowego czy zmienności nacisków powierzchniowych, co przez siły krawędziowe przekłada się na współczynnik tarcia). Ponadto, zmierzono i poddano ocenie rozkład zmienności głębokości starcia względem zarysu nominalnego okrągłej płytki

skrawającej (rys. 40c). Stwierdzono, że maksymalne wartości starcia otrzymano w strefie maksymalnej grubości warstwy skrawanej działającej na ostrze. Z kolei w otoczeniu punktu styku nie osiągnięto wartości progowej przyjętego kryterium stępienia ostrza.

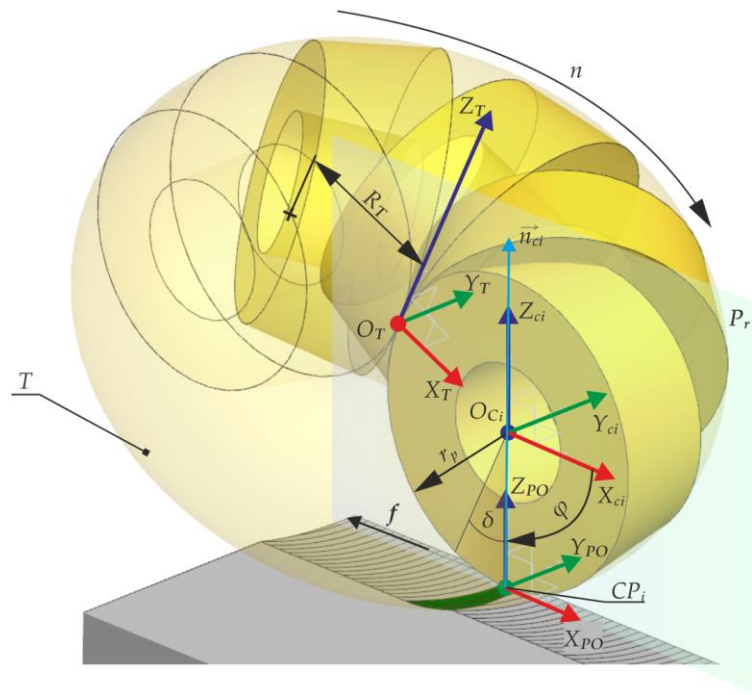
**Zawarty w pracy [A5] autorski wkład w rozwój dyscypliny inżynieria mechaniczna polega na wprowadzeniu do procesu wieloosiowego frezowania techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej frezu torusowego metodą pozycjonowania kąowego okrągłej płytki skrawającej. Zaproponowana metoda opiera się na parametrze kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej i uwzględnia przebieg zużycia ostrza, co jest istotne ze względu na konstytuowanie stanu technologicznej warstwy wierzchniej (funkcjonalność powierzchni obrabianej) oraz kryterium stępienia ostrza, co jest istotne ze względu na czas eksploatacji narzędzia. Równie ważna z punktu widzenia trwałości i zużycia ostrza jest wiedza na temat wpływu określania stałej prędkości skrawania i obliczanej dla punktu styku. Należy zauważyć, że w dotychczasowych pracach (np. [10,52]) eksperymentalne testy kalibracyjne skrawalności przeprowadzono głównie dla procesu frezowania walcowo - czołowego, a sporadycznie dla procesu frezowania wieloosiowego frezem kulistym, jednak z pominięciem obliczania prędkości skrawania względem punktu styku. Należy podkreślić, że w aspekcie modelowania zużycia zaproponowany sposób zapewnia dokładne wyznaczenie krzywej zużycia, co wynika z zastosowanej estymacji nieliniowej (o charakterze quasi-liniowym) stosując funkcję wykładniczą w zakresie wszystkich trzech faz zużycia, a nie liniową ograniczając się do fazy jednostajnego zużycia eksploatacyjnego [10].**

Przedstawione zagadnienia techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej metodą pozycjonowania kąowego okrągłej płytki skrawającej *APofRCI* uwzględniającą modelowanie i ocenę zużycia ostrza w wieloosiowym frezowaniu nadstopu na podstawie  $N_i$  frezem torusowym z określoną stałą powierzchnią styku opisano szerzej w pracy **A5**.

#### ***IV.3.9. Modelowanie związku pomiędzy orientacją osi frezu torusowego a powierzchnią styku oraz segmentacja krawędzi skrawającej jako podstawa techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT***

W drugim proponowanym rozwiązaniu techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej uwzględniającej stan zużycia ostrza, dedykowanej wieloosiowemu frezowaniu czołowemu nadstopu na podstawie  $N_i$ , jako zmienną nastawną przyjęto kąt nachylenia  $\delta$ . Wartość kąta  $\delta$  określano na podstawie kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej, odrębnie dla każdego wyznaczonego czynnego segmentu krawędzi skrawającej. Wartość kąta nachylenia zmienia się podczas obróbki. Tym samym proces skrawania realizowano wariantem kinematycznym „przyciąganie narzędzia” (TPL) z określeniem zmiennej powierzchni styku torus – przedmiot obrabiany (CWE). Zatem w pierwszej kolejności należało określić model związku pomiędzy orientacją osi frezu torusowego, a powierzchnią styku. Warto nadmienić, że technika *ACESCT* stanowi znaczne rozbudowanie pierwszego proponowanego rozwiązania *APofRCI* i może mieć zastosowanie zarówno w wieloosiowym frezowaniu frezami torusowymi składanymi, jak i monolitycznymi. Zaś proponowane rozwiązanie *APofRCI* stanowi w tym przypadku uzupełnienie techniki *ACESCT* poprzez zastosowanie frezu torusowego składanego, umożliwiającego rotację płytki w celu wykorzystania pozostałych, nieużytych segmentów krawędzi skrawającej.

Wstępnie określiłem geometrię torusa frezu oraz orientację osi frezu względem obrabianej powierzchni, tj. przyjętej płaszczyzny ściśle stycznej w punkcie styku  $CP_i$ . Utworzyłem referencyjny układ współrzędnych  $(O_{ci}; X_{ci}, Y_{ci}, Z_{ci})$  z początkiem  $O_{ci}$  w punkcie  $(0, 0, 0)$  środka krawędzi skrawającej okrągłej płytki skrawającej o promieniu  $r_p$  (rys. 41).



Rys. 41. Związek między orientacją osi frezu torusowego a powierzchnią styku [na podstawie A4]

Przyjąłem, że oś  $Z_{ci}$  jest stała zarówno pod względem kierunku jak i zwrotu osi. Równanie parametryczne torusa  $T$  frezu wyraziłem jako układ (32) [A4]:

$$T(\varphi, \tau) = \begin{bmatrix} (R_T + r_p \cos\varphi) \cos\tau - R_T \\ (R_T + r_p \cos\varphi) \sin\tau \\ r_p \sin\varphi \end{bmatrix} \quad (32)$$

gdzie:  $r_p$  – promień okręgu definiującego torus (krawędź skrawająca okrągłej płytki skrawającej),  $R_T$  – odległość osi obrotu torusa od środka okręgu go definiującego (promień torusa),  $\varphi$  – kąt obrotu dowolnego punktu należącego do okręgu definiującego torus i leżącego w płaszczyźnie  $X_{ci}Z_{ci}$ ,  $\tau$  – kąt obrotu okręgu definiującego torus wokół osi obrotu torusa.

Punkt styku  $CP_i$  ostrza frezu i obrabianej powierzchni określiłem względem przyjętego układu współrzędnych  $(O_{ci}; X_{ci}, Y_{ci}, Z_{ci})$  stosując macierz (32). Jednoznaczne i stałe położenie tego punktu w strefie CWE  $SCWE_i$  (rys. 33 oraz rys. 41) uzyskałem stosując warunki (33) do macierzy (32) oraz założenie, że początkowo oś frezu torusowego znajduje się w pozycji referencyjnej, tzn. jest równoległa do osi  $Z_{ci}$ :

$$\begin{cases} \varphi = -90^\circ \\ \tau = 0^\circ \end{cases} \quad (33)$$

przez co uzyskałem równanie parametryczne punktu styku  $CP_i$  opisanego macierzą kolumnową (34):

$$CP_i(\varphi, \tau) = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -r_p \end{bmatrix} \quad (34)$$

Tworząc referencyjny układ współrzędnych  $(O_{ci}; X_{ci}, Y_{ci}, Z_{ci})$  z początkiem  $O_{ci}$  w punkcie  $(0, 0, 0)$  środka krawędzi skrawającej okrągłej płytki skrawającej o promieniu  $r_p$  oraz przyjmując warunki (33) do macierzy (32) spowodowałem, że równanie parametryczne torusa  $T$  jest także równaniem punktu styku  $CP_i$  w strefie  $CWE_{SCWE,i}$ . Opierając dalsze postępowanie na referencyjnym układzie współrzędnych oraz otrzymanych macierzach i realizując dodatkowe działania, tj. wykonując translację i/lub rotację symulowałem kinematykę skrawania wieloosiowego „przyciąganie narzędzia” (TPL) z wykorzystaniem metody numerycznej bezpośredniej CAD. Założyłem, że narzędzie jest ruchome, a przedmiot obrabiany pozostaje nieruchomy.

W kolejnym kroku określiłem lokalny układ współrzędnych  $(CP_i; X_{PO}, Y_{PO}, Z_{PO})$  przedmiotu obrabianego z początkiem w punkcie styku  $CP_i$ . Pozwoliło to w sposób autonomiczny określać geometrię przedmiotu obrabianego wraz głębokość skrawania  $a_p$ , a związek kinematyczny przedmiotu obrabianego i torusa w strefie  $CWE_{SCWE,i}$  jest nadal zachowany. Układ współrzędnych przedmiotu obrabianego (PO)  $(CP_i; X_{PO}, Y_{PO}, Z_{PO})$  otrzymałem dokonując translacji macierzy jednostkowej (przyjmując ją, jako tożsamą z referencyjnym układem współrzędnych  $(O_{ci}; X_{ci}, Y_{ci}, Z_{ci})$ ) o wektor (34), co opisuje zależność (35):

$$PO = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -r_p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -r_p \end{bmatrix} \quad (35)$$

Ostatecznie, w celu określenia nachylenia o kąt  $\delta$  osi frezu torusowego w kierunku posuwu  $f$  w płaszczyźnie  $X_{ci}Z_{ci}$  względem wektora normalnego  $\vec{n}_{Ci}$  zaczepionego w punkcie styku  $CP_i$  w wariancie kinematycznym skrawania wieloosiowego „przyciąganie narzędzia” (TPL) (rys. 41), określiłem punkt centralny torusa  $O_T$  oraz zdefiniowałem macierz obrotu  $R_{Y_{Ci}}(\delta)$  względem osi  $Y_{Ci}$  referencyjnego układu współrzędnych  $(O_{ci}; X_{ci}, Y_{ci}, Z_{ci})$ , co odpowiednio wyrażono zależnościami (36) oraz (37).

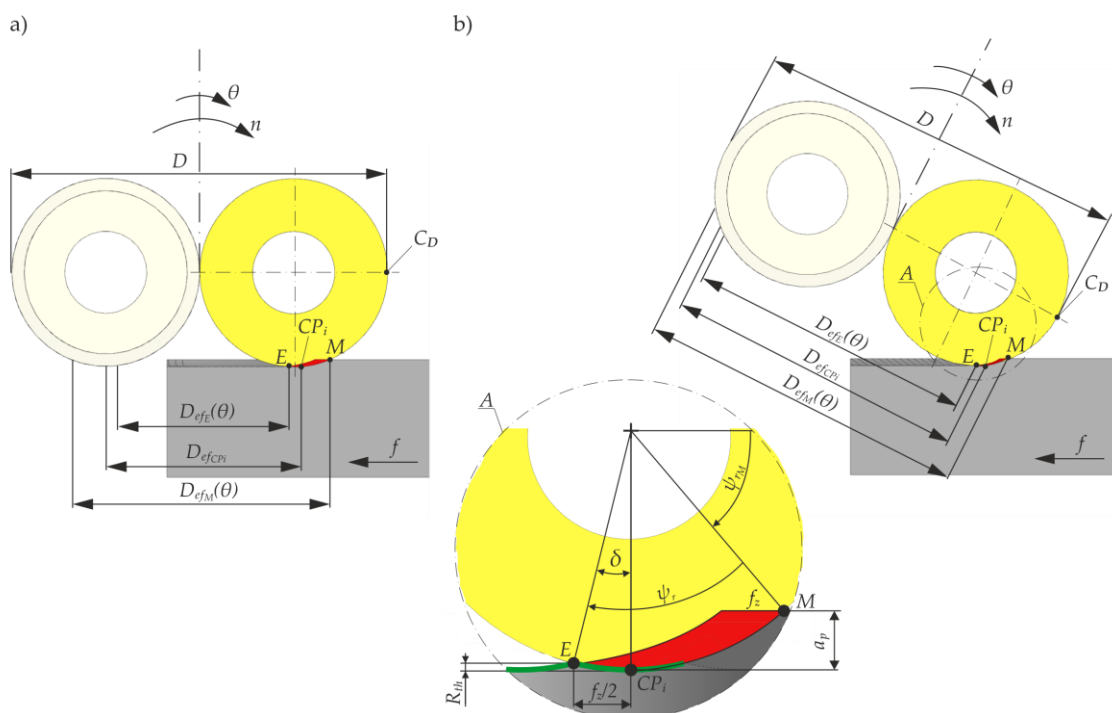
$$O_T = \begin{bmatrix} -R_T \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (36)$$

$$R_{Y_{Ci}}(\delta) = \begin{bmatrix} \cos\delta & 0 & \sin\delta \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin\delta & 0 & \cos\delta \end{bmatrix} \quad (37)$$

Następnie określiłem lokalny układ współrzędnych  $(O_T; X_T, Y_T, Z_T)$  z początkiem  $O_T$  w punkcie  $(-R_T, 0, 0)$ . Oś  $Z_T$  tego układu współrzędnych jest jednocześnie osią obrotu okręgu definiującego torus i leżącego w płaszczyźnie  $X_{ci}Z_{ci}$ . Nachylenie osi frezu o kąt  $\delta$  uzyskałem stosując zależność (38) w celu obrotu  $O_T$  wokół  $Y_{Ci}$ , a następnie realizując rotację układu  $(O_T; X_T, Y_T, Z_T)$  o kąt  $\delta$  wokół osi  $Y_T$ , co opisuje zależność (39).

$$O_{TY_{Ci}}(\delta) = \begin{bmatrix} -R_T \cos\delta \\ 0 \\ R_T \sin\delta \end{bmatrix} \quad (38)$$

$$Y_T(\delta) = \begin{bmatrix} \cos\delta & 0 & \sin\delta \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin\delta & 0 & \cos\delta \end{bmatrix} \quad (39)$$



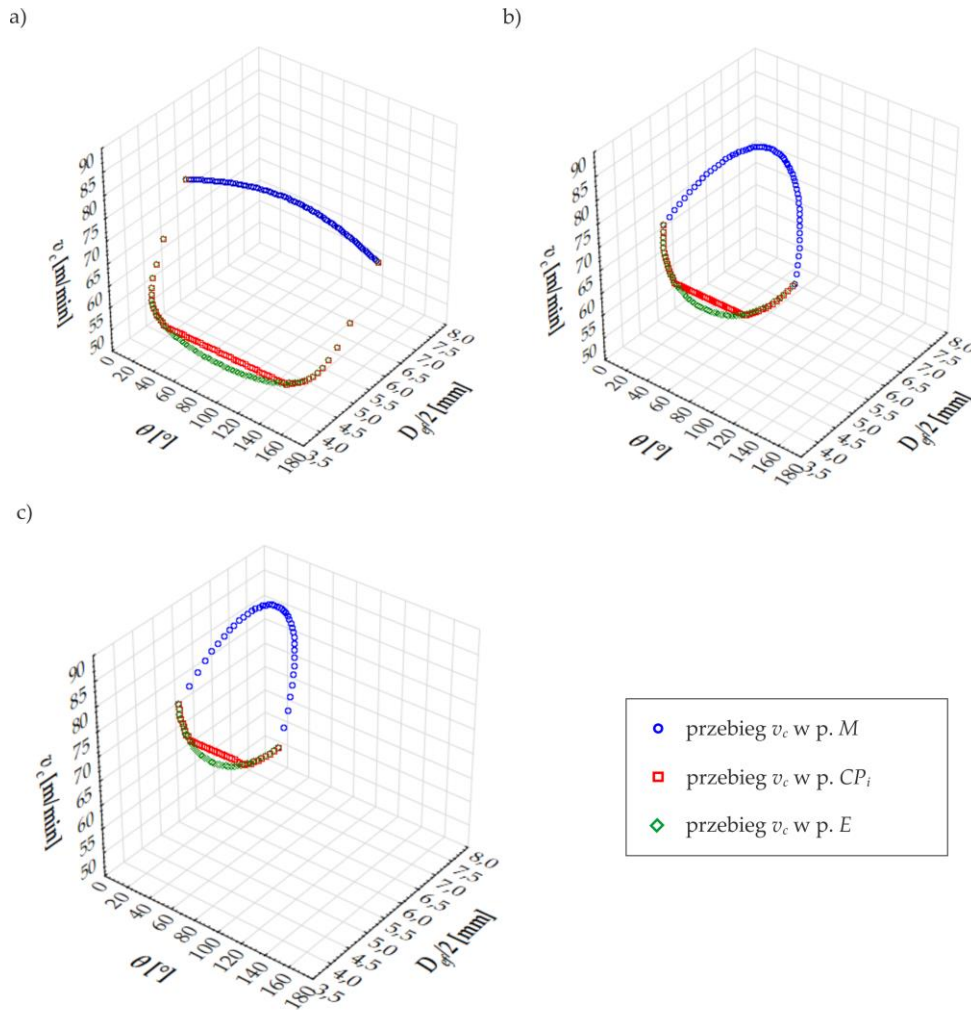
Rys. 42. Efektywne średnice frezu torusowego oraz granice czynnego segmentu krawędzi skrawającej w obróbce: a) z kątem pochylenia osi frezu  $\delta = 0^\circ$ ; b) z kątem pochylenia osi frezu  $\delta > 0^\circ$  [na podstawie A4]

W oparciu o powyższy model, gdy znany jest kąt nachylenia  $\delta$ , możliwe było określenie pasa skrawającego na powierzchni działania torusa frezu, a następnie wyznaczenie w nim powierzchni styku. Dla głębokości skrawania  $a_p$  wzdłuż kierunku normalnej  $\vec{n}_{C_i}$  powierzchni obrobionej określono pas skrawania  $s_{b,i}$ , w którym znajduje się powierzchnia styku oraz segment czynnej krawędzi skrawającej. Granice czynnego segmentu skrawającego określiłem stosując parametr  $\psi_r$  kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej  $P_r$  (rys. 42).

Pas skrawania  $s_{b,i}$  zmienia się wraz ze zmianą wartości kąta nachylenia  $\delta$  osi frezu, tzn. jest funkcją kąta  $\delta$ . Ponadto jak wykazano wcześniej, w procesie wieloosiowego frezowania czołowego frezem torusowym, prędkość skrawania  $v_c$  także jest funkcją kąta nachylenia  $\delta$  i zależy nie tylko od prędkości obrotowej  $n$  oraz średnicy narzędzia  $D$ , lecz również od głębokości skrawania  $a_p$  ( $v_c = f(D, n, a_p, \delta)$ ).

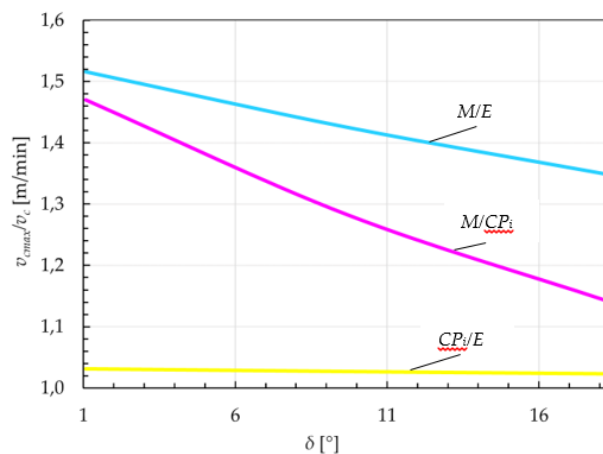
W związku z powyższym określiłem przebieg prędkości skrawania  $v_c$  w funkcji chwilowego kąta styku  $\theta_{CP_i}$  oraz kąta nachylenia  $\delta$  w granicach powierzchni styku (rys. 43). Wzrost wartości kąta nachylenia  $\delta$  osi frezu torusowego powoduje zwiększenie wartości prędkości skrawania (przy zachowaniu stałych wartości parametrów  $a_p, n, D$ ). Zaobserwowano, że wpływ chwilowego kąta styku  $\theta_{CP_i}$  na wartości prędkości skrawania w każdym z analizowanych punktów na krawędzi skrawającej jest niemonotoniczny.

Powszechnie w praktyce przemysłowej, jak również w licznych pracach naukowych (np. [5,9,10,14]) podczas frezowania prędkości obrotowe  $n$ , a tym samym prędkości skrawania  $v_c$ , programowane są w odniesieniu do średnicy nominalnej  $D$  (punkt  $C_D$  na rys. 42) narzędzia. Jak już wykazałem, w obróbce wieloosiowej, gdy oś narzędzia jest pochylona względem wektora normalnego, to rzeczywista wartość prędkości skrawania  $v_c$  w punkcie styku  $CP_i$  jest inna niż ta zaprogramowana. Co więcej, jest mniejsza od wartości zaprogramowanej. Ta sytuacja ma miejsce nie tylko w przypadku wieloosiowej, ale także trzyosiowej obróbki powierzchni o zarysie krzywoliniowym. Punkt styku  $CP_i$  jest także punktem, w otoczeniu którego zachodzi kształtowanie wskaźników technologicznych i fizycznych procesu skrawania, stosowanych również do oceny stanu zużycia ostrza. W tym punkcie następuje bezpośredni styk ostrza z kształtowaną powierzchnią obrobioną.



Rys. 43. Przebieg zmienności prędkości skrawania w punktach  $M$ ,  $CP_i$  oraz  $E$ , w funkcji chwilowego kąta styku  $\theta_{CP_i}$  dla: a)  $\delta = 1.37^\circ$ , b)  $\delta = 10^\circ$ , c)  $\delta = 18.62^\circ$  [na podstawie A4]

Różnice pomiędzy wartościami maksymalnej prędkości skrawania  $v_{cmax}$  w punkcie  $M$  na krawędzi skrawającej, a wartościami prędkości skrawania  $v_c$  w punkcie  $CP_i$  oraz  $E$  na krawędzi skrawającej są nawet ponad 3-krotne, w zakresie większych wartości kąta  $\delta$ . Wzrost wartości kąta  $\delta$  powoduje wzrost wartości stosunku  $v_{cmax}/v_c$  (rys. 44).



Rys. 44. Stosunek maksymalnej prędkości skrawania w punkcie  $M$  krawędzi skrawającej do prędkości skrawania w punkcie  $E$  i  $CP_i$  oraz stosunek maksymalnej prędkości skrawania w punkcie  $CP_i$  krawędzi skrawającej do prędkości skrawania w punkcie  $E$ , w funkcji kąta pochylenia osi frezu torusowego [na podstawie A4]

Na podstawie wyników badań symulacyjnych (rys. 43 oraz 44) wykazałem, że najmniejsze różnice wartości prędkości skrawania występują właśnie w otoczeniu punktu styku  $CP_i$ , poruszającego się wzdłuż krzywej styku (rys. 26 oraz 29). Przyjąłem zatem, że prędkości skrawania w pierwszym etapie prób skrawania będą określane jako wartości rzeczywiste względem referencyjnej średnicy nominalnej  $D$  narzędzia (tabela 6). W drugim etapie będą to wartości określane do referencyjnej średnicy styku (punktu styku  $CP_i$ ) i stałe niezależnie od nachylenia osi frezu torusowego, tzn. będą adaptowane wartości prędkości obrotowej  $n$  zależnie od prędkości skrawania obliczonej dla punktu styku  $CP_i$  (tabela 7). Przed realizacją dalszych badań przeprowadzono segmentację krawędzi skrawającej frezu torusowego.

Segmentację krawędzi skrawającej frezu torusowego w technice przemieszczenia *ACESCT* na poszczególne czynne segmenty przeprowadzono stosując parametr kąta pracy frezu  $\psi_r$ , który opisuje zależność (26). Z użyciem tego samego parametru przeprowadziłem segmentację krawędzi skrawającej w technice przemieszczenia *APofRCI*.

Po zdefiniowaniu nominalnej głębokości skrawania  $a_p$  oraz kąta nachylenia  $\delta$  dla danego punktu styku  $CP_i$ , powierzchnia styku (CWE) i czynny pas skrawający  $s_{b,i}$  są w pełni i jednoznacznie określone w opracowanym modelu związku pomiędzy orientacją osi frezu torusowego, a powierzchnią styku. Ponieważ cały pas skrawający przecina warstwę skrawaną i kształtuje parametry technologicznej warstwy wierzchniej począwszy od p.  $M$  do p.  $E$ , brana jest pod uwagę również strefa tego pasa kształtująca warstwę wierzchnią pomiędzy p.  $CP_i$  a p.  $E$  (rys. 42). Uwzględnienie tej strefy zapobiegło nakładaniu się sąsiadujących pasów skrawających na siebie, nie doprowadzając tym samym do generowania zjawisk pogarszających jakość powierzchni obrabianej z uwagi na zużycie ostrza. Po określeniu nominalnej głębokości skrawania  $a_p$ , wysokość czynnego segmentu krawędzi skrawającej w danym aktywnym pasie skrawającym, zrzutowanym na oś obrotu frezu obliczyłem korzystając z zależności (26), przy czym wszystkie pasy są ze sobą styczne w punktach brzegowych. Referencyjną początkową nastawę kąta nachylenia  $\delta$  zdefiniowałem z wartością wynoszącą  $1.10946^\circ$ . Wartość ta wynika z doboru takiego referencyjnego kąta nachylenia  $\delta$ , dla którego krawędź skrawająca ostrza tylnego (biernego) jest styczna do powierzchni obrabianej. Dlatego segmentacja krawędzi skrawającej rozpoczyna się od nastawy wyznaczonej przez zdefiniowany referencyjny kąt  $\delta$ , a odpowiedni kolejny kąt orientacji osi narzędzia dla każdego kolejnego pasa skrawającego obliczano zgodnie z zależnością (26). Na przykład, pierwszy segment skrawający wynika z ustawienia referencyjnego kąta nachylenia  $\delta = 1.10946^\circ$ , kolejne nastawy kąta nachylenia dla odpowiednich segmentów to  $24.55056^\circ$ ,  $47.99167^\circ$  i  $71.43277^\circ$  (rys. 45).

Z uwagi na kolizje elementów składających się na układ obrabiarka – uchwyt – przedmiot – narzędzie zastosowano kryterium ograniczające, które odrzuca segmenty, dla których przy danej orientacji kątem nachylenia  $\delta$  jest sumaryczny kąt pracy frezu  $\psi_{r\_sum} \geq 90^\circ$ , (tzn. suma kątów pracy ostrza w płaszczyźnie podstawowej  $P_r$  z poszczególnych segmentów krawędzi skrawającej jest równa lub większa niż  $90^\circ$ ). Wynika to także z własności obróbki frezem torusowym, którą wykazałem w pracy [A6], gdzie przy pewnej wartości kąta nachylenia  $\delta$  wartość średnicy styku jest równa wartości maksymalnej średnicy roboczej. Stanowi to drugie kryterium ograniczające. Długość łuku czynnego segmentu krawędzi skrawającej w każdej z określonych orientacji osi frezu pozostaje niezmienną (rys. 45).

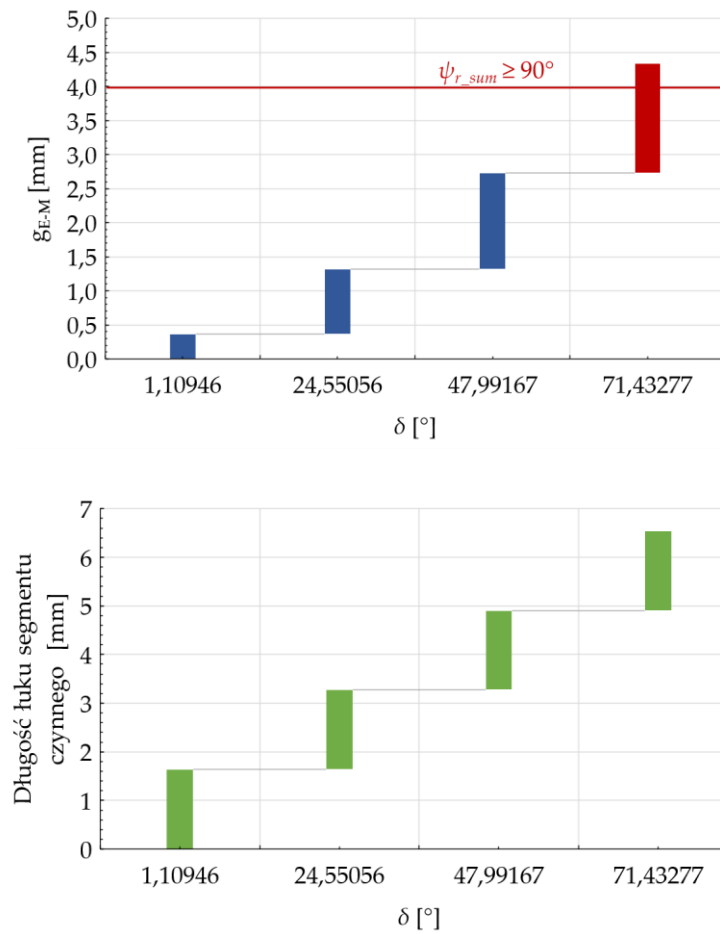
Rys. 45. Czynne segmenty krawędzi skrawającej frezu torusowego ( $D=16$  mm) [na podstawie A4]

Tabela 6. Warunki obróbki w pierwszym etapie badań.

	Kąt nachylenia $\delta$ [°]	Całkowity kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej $\psi_{r\_sum}$ [°]	Odległość wierszownia $b_r$ [mm]	Nominalna głębokość skrawania $a_p$ [mm]	Posuw na oszrze $f_t$ [mm/t]	Prędkość skrawania (w p. $C_D$ ) $v_c$ [m/min]	Prędkość skrawania (w p. $CP_i$ ) $v_c$ [m/min]	Kryterium $R_{th}=R_{thvf}$ [mm]
Segment I	1.10946	24.55056	1.6				71	
Segment II	24.55056	47.99167	0.411	0.3	0.1549	140	99	0.0015
Segment III	47.99167	71.43277	0.335				122	

Tabela 7. Warunki obróbki w drugim etapie badań.

	Kąt nachylenia $\delta$ [°]	Całkowity kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej $\psi_{r\_sum}$ [°]	Odległość wierszownia $b_r$ [mm]	Nominalna głębokość skrawania $a_p$ [mm]	Posuw na oszrze $f_t$ [mm/t]	Prędkość skrawania (w p. $C_D$ ) $v_c$ [m/min]	Prędkość skrawania (w p. $CP_i$ ) $v_c$ [m/min]	Kryterium $R_{th}=R_{thvf}$ [mm]
Segment I	1.10946	24.55056	1.6			274		
Segment II	24.55056	47.99167	0.411	0.3	0.1549	197	140	0.0015
Segment III	47.99167	71.43277	0.335			160		

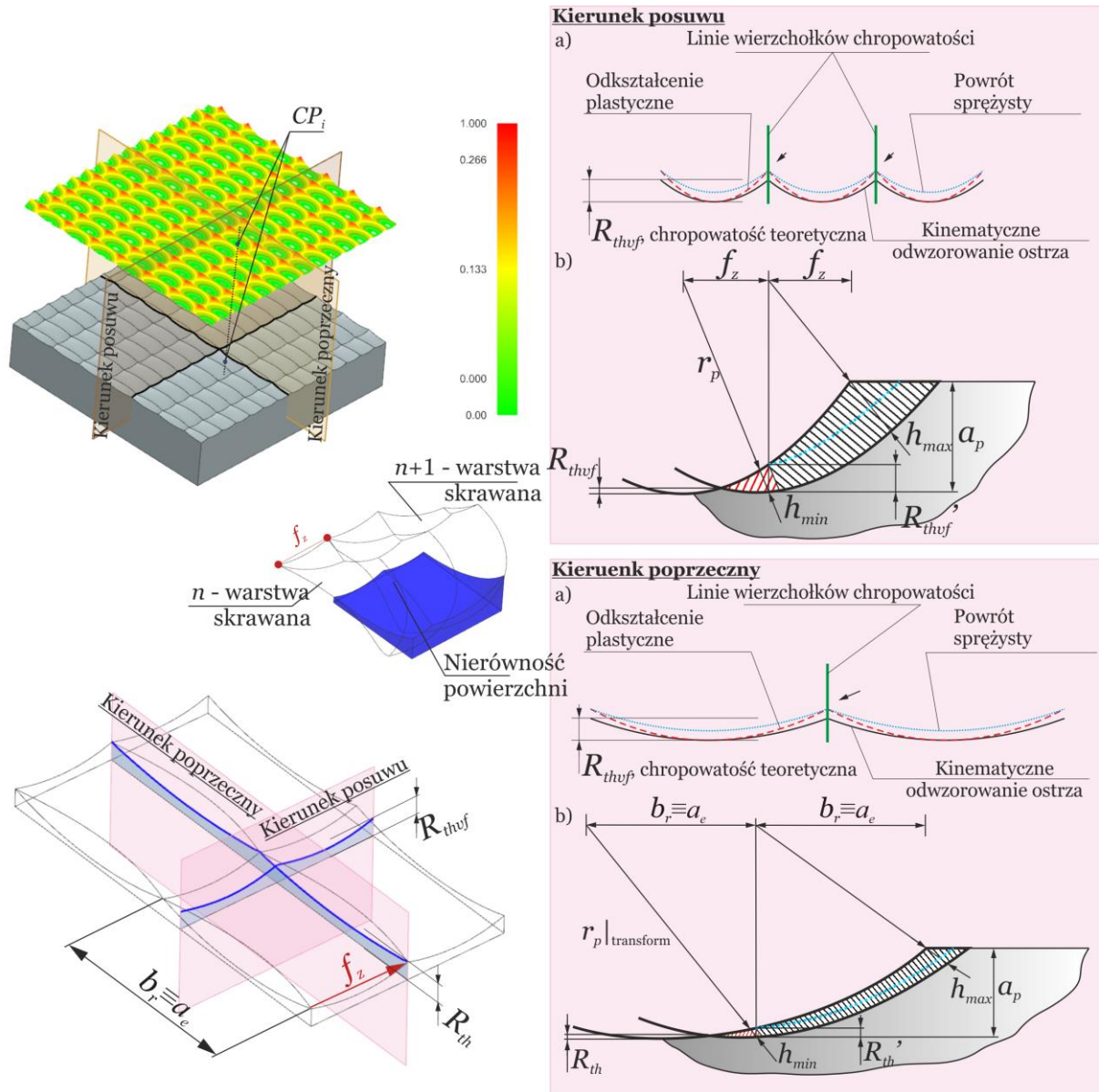
Podsumowując, mój wkład w rozwój dyscypliny *inżynieria mechaniczna* stanowi opracowanie modelu opisującego związek pomiędzy kątem nachylenia osi frezu torusowego a powierzchnią styku (możliwego do zaimplementowania w dowolnym systemie CAD/CAM) oraz zaproponowanie sposobu segmentacji krawędzi skrawającej wykorzystując kąt pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej. Stanowi to podstawę drugiego proponowanego rozwiązania techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej. Należy zwrócić uwagę, że przemieszczenie to odbywa się poprzez zmianę orientacji osi frezu torusowego. Pozwala to pełniej wykorzystać nie tylko krawędź skrawającą frezu przyczyniając się do redukcji kosztów, ale także potencjał kinematyczno-ruchowy obrabiarki wieloosiowej. stanowi

Przedstawione zagadnienia modelowania związku pomiędzy orientacją osi frezu torusowego a powierzchnią styku oraz segmentację krawędzi skrawającej jako podstawy techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT opisałem szerzej w pracy A4.

#### IV.3.10. Model odległości wierszowania w wieloosiowym frezowaniu z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT, uwzględniający zmiany orientacji osi frezu torusowego oraz chropowatość teoretyczną

Następstwem nachylenia osi frezu torusowego jest zwężenie szerokości pasa obrobionego dla danej trajektorii ruchu narzędzia. W takim przypadku przy niezmiennych odległościach wierszowania  $b_r$  dojdzie do znacznego pogorszenia jakości powierzchni obrobionej. W związku z tym, w celu zachowania stałych wartości chropowatości powierzchni w kierunku posuwu i w kierunku do niego prostopadłym niezależnie od zmian w CWE w wyniku zmiany orientacji osi frezu, dla każdego wyznaczonego segmentu obliczano i adaptowano odrębną wartość odległości wierszowania  $b_r$ .

W celu opracowania modelu odległości wierszowania  $b_r$  dedykowanego wieloosiowemu frezowaniu techniką ACESCT, zakładając równomierny rozkład chropowatości obrabianej powierzchni, najpierw rozpatrzono przypadek konstytuowania chropowatości teoretycznej w kierunku posuwu  $R_{thvf}$ . Następnie rozpatrzono konstytuowanie chropowatości teoretycznej w kierunku prostopadłym do posuwu  $R_{th}$  (rys. 46).



Rys. 46. Topografia powierzchni kształtowana frezem torusowym: a) w kierunku posuwu, b) w kierunku prostopadłym do posuwu [na podstawie A1]

W procesie wykończeniowego frezowania wieloosiowego frezem torusowym, zarówno posuw na ostrze  $f_z$ , jak i nominalna głębokość skrawania  $a_p$  mają bardzo małe wartości, z czego wynika także mała wartość maksymalnej grubości warstwy skrawanej  $h_{max}$ . W tym przypadku teoretyczna chropowość powierzchni, relatywnie do promienia okrągłej płytki skrawającej i posuwu na ostrze, odbiega od rzeczywistej chropowatości powierzchni.

Dzieje się tak, ponieważ wypłytki materiału powstające wskutek odkształcenia plastycznego, a także minimalna grubość warstwy skrawanej  $h_{min}$  zależna od promienia krawędzi skrawającej oraz powrót sprężysty (odprężenie) pod wpływem działania parametrów promienia okrągłej płytki skrawającej, promienia krawędzi skrawającej, kąta natarcia oraz

sfazowania (rys. 37), osiągnęły tę samą wartość wysokości chropowatości. Stąd symbolami  $R_{thvf}$  oraz  $R_{th}$  oznaczyłem parametry teoretycznej chropowatości powierzchni odpowiednio w kierunku posuwu i w kierunku do niego prostopadłym. Natomiast symbolami  $R_{thvf}'$  oraz  $R_{th}'$  oznaczyłem parametry całkowitej wysokości nierówności uwzględniając kinematykę skrawania, wypływki materiału powstające wskutek odkształcenia plastycznego, minimalną grubość warstwy skrawanej oraz odprężenie. Zauważyłem, że punkty szczytowe chropowatości teoretycznej i całkowitej wysokości nierówności leżą na tej samej linii prostej. Przyjąłem, że linie te są prostopadłe do płaszczyzny ściśle stycznej w otoczeniu punktu styku  $CP_i$  (rys. 46). Dlatego w analogiczny sposób przyjąłem układ odwzorowania ostrza skrawającego w kierunku prostopadłym do posuwu, w którym zdefiniowałem parametr odległości wierszowania tożsamy z szerokością frezowania  $b_r \equiv a_e$ . Zaobserwowałem, że wartość parametru  $b_r$  nie zmienia się pomimo zużycia ostrza.

W związku z powyższym, w celu opracowania zależności modelowej odległości wierszowania  $b_r$  przyjąłem schemat odwzorowania kinematycznego ostrza frezu torusowego w przedmiocie obrabianym w strefie CWE (rys. 47).

W procesie wieloosiowego frezowania czołowego frezem torusowym teoretyczną chropowatość powierzchni, uwzględniając jej równomierny rozkład, opisano zależnością (40) [A1].

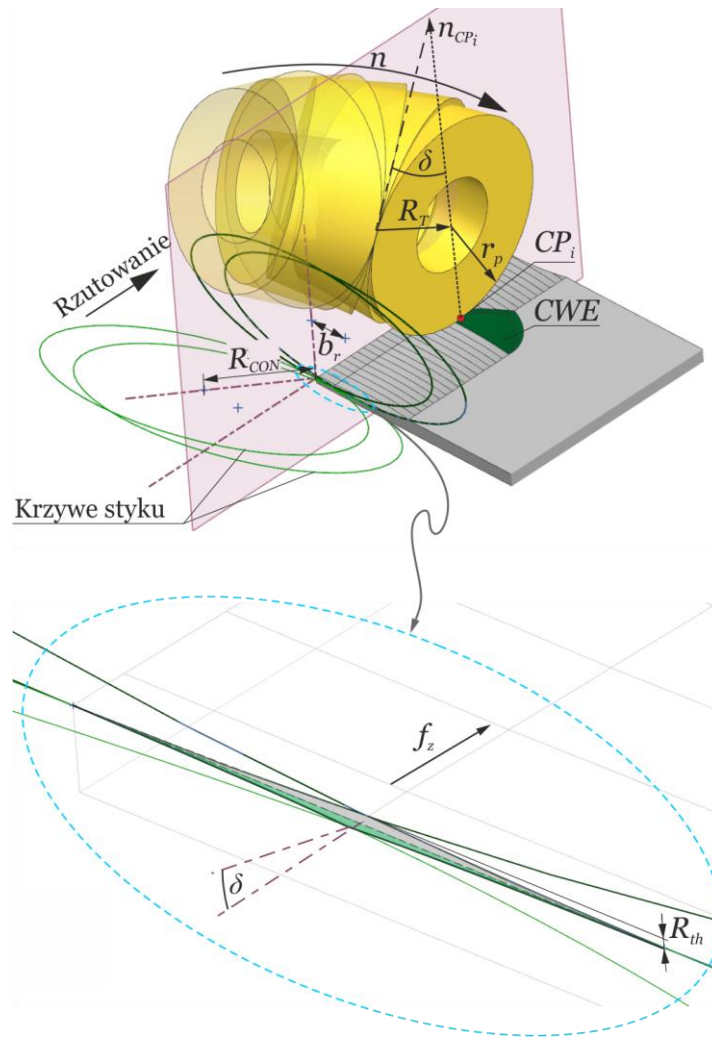
$$R_{th} = R_{thvf} = \frac{r_p}{2} - \sqrt{\frac{r_p^2 - f_z^2}{4}}, [\text{mm}] \quad (40)$$

Z uwagi na konieczność wykonania transformacji średnic styku poprzez ich rzutowanie na płaszczyznę  $Z_{PO}Y_{PO}$  (rys. 41) tj. w kierunku pasa obrobionego i następującego po nim pasa obrabianego, istotne było również uwzględnienie zależności matematycznej (14) opisującej wartości tych średnic. Umożliwiło to oprzeć dalsze obliczenia na zależnościach trygonometrycznych odwzorowania torusa frezu (rys. 47). Po przekształceniach, modelowa zależność na odległość wierszowania  $b_r$  między ścieżkami narzędzia w funkcji kąta nachylenia  $\delta$ , parametrów geometrycznych torusa oraz posuwu na ostrze przyjęła ostatecznie postać (41) [A1].

$$b_r = 2 \sqrt{2(R_T + r_p \sin(\delta)) \cdot \frac{r_p \sqrt{\frac{r_p^2 - f_z^2}{4}}}{\sin(\delta)} - \left( \frac{r_p \sqrt{\frac{r_p^2 - f_z^2}{4}}}{\sin(\delta)} \right)^2}, [\text{mm}] \quad (41)$$

$$\text{dla } 0^\circ < \delta < \left( 90 - \left( \frac{90 - \sin^{-1}\left(1 - \frac{a_p}{r_p}\right)}{2} \right) \right)$$

Na podstawie dotychczas opisanych wyników badań oraz analizy literatury stwierdziłem, że w obszarze wieloosiowego frezowania czołowego frezem torusowym nadstopu na osnowie Ni Inconel 718 występuje brak modeli prognozujących zużycie i trwałość ostrza, odzwierciedlających aspekty fizyczne oraz mechaniki kontaktu. Dlatego w kolejnym etapie badań, opierając się na charakterystyce kontaktu ostrza tnącego torusa z przedmiotem obrabianym w trzeciej strefie odkształcenia, opracowałem model teoretyczny maksymalnej szerokości pasma zużycia  $VB_{Bmax}$  dla wyznaczonych czynnych segmentów krawędzi skrawającej, a następnie wyznaczyłem obszar zużycia, uwzględniając rozkład maksymalnej grubości warstwy skrawanej w płaszczyźnie przekroju poprzecznego warstwy skrawanej.



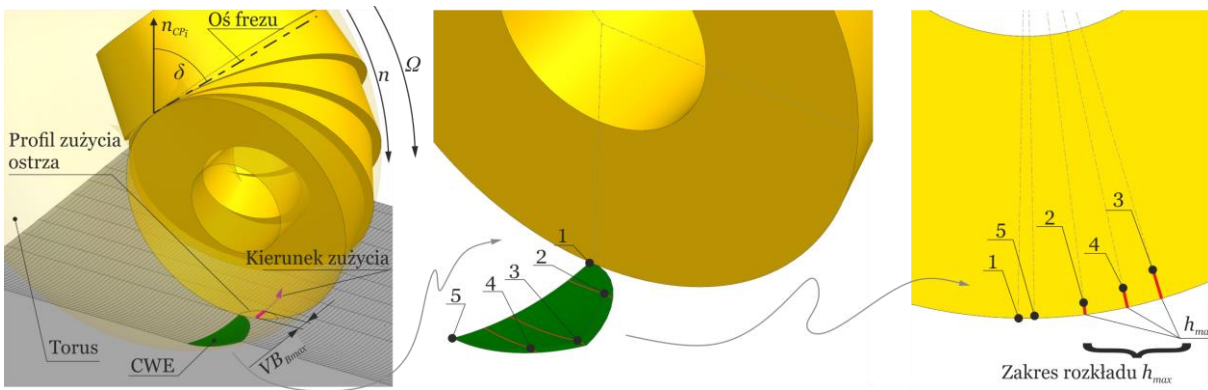
Rys. 47. Schemat odwzorowania ostrza skrawającego z wyznaczeniem zarysów eliptycznych krzywych styku między sąsiadującymi pasem obrobionym i obrabianym [na podstawie A1]

**Opracowanie modelu odległości wierszowania dla wieloosiowego frezowania z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT uwzględniającego zmiany orientacji osi frezu torusowego stanowi mój wkład w rozwój dyscypliny inżynieria mechaniczna.**

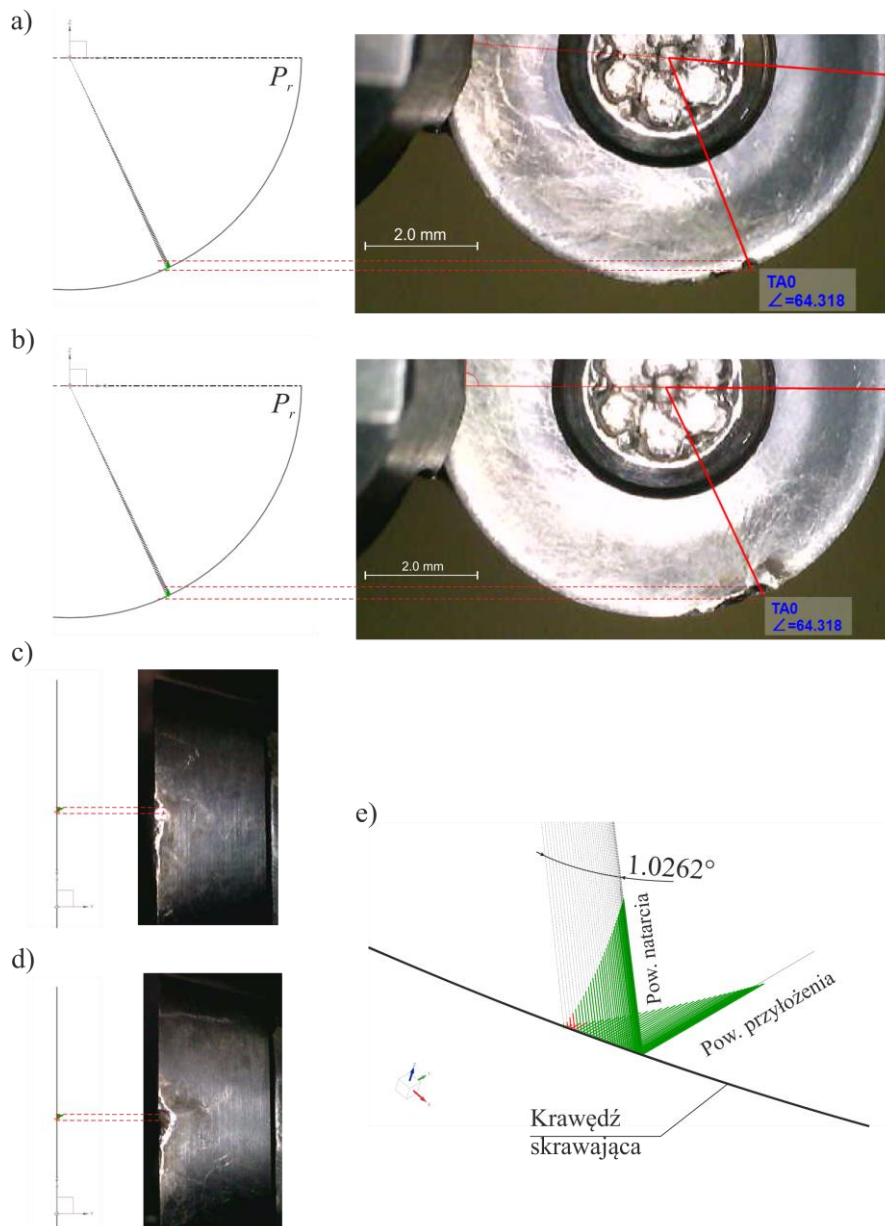
Przedstawione zagadnienia modelowania odległości wierszowania w wieloosiowym frezowaniu z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT uwzględniając zmiany orientacji osi frezu torusowego oraz chropowatość teoretyczną opisałem szerzej w pracy A1.

#### ***IV.3.11. Opracowanie modelu stanowiącego kryterium stopnia ostrza, dedykowanego technice przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT***

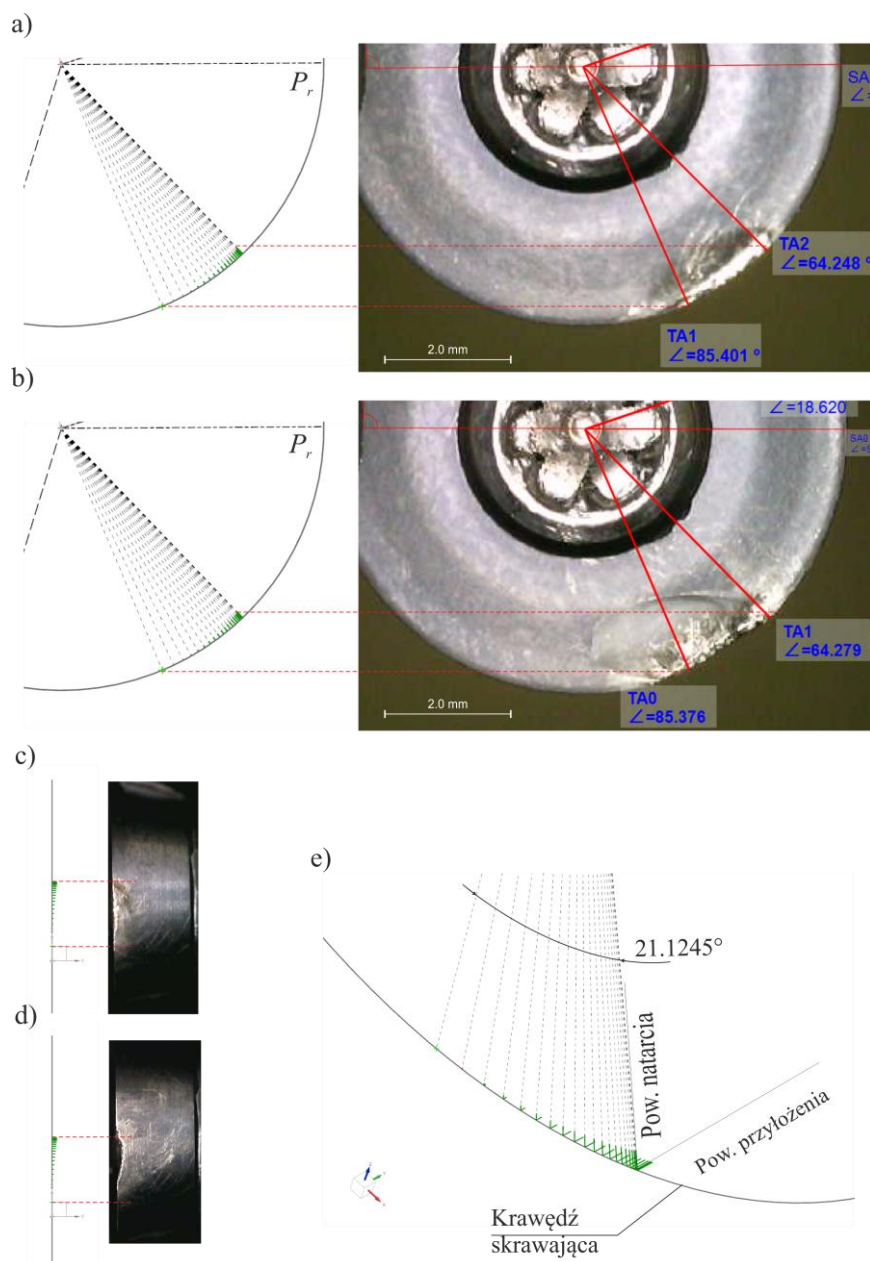
Analiza warunków panujących w strefie CWE w danym czynnym pasie skrawającym, przeprowadzona w ramach badań modelowych warstwy skrawanej i rozkładu maksymalnej grubości tej warstwy w płaszczyźnie podstawowej wykazała, że szerokość starcia na powierzchni przyłożenia ostrza jest nierównomierna (rys. 48). Wynika to nierównomiernej i zarazem zależnej od kąta nachylenia  $\delta$  osi frezu dystrybucji maksymalnej grubości warstwy skrawanej  $h_{max}$ . Grubość ta przemieszcza się wzdłuż czynnego segmentu krawędzi skrawającej z jednoczesną zmianą wartości (rys. 49 oraz 50) [A2].



Rys. 48. Zużycie ostrza na powierzchni przyłożenia i zakres dystrybucji  $h_{max}$  wzdłuż czynnego segmentu krawędzi skrawającej [na podstawie A1 oraz A2]



Rys. 49. Rozkład maksymalnej grubości warstwy skrawanej  $h_{max}$  i obrazy zużycia dla kąta nachylenia  $\delta=1,37^\circ$ : a) na powierzchni natarcia dla  $VB_{Bmax} \approx 0,1$  mm, b) na powierzchni natarcia dla  $VB_{Bmax} \approx 0,3$  mm, c) na powierzchni przyłożenia dla  $VB_{Bmax} \approx 0,1$  mm, d) na powierzchni przyłożenia dla  $VB_{Bmax} \approx 0,3$  mm, e) widok 3D rozkładu  $h_{max}$  uzyskanego z opracowanych modeli [na podstawie A2]

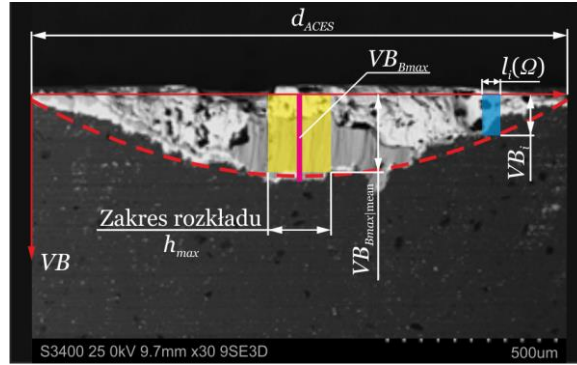


Rys. 50. Rozkład maksymalnej grubości warstwy skrawanej  $h_{max}$  i obrazy zużycia dla kąta nachylenia  $\delta = 18,62^\circ$ : a) na powierzchni natarcia dla  $VB_{Bmax} \cong 0,1$  mm, b) na powierzchni natarcia dla  $VB_{Bmax} \cong 0,3$  mm, c) na powierzchni przyłożenia dla  $VB_{Bmax} \cong 0,1$  mm, d) na powierzchni przyłożenia dla  $VB_{Bmax} \cong 0,3$  mm, e) widok 3D rozkładu  $h_{max}$  uzyskanego z opracowanych modeli [na podstawie A2]

**Opracowanie zależności modelowych warstwy skrawanej w procesie frezowania z nachyloną osią frezu torusowego oraz wykazanie związku pomiędzy zużyciem ostrza (szczególnie wrębowego), a rozkładem grubości warstwy skrawanej wzdłuż łuku krawędzi skrawającej [A2] stanowi mój wkład w rozwój dyscypliny inżynieria mechaniczna.**

Na podstawie przeprowadzonych obserwacji obszaru zużycia na powierzchni przyłożenia ostrzy frezu torusowego z zastosowaniem elektronowego mikroskopu skaningowego (SEM) stwierdzono, że krzywą zarysu obszaru zużycia dla danego wyznaczonego czynnego segmentu krawędzi skrawającej można aproksymować funkcją kwadratową (rys. 51). Przyjmując kryterium równomiernej chropowatości (40), funkcja aproksymująca jest niezależna od kąta nachylenia  $\delta$  osi frezu.

Do dalszych rozważań zaproponowałem wprowadzenie parametru  $VB_{Bmax|mean}$  tj. uśrednionej zastępczej największej szerokości starcia i określiłem, że zależność pomiędzy  $i$ -tą szerokością starcia  $VB_i$  na  $i$ -tej długości w zakresie czynnego segmentu krawędzi skrawającej, a  $VB_{Bmax|mean}$  wzdłuż krzywej zarysu zużycia ostrza przyjmuje postać (42) :



Rys. 51. Aproksymacja krzywej zarysu obszaru zużycia na powierzchni przyłożenia ostrza [na podstawie A1]

$$VB_i = \frac{4l_i(\Omega)}{d_{ACES}} \left(1 - \frac{l_i(\Omega)}{d_{ACES}}\right) VB_{Bmax|mean}, \text{ [mm]} \quad (42)$$

gdzie:  $l_i(\Omega)$  jest długością styku krawędzi skrawającej w danym czynnym segmencie skrawającym w funkcji kąta obrotu narzędzia,  $d_{ACES}$  jest długością łuku czynnego segmentu krawędzi skrawającej pozostającej w styku z płaszczyzną ściśle styczną w punkcie  $CP_i$ , co opisuje zależność (43).

$$d_{ACES} = 2\pi r_p \frac{\left[\frac{\pi}{2} + \sin^{-1}\left(\frac{fz}{2rp}\right) - \sin^{-1}\left(1 - \frac{ap}{rp}\right)\right]}{360} \quad (43)$$

Parametr  $VB_{Bmax|mean}$  zaproponowałem i określiłem na potrzeby wyznaczenia długości styku powierzchni przyłożenia ostrza frezu torusowego z powierzchnią obrabianą uwzględniając zjawiska w III strefie deformacji oraz zagadnienia mechaniki kontaktu.

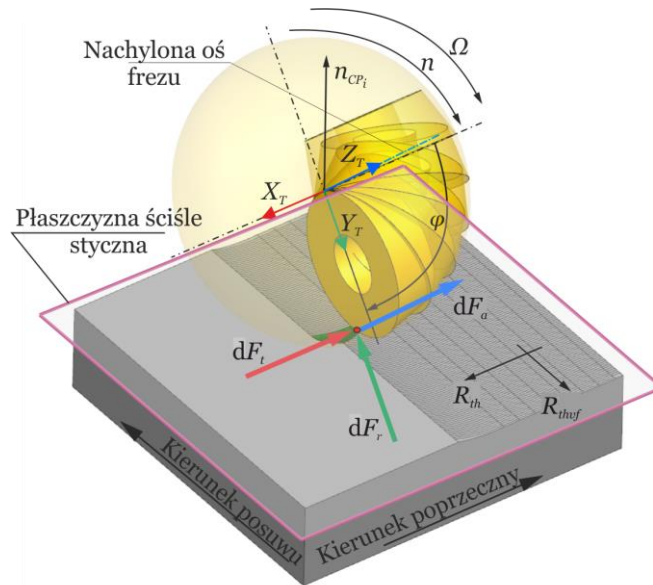
W celu wyznaczenia długości styku powierzchni przyłożenia ostrza frezu z powierzchnią obrabianą, uwzględniając wprowadzoną uśrednioną zastępczą największą szerokość starcia  $VB_{Bmax|mean}$  w granicach skoncentrowanego rozkładu maksymalnej grubości warstwy skrawanej  $h_{max}$  [A2] (rys. 51), przyjąłem układ współrzędnych narzędzia  $(X_T, Y_T, Z_T)$  (rys. 52).

W przyjętym układzie współrzędnych, mechanistyczny model sił skrawania koreluje obszar warstwy skrawanej z siłą skrawania w danym kierunku za pomocą współczynników siły skrawania ( $K_{tc}, K_{rc}, K_{ac}$ ) i siły krawędziowej ( $K_{te}, K_{re}, K_{ae}$ ). Stąd, siłę skrawania odpowiednio w kierunku stycznym  $dF_t$ , promieniowym  $dF_r$  oraz osiowym  $dF_a$  wyrażono zależnością (44).

$$\begin{aligned} dF_{tj}(\varphi, z) &= [K_{tc}h_j(\varphi, z) + K_{te}]dz \\ dF_{rj}(\varphi, z) &= [K_{rc}h_j(\varphi, z) + K_{re}]dz \\ dF_{aj}(\varphi, z) &= [K_{ac}h_j(\varphi, z) + K_{ae}]dz \end{aligned} \quad (44)$$

gdzie:  $\varphi$  jest chwilowym kątem styku (kątem roboczym) ostrza tnącego;  $z$  jest wysokością osiową ostrza tnącego;  $j$  jest indeksem ostrza tnącego;  $h_j(\varphi, z)$  jest chwilową grubością warstwy skrawanej.

Proces kształtowania powierzchni ostrzem frezu torusowego w procesie wieloosiowego frezowania czołowego w funkcji kąta obrotu  $\Omega$  składa się z kilku faz skrawania (rys. 53a).



Rys. 52. Schemat układu sił skrawania w procesie wieloosiowego frezowania frezami torusowymi [na podstawie A1]

W początkowej fazie skrawania, gdy krawędź skrawająca jest ostra, zachowuje ona swoje parametry mikrogeometrii, tj. w stanie dostawy krawędź skrawająca po szlifowaniu przyjmuje kształt asymetrycznej fazy *CH*. W miarę postępującego zużycia ostrza w fazie docierania, formowany jest promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej  $r_{ce}$  w otoczeniu punktu *O* tej fazy. Na podstawie badań własnych stwierdzono, że promień  $r_{ce}$  wynosi około  $35 \mu\text{m}$  (rys. 53b). Materiał warstwy skrawanej poniżej punktu stagnacji *O* nie przemieszcza się wzdłuż kierunku ścinania w pierwszej strefie odkształcenia, ale pozostaje na obrabianej powierzchni wskutek uplastycznienia materiału pod wpływem działania nacisków i tarcia powierzchni przyłożenia okrągłej płytki skrawającej. Zjawisko to występuje w trzeciej strefie odkształcenia. Następnie, przechodząc przez punkt *V* krawędzi skrawającej, materiał jest ściskany i ociera o powierzchnię przyłożenia. Po chwilowym obrocie narzędzia naprężenia ściskające ustępują, stąd pojawia się zjawisko powrotu sprężystego, a powierzchnia przyłożenia ostrza na odcinku *BC* nadal ociera o materiał powierzchni obrabianej po odprężeniu.

Na podstawie powyższego przyjąłem minimalną grubość warstwy skrawanej  $h_{min}$  wyrażoną zależnością (45).

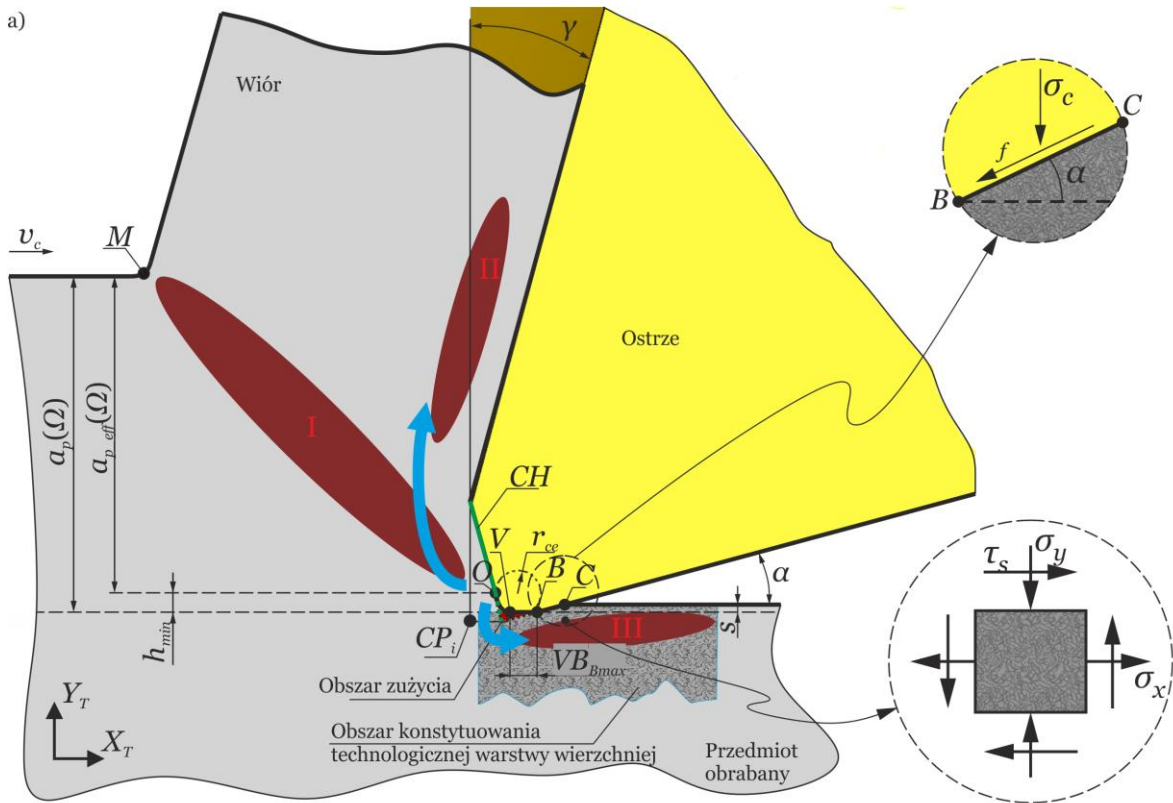
$$h_{min} = r_{ce} c_r \quad (45)$$

gdzie:  $r_{ce}$  jest promieniem krawędzi skrawającej ukształtowanej w pierwszej fazie zużycia (docierania), którego wartość jest utrzymywana w kolejnych fazach zużycia, a stała  $c_r=0,35$ .

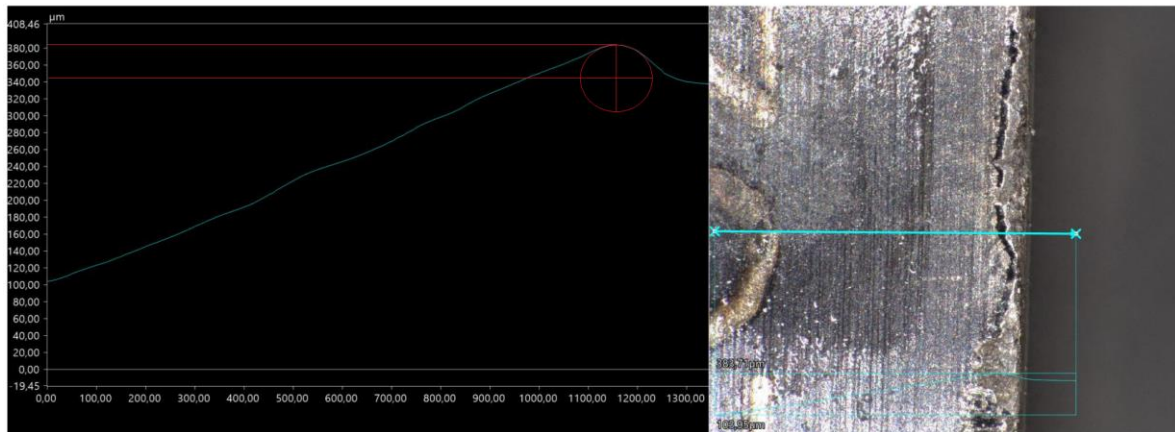
Następnie przyjąłem, że naprężenia ściskające  $\sigma_c$  w granicach obszaru  $VB_{Bmax/mean}$  (pomiędzy punktami *VB* (rys. 53)) charakteryzują się rozkładem równomiernym, który wyliczyłem na podstawie zależności (46).

$$\sigma_c = k_\sigma H_V \sqrt{\frac{H_V}{E}} \quad (46)$$

gdzie:  $k_\sigma$ ,  $H_V$  oraz  $E$  to parametry określające właściwości przyjętego do badań nadstopu na podstawie Ni Inconel 718.



b)



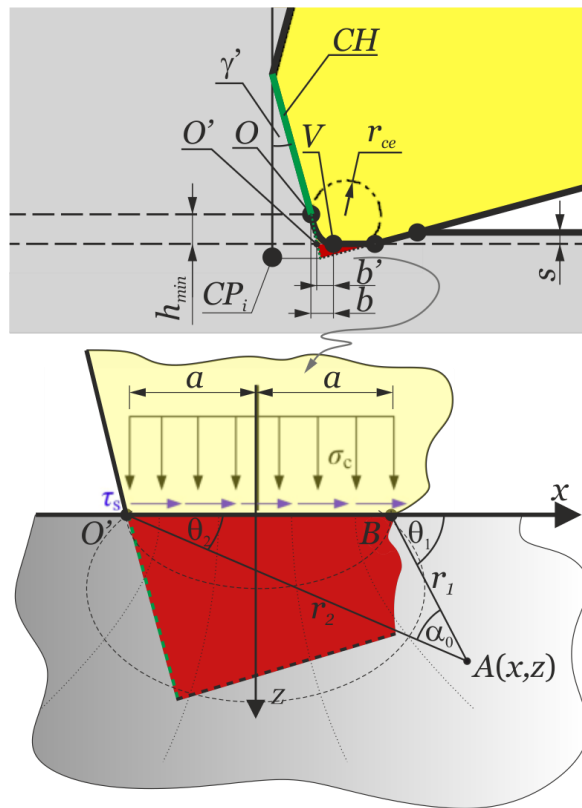
Rys. 53. Przekrój CWE w płaszczyźnie  $X_T Y_T$ : a) kształtowanie powierzchni obrabianej, b) wyznaczenie promienia krawędzi skrawającej [na podstawie A1]

Długość styku  $L_{O'C}$  w strefie CWE pomiędzy powierzchnią przyłożenia okrągłej płytki skrawającej, a powierzchnią obrabianą rozpatrywano w płaszczyźnie posuwu, tj. w otoczeniu punktu styku  $CP_i$  kształtowania warstwy wierzchniej. Wziętem pod uwagę także wpływ procesu skrawania oraz warunki w trzeciej strefie odkształcenia. Długość styku określiłem w dwóch etapach: (1) wyznaczenie sumy części pomiędzy punktami  $OV$  na krawędzi skrawającej;  $VB_{Bmax|mean}$  z częścią pomiędzy punktami  $BC$ . (2) różnicę od powyższej sumy części zawartej pomiędzy punktami  $OO'$ , co wyraziłem zależnością (47).

$$L_{O'C} = \sqrt{r_{ce}^2 - (r_{ce} - h_{min})^2} + VB_{Bmax|mean} + \frac{s}{\tan \alpha} - (h_{min} \tan \gamma') \quad (47)$$

gdzie:  $s$  jest wysokością powrotu sprężystego obrabianego materiału.

Biorąc powyższe pod uwagę, w celu opracowania modelu stanowiącego kryterium stępienia ostrza, dedykowanego technice ACESCT, założyłem równomierny rozkład naprężeń ściskających i ścinających w strefie styku (rys. 54).



Rys. 54. Naprężenia w strefie zużycia ostrza [na podstawie A1]

Ponieważ  $h_{min} < r_{ce}$ , a promień  $r_{ce}$  powstaje w procesie skrawania w pierwszej fazie zużycia ostrza, przyjąłem podejście polegające na zastąpieniu powstałego promienia zaokrąglenia  $r_{ce}$  linią prostą  $O'V$  o długości  $b'$ , jako linią styku (powstałą w wyniku ścierania) krawędzi skrawającej (działania siły krawędziowej), wzdłuż której rozkład naprężeń jest równomierny ze względu na stałą siłę przyłożoną w danym położeniu ostrza skrawającego frezu torusowego (chwilowy kąt styku wynikający z obrotu frezu wokół własnej osi).

Podejście to, biorąc pod uwagę mechanikę kontaktu, polegało na przyjęciu stanu naprężenia w dowolnym punkcie wewnątrz technologicznej warstwy wierzchniej przedmiotu obrabianego, wywołanego naprężeniem ściskającym od powierzchni przyłożenia okrągłej płytki skrawającej. Ponadto przyjąłem także stan naprężenia wywołany naprężeniem ścinającym od powierzchni przyłożenia ostrza. Naprężenie ścinające wyrażono zależnością (48)

$$\tau_s = \mu \sigma_c \quad (48)$$

gdzie:  $\mu$  jest współczynnikiem tarcia.

Następnie, zgodnie z założeniami teorii stanu naprężenia i odkształcenia, przyjąłem złożony stan naprężenia w technologicznej warstwie wierzchniej przedmiotu obrabianego.

Po obliczeniu złożonego stanu naprężenia w technologicznej warstwie wierzchniej, wyznaczyłem naprężenie zastępcze von Misesa.

W kolejnym etapie obliczeń, określiłem głębokość odkształcenia plastycznego  $h_p$ . Jest to również głębokość, na której osiągana jest granica plastyczności przyjętego do badań nadstopu na osnowie Ni Inconel 718. Głębokość tą opisuje zależność (49)

$$h_p = \max x_i, \quad \sigma_v(x_i, z) \geq \sigma_{lim} \quad (49)$$

W takim przypadku, wysokość powrotu sprężystego obrabianego materiału obliczyłem stosując układ (50).

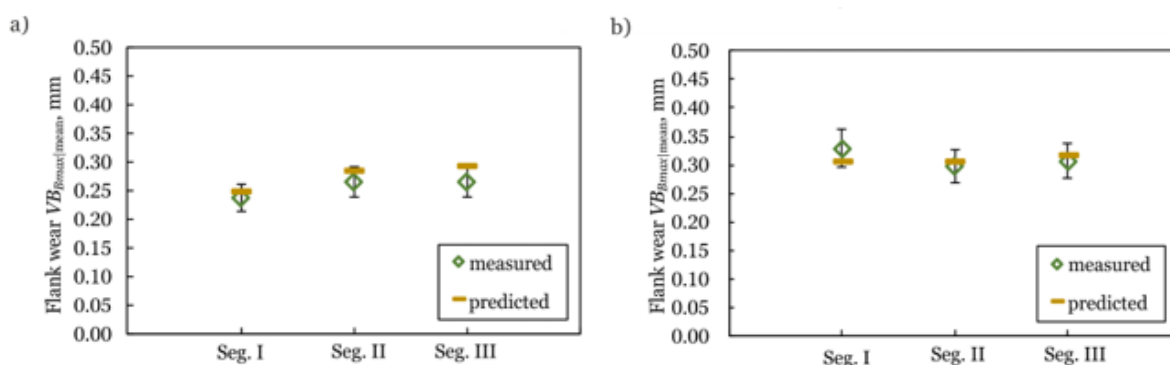
$$s = \begin{cases} h_{min} - h_p, & h_p < h_{min} \\ 0, & h_p \geq h_{min} \end{cases} \quad (50)$$

Po obliczeniu powrotu sprężystego  $s$  obrabianego materiału, podstawiono obliczoną wartość do zależności (47), uwzględniając rozkład naprężeń ściskających i ścinających w materiale wraz ze schematem tego rozkładu (rys. 54), a następnie połączono równania (45) – (47) i wyznaczono szerokość starcia  $VB_{Bmax|mean}$ , korzystając z zależności (51).

$$VB_{Bmax|mean} = \frac{K_{re}}{k_{\sigma} H_V \sqrt{\frac{H_V}{E}}} \left[ \sqrt{r_{ce}^2 - (r_{ce} - h_{min})^2} - (h_{min} \tan \gamma') \right] - \frac{s}{\tan \alpha} \quad (51)$$

Zależność (51) stanowi kryterium stępienia, dedykowane wieloosiowemu frezowaniu czołowemu frezem torusowym z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT.

Na podstawie wyników przeprowadzonych badań weryfikacyjnych opracowanego modelu kryterialnego trwałości ostrza stwierdzono, że model ten charakteryzuje się średnim błędem predykcji poniżej 10% (rys. 55), co wskazuje na jego wysoką wiarygodność i użyteczność w prognozowaniu trwałości ostrza w wieloosiowym frezowaniu czołowym. Określony wskaźnik zużycia ostrza  $VB_{Bmax|mean}$  dodatkowo koreluje z współczynnikiem siły krawędziowej  $K_{re}$  co oznacza, że wzrost wartości zużycia ostrza skutkuje wzrostem siły skrawania – potwierdza to możliwość wykorzystania współczynnika  $K_{re}$  jako wskaźnika pośredniego do oceny zużycia ostrza.



Rys. 55. Wartości przewidywane i eksperymentalne  $VB_{Bmax|mean}$  dla segmentów czynnych z:  
a) pierwszego etapu badań, b) drugiego etapu badań [na podstawie A1]

Ponadto stwierdzono, że pomimo zmniejszenia odległości między ścieżkami narzędzia wskutek zmiany nachylenia osi narzędzia w technice ACESCT, wskaźnik zużycia nie wykazuje żadnych istotnych wahań. Zauważono jednak, że w opracowanej technice ACESCT tempo zużycia ściśle zależy od prędkości skrawania w punkcie styku  $CP_i$  (kształtowania

technologicznej warstwy wierzchniej). Wraz ze wzrostem prędkości skrawania wzrasta również wprowadzony wskaźnik  $VB_{Bmax|mean}$ , natomiast gdy prędkość skrawania jest utrzymywana jako stała w punkcie styku  $CP_i$ , niezależnie od kąta nachylenia  $\delta$ , wskaźnik  $VB_{Bmax|mean}$  nie wykazuje istotnych zmian. Oznacza to, że gdy warunki skrawania są stałe w punkcie styku w każdym z aktywnych segmentów w technice ACESCT, pomimo zmienności naprężeń cieplnych wskutek przerywanej pracy ostrza skrawającego, ich rozkład jest bardzo podobny na poszczególnych segmentach czynnych. Powoduje to zmniejszenie zmienności naprężeń termicznych (podatność na uszkodzenia zmęczeniowe) niezależnie od nachylenia osi narzędzia.

Biorąc pod uwagę otrzymane wyniki przyjąłem, że kryterialna wartość zużycia ostrza podczas wieloosiowego frezowania czołowego nadstopu na osnowie Ni Inconel 718 z wykorzystaniem techniki przemieszczenia ACESCT wynosi  $VB_{lim}=0.2$  mm.

**Opracowanie opisanego wyżej modelu stanowiącego kryterium stępienia ostrza oraz jego weryfikacja stanowi mój wkład w rozwój dyscypliny inżynieria mechaniczna. Należy zaznaczyć, że zaproponowane przez mnie wprowadzenie parametru uśrednionej zastępczej największej szerokości starcia pozwala na precyzyjne określenie długości styku ostrza z powierzchnią obrabianą (w strefie kształtowania technologicznej warstwy wierzchniej) uwzględniając przy tym autorski sposób rozkładu grubości warstwy skrawanej podczas frezowania ze zmienną orientacją osi frezu torusowego [A2] oraz mikrogeometrię ostrza (ścin). Należy zauważyć, że w dotychczasowych pracach (np. [29]) rozważano jedynie proces frezowania walcowego monolitycznymi frezami palcowymi, których krawędź skrawająca opisana była tylko promieniem zaokrąglenia.**

Przedstawione zagadnienia opracowania modelu stanowiącego kryterium stępienia, dedykowanego technice przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT opisałem szerzej w pracy A1 oraz A2.

#### ***IV.3.12. Modelowanie okresów trwałości i przebiegów zużycia ostrza frezu torusowego podczas wieloosiowego frezowania nadstopu na osnowie Ni z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT***

Po opracowaniu modelu stanowiącego kryterium stępienia i określeniu wartości tego kryterium przystąpiłem do wyznaczenia czasów nieprzerwanej pracy frezu torusowego poprzez testy skrawalności nadstopu Inconel 718 (tabela 8) oraz przebiegów zużycia ostrza w przyjętych warunkach wieloosiowego frezowania (tabela 6 oraz 7), tj. dla poszczególnych wyodrębnionych segmentów czynnych – od stanu pełnej zdolności do pracy do chwili osiągnięcia określonego kryterium stępienia. Jest to zagadnienie istotne z uwagi na konieczność uwzględnienia zmienności stanu zużycia ostrza w okresie jego trwałości podczas wieloosiowego frezowania z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT.

Tabela 8. Warunki badań skrawalności nadstopu Inconel 718 [na podstawie A3]

Nr	Prędkość skrawania $v_c$ [m/min]	Posuw na ostrze $f_t$ [mm/t]	I segment	II segment	III segment
			$T_c$ [min]	$T_c$ [min]	$T_c$ [min]
1	40	0.2	22	61	90
2	140	0.2	1	6	6
3	140	0.1	2	10	8

Okres trwałości ostrza przyjęłam określać relatywnie do punktu styku  $CP_i$  w zakresie CWE dla każdego czynnego segmentu krawędzi skrawającej. W ten sposób uzyskano maksymalne czasy nieprzerwanej pracy frezu  $t_{c\_max}$  dla przyjętego kryterium stępienia  $VB_{Blim}$  w określonych warunkach obróbki (tabela 6 oraz 7).

Okres trwałości ostrza wyrażono w funkcji warunków skrawania (52) [A3].

$$t_{c\_max} = C_t v_c^p f_t^q, [\text{min}] \quad (52)$$

Biorąc pod uwagę, że testy skrawalności i analizy są wykonywane relatywnie do punktu kształtowania obrobionej powierzchni, tj. punktu styku  $CP_i$ , prędkość skrawania  $v_c$  również określano relatywnie do punktu  $CP_i$ . Stąd zależność (52) przyjmuje postać (53) [A3].

$$t_{c\_max} = C_t \left( \frac{2\pi(R_T+r_p \sin(\delta))n}{1000} \right) f_t^q, [\text{min}] \quad (53)$$

gdzie:  $t_c$  jest czasem skrawania,  $R_T$  i  $r_p$  są parametrami geometrycznymi torusa,  $n$  jest prędkością obrotową wrzeczona, a  $\delta$  jest kątem nachylenia osi narzędzia,  $C_t$ ,  $p$  i  $q$  są stałymi dla danej pary ostrze – materiał obrabiany i są identyfikowane na podstawie testów skrawalności (tabela 8).

Na podstawie testów nr 1 i nr 2 pierwszy stały parametr  $p$  obliczono ze wzoru (54) [A3], a na podstawie testów nr 2 i nr 3 drugi stały parametr  $q$  obliczono ze wzoru (55) [A3].

$$p = \frac{\ln(T_{c1}/T_{c2})}{\ln(v_{c2}/v_{c1})} \quad (54)$$

$$p = \frac{\ln(T_{c1}/T_{c2})}{\ln(v_{c2}/v_{c1})} \quad (55)$$

Podstawienie stałych  $p$  i  $q$  do równania (53) dało trzeci stały parametr  $C_t$  obliczony z wykorzystaniem zależności (56) [A3].

$$C_t = \frac{t_{c\_max}(\text{no.of segment})}{\left( \frac{2\pi(R_T+r_p \sin(\delta))n}{1000} \right)^p f_t^q} \quad (56)$$

Następnie, zależności modelowe trwałości ostrza frezu torusowego dla pary S30T TiAlN PVD – Inconel 718 w wyznaczonych poszczególnych czynnych segmentach krawędzi skrawającej przyjęły postać [A3]:

$$t_{c\_maxI} = 5.237 \cdot 10^4 \left( \frac{2\pi(R_T+r_p \sin(\delta))n}{1000} \right)^{2.384} f_t^{1.112}, [\text{min}] \quad (57)$$

$$t_{c\_maxII} = 2.523 \cdot 10^4 \left( \frac{2\pi(R_T+r_p \sin(\delta))n}{1000} \right)^{1.851} f_t^{0.877}, [\text{min}] \quad (58)$$

$$t_{c\_maxIII} = 1.787 \cdot 10^5 \left( \frac{2\pi(R_T+r_p \sin(\delta))n}{1000} \right)^{2.161} f_t^{0.415}, [\text{min}] \quad (59)$$

Na podstawie analizy otrzymanych zależności modelowych zauważono, że prędkość skrawania ma większy wpływ na trwałość ostrza frezu torusowego w badanym zakresie parametrów niż posuw. Wraz ze wzrostem nachylenia osi frezu, wpływ posuwu na trwałość ostrza maleje. Wskazuje to, że odległość ścieżek narzędzia  $b_r$  jest dodatnio skorelowana

z parametrem  $q$  w opracowanych modelach. Natomiast wpływ prędkości skrawania na okres trwałości ostrza wraz ze wzrostem wartości nachylenia osi frezu dla segmentu I jest największy, podczas gdy dla segmentu II jest najmniejszy.

Modelowanie przebiegów zużycia ostrza frezu torusowego dla wyznaczonych czynnych segmentów krawędzi skrawającej zrealizowano z wykorzystaniem technik inżynierii analizy danych. Dane te uzyskano w wyniku testów frezowania wieloosiowego przeprowadzonych zgodnie z przyjętymi warunkami skrawania (tabela 6 oraz 7). Parametry skrawania w tych testach, jak również wyniki uzyskane z tych testów, są obliczane dla punktu styku  $CP_i$ . Stanowi to autorskie podejście w aspekcie modelowania zużycia w procesie frezowania wieloosiowego.

Dla każdego segmentu testy obróbki powtórzono trzykrotnie, zawsze dla nowego zestawu okrągłych płytek skrawających. Maksymalną szerokość starcia  $VB_{Bmax}$  mierzono w określonych odstępach czasu, aż do osiągnięcia wyznaczonej wartości przyjętego kryterium stępienia  $VB_{Blim}$  uwzględniając przy tym równomierny rozkład parametrów chropowatości na obrobionej powierzchni. W ten sposób otrzymano kompletny zestaw danych zużycia ostrza  $VB_{Bmax}$  w całym zakresie czasu skrawania  $0 \leq t_c \leq t_{c\_max}$ .

Do modelowania przebiegów zużycia ostrza dla wyznaczonych segmentów czynnych krawędzi skrawającej zastosowano zaawansowaną procedurę estymacji nieliniowej z modelem regresji według własnej funkcji quasiliniowej. Funkcję tą opisano równaniem w postaci wykładniczej (60) [A3] w zbiorze liczb rzeczywistych  $\mathbb{R}$ :

$$y = b_0 + b_1 \cdot (b_2^x); \quad f: \mathbb{R}^+ \rightarrow \mathbb{R}^+ \quad (60)$$

gdzie:  $y$  jest zmienną zależną, tj. maksymalna szerokość starcia  $VB_{Bmax}$ ,  $b_0$  jest wyrazem wolnym,  $b_1$  i  $b_2$  są parametrami (dla zmiennej niezależnej  $x$ ),  $x$  jest zmienną niezależną, tzn. czasem skrawania  $t_c$ . Wyróżnikiem tej funkcji jest przyjęcie wyrazu wolnego  $b_0$ .

Przyjęta procedura modelowania opierała się na regresji nieliniowej. Każdy z otrzymanych modeli (tabela 9) szacowałem przy użyciu analizy wariancji ANOVA, tj. przy użyciu procedury estymacji najmniejszych kwadratów modelu nieliniowego. Celem estymacji najmniejszych kwadratów było zminimalizowanie sumy kwadratów odchyleń od przewidywanych wartości, tj. znalezienie zestawu parametrów o najlepszym dopasowaniu. Jako metodę estymacji zastosowano algorytm Levenberga-Marquardta (L-M), który jest rozszerzeniem algorytmu Gaussa-Newtona. W celu znalezienia estymacji parametrów najmniejszych kwadratów rozwiązywano układ równań liniowych w każdej iteracji, celem obliczenia gradientu dopasowania. Poziom istotności przyjęto z wartością 0,05, zaś przedziały ufności o wartości 95%.

Tabela 9. Przegląd modeli przebiegów zużycia ostrza dla wyznaczonych czynnych segmentów krawędzi skrawającej [na podstawie A3]

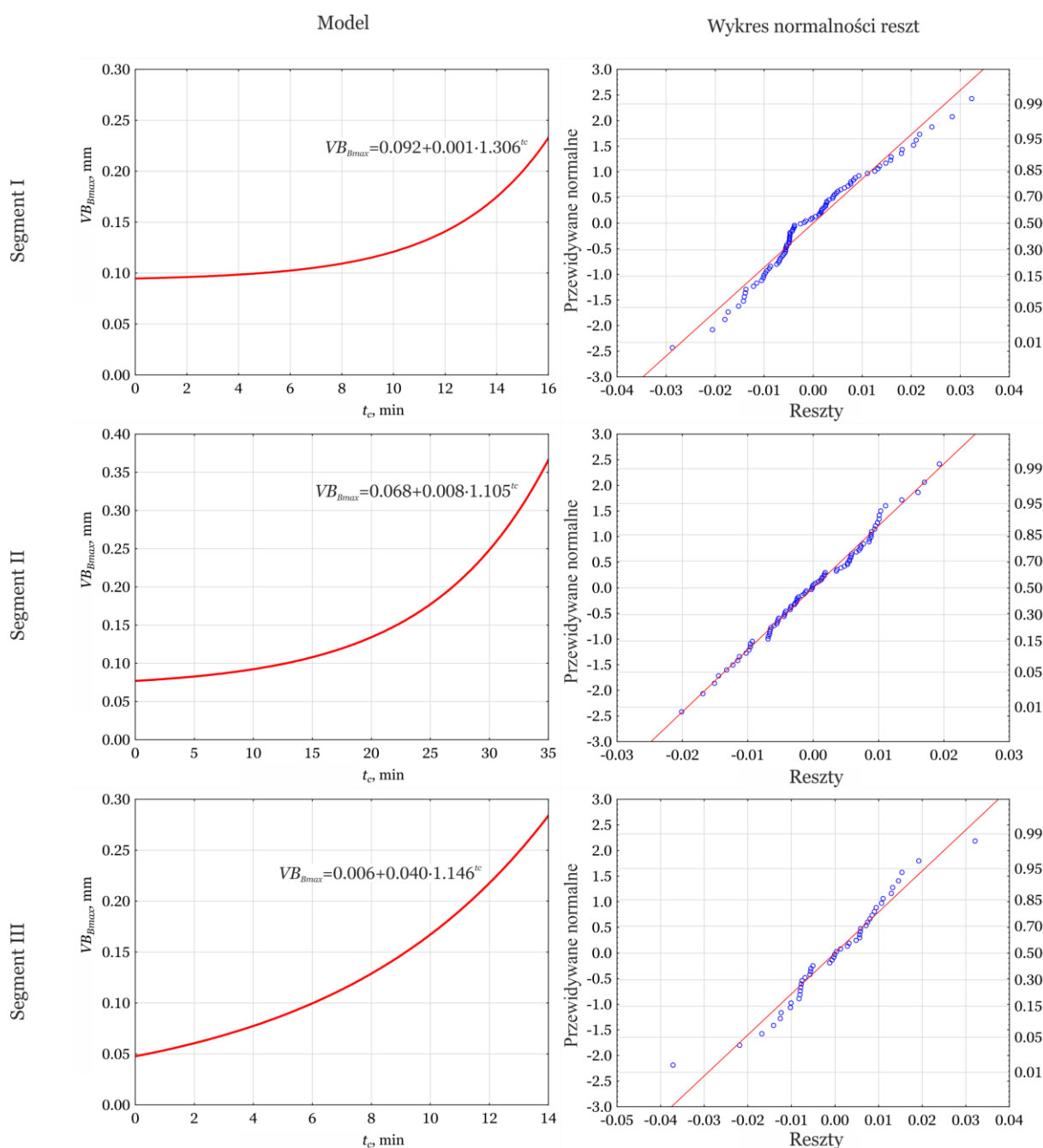
	Modele przebiegów zużycia I etapu badań	Modele przebiegów zużycia II etapu badań
Segment I	$VB_{Bmax}=0.092+0.001 \cdot 1.306^{t_c}$ (61)	$VB_{Bmax}=0.066+0.0001 \cdot 9.805^{t_c}$ (64)
Segment II	$VB_{Bmax}=0.068+0.008 \cdot 1.105^{t_c}$ (62)	$VB_{Bmax}=0.063+0.0134 \cdot 1.272^{t_c}$ (65)
Segment III	$VB_{Bmax}=0.006+0.040 \cdot 1.146^{t_c}$ (63)	$VB_{Bmax}=0.012+0.0383 \cdot 1.465^{t_c}$ (66)

Dla wszystkich określonych modeli wartości parametrów  $b_0$ ,  $b_1$  i  $b_2$  są istotne. Błędy standardowe dla tych parametrów mieszczą się w dwustronnym zbiorze zamkniętym  $SE \in \langle 0,001, 0,008 \rangle$ .

Jakość dopasowania modelu do danych wskazywano zasadniczo przez współczynnik determinacji  $R^2$ . Im wartość jest bliższa jedności, tym lepsze dopasowanie. Dla wszystkich otrzymanych modeli dopasowanie opisano jako bardzo dobre. W każdym przypadku

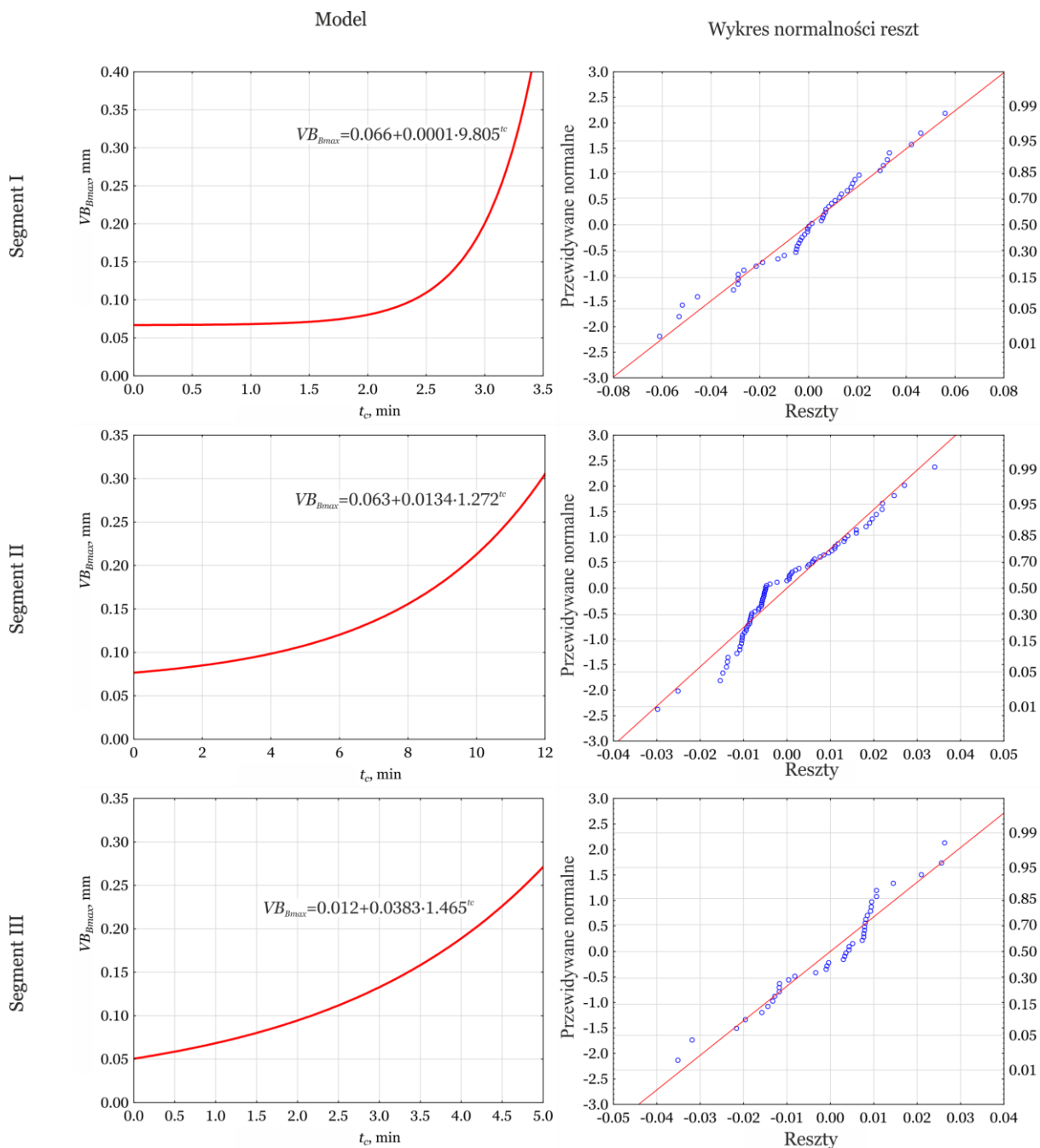
współczynnik determinacji  $R^2$  jest powyżej wartości 0,9 co oznacza, że regresja wyjaśnia ponad 90% zmienności zmiennej zależnej. Uzupełnieniem współczynnika determinacji  $R^2$  jest współczynnik zbieżności  $\phi^2$ . Współczynnik ten określa, jaka część obserwowanej zmienności zmiennej zależnej w próbie nie pasuje do modelu, tj. mieści się w jego błędzie. Dopasowanie modelu jest tym lepsze, im wartość  $\phi^2$  jest bliższa zero. W przyjętej procedurze modelowania współczynnik zbieżności określono z wartością  $\phi^2=0,00001$  dla wszystkich przypadków.

Na podstawie przeprowadzonych obliczeń w ramach przyjętej procedury modelowania opracowano przebiegi zużycia ostrza oraz wykresy normalności reszt (rys. 56 oraz 57).



Rys. 56. Modelowe przebiegi zużycia i wykresy normalności reszt dla wyznaczonych segmentów czynnych w pierwszym etapie badań [na podstawie A3].

Wykresy normalności reszt (tj. błędów) podążają za rozkładem normalnym. W każdym przypadku zaobserwowano, że reszty układają się wzdłuż linii prostej. Reszty wydają się ściśle odpowiadać rozkładowi normalnemu. Na tej podstawie można wnioskować, że proponowany własny model wykładniczy w postaci równania (60) charakteryzuje się bardzo dobrym dopasowaniem do danych.



Rys. 57. Modelowe przebiegi zużycia i wykresy normalności reszt dla wyznaczonych segmentów czynnych w drugim etapie badań [na podstawie A3]

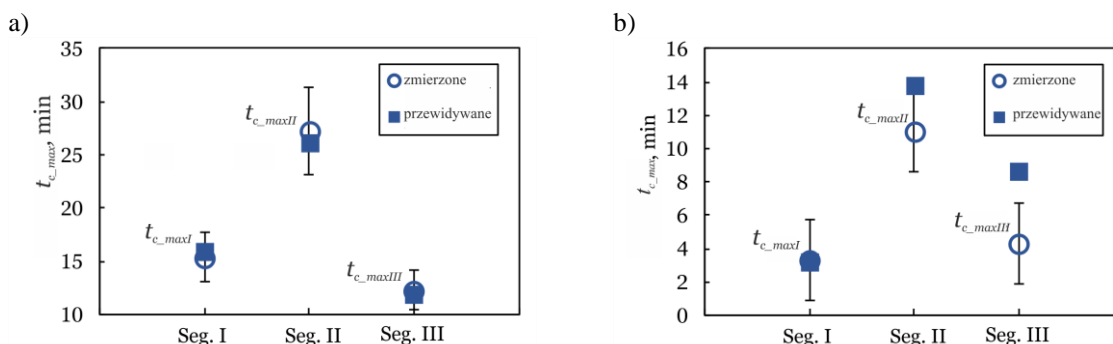
Na podstawie obserwacji modelowych przebiegów zużycia oraz wartości parametrów  $b_0$ ,  $b_1$  i  $b_2$  samych modeli zauważono, że sposób wyznaczania prędkości skrawania, tj. odnoszenie jej do punktu styku  $CP_i$  ma istotne znaczenie w aspekcie zużycia ostrza i wskaźników technologicznych, jak i fizycznych procesu skrawania.

Gdy prędkość skrawania jest określana względem punktu  $C_D$ , zużycie ostrza w pierwszej fazie różni się znacząco pomiędzy czynnymi segmentami I, II i III krawędzi skrawającej. Wynika to ze zmiennych warunków skrawania w punkcie styku  $CP_i$ . Ma to negatywny wpływ na fazę docierania narzędzia w tych segmentach, co może skutkować szybszą utratą przez narzędzie jego właściwości skrawających. Różnice w pierwszej fazie zużycia pomiędzy segmentami można również zaobserwować w wartościach parametru  $b_0$  opracowanych modeli dla I etapu badań. Średnio w pierwszej fazie zużycia wzrost zużycia ostrza w funkcji prędkości skrawania dla frezu torusowego wyniósł:  $VB_{Bmax}=0,01$  mm przy  $v_{c_{CPi}}=25,5$  m/min.

Natomiast gdy prędkość skrawania jest określana względem punktu  $CP_i$ , zużycie ostrza w pierwszej fazie nie wykazuje istotnych różnic między czynnymi segmentami I, II i III krawędzi skrawającej. Wynika to ze stałych warunków skrawania w punkcie styku  $CP_i$ . Ma to pozytywny wpływ na fazę docierania narzędzia w tych segmentach. Skutkowało to równomiernym postępowaniem zużycia ostrza, a także równomiernym rozkładem parametrów technologicznej warstwy wierzchniej, niezależnie od aktualnie czynnego segmentu krawędzi skrawającej. Brak istotnych różnic w pierwszej fazie zużycia między segmentami można również zauważyć w wartościach parametru  $b_0$  modeli opracowanych dla II etapu badań.

Zarówno modele okresu trwałości, jak i przebiegu zużycia ostrza poddano weryfikacji eksperymentalnej.

Na podstawie otrzymanych wyników badań weryfikacyjnych modeli okresu trwałości ostrza (rys. 58a) stwierdzono, że błąd predykcji tych modeli w warunkach pierwszego etapu badań nie przekracza 5%, co wskazuje na wysoką dokładność tych modeli. Okres trwałości ostrza w tym studium przypadku podlega rozkładowi malejącemu w kolejności: segment II > segment I > segment III. Jest to zgodne z rozkładem wartości parametru  $p$  w opracowanych modelach. Potwierdza to najistotniejszy wpływ prędkości skrawania na trwałość i zużycie ostrza.

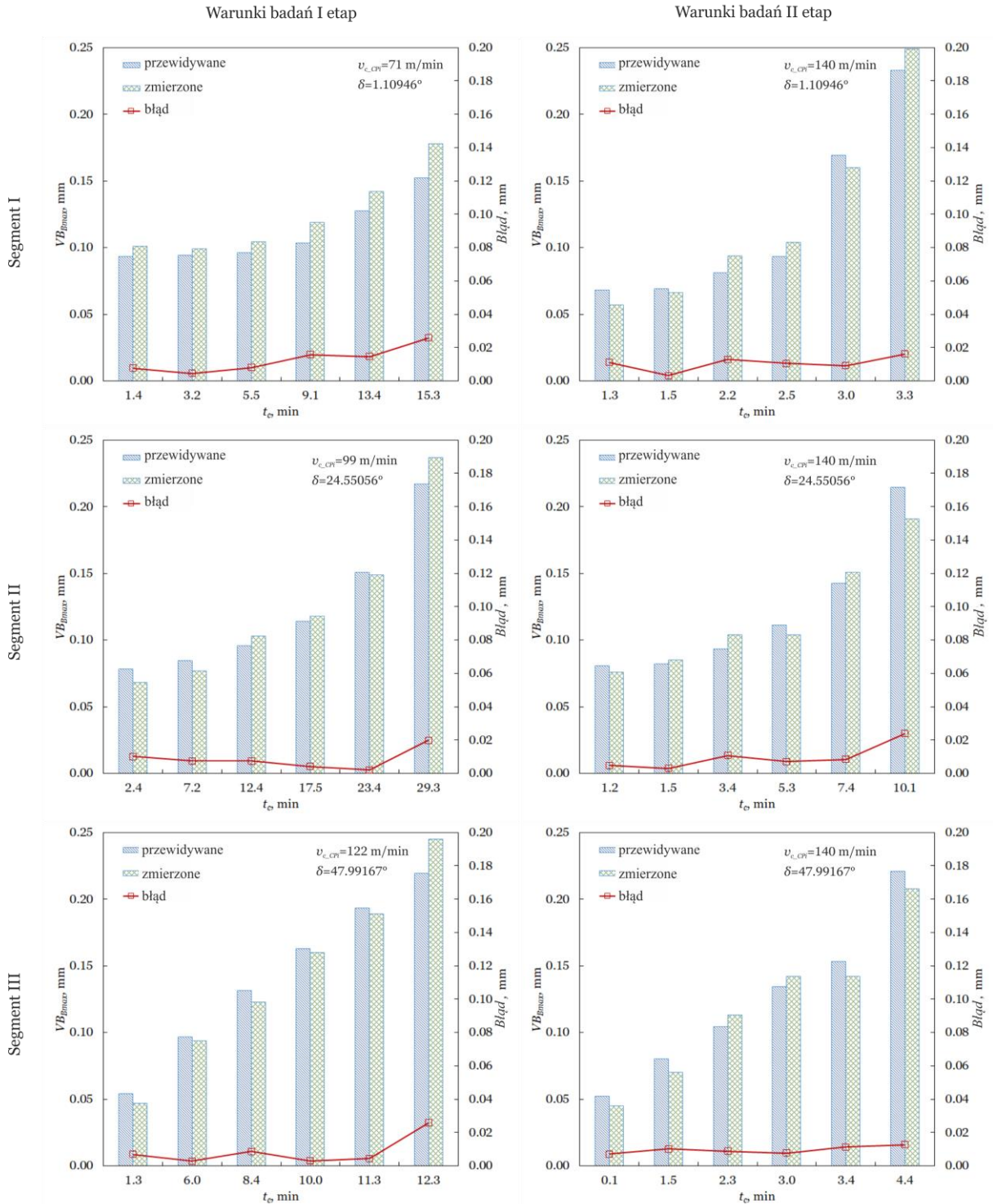


Rys. 58. Przewidywane i eksperymentalne wartości okresu trwałości ostrza dla segmentów: a) dla warunków obróbki w pierwszym etapie, b) dla warunków obróbki w drugim etapie [na podstawie A3]

Natomiast średni błąd predykcji modeli w warunkach obróbki drugiego etapu badań otrzymano różniący się między segmentami (rys. 58b). Błąd predykcji nie przekroczył 25%, z wyjątkiem segmentu III, dla którego wyniósł 102%. W tym segmencie zaobserwowano szybkie postępujące zużycie ostrza, w tym szczególnie zużycia kraterowego. Wynika to głównie z dużej prędkości skrawania i sił skrawania o charakterze tętniącym, generowanych podczas procesu skrawania tym segmentem. W konsekwencji prowadziło to do degradacji zmęczeniowej ostrza. Okres trwałości ostrza frezu torusowego dla warunków obróbki drugiego etapu przyjmuje również rozkład malejący, ale w kolejności: segment II > segment III > segment I. Rozkład okresu trwałości ostrza i w tym przypadku odpowiada rozkładowi parametru  $p$  opracowanych modeli, który również przyjmuje rozkład malejący w kolejności segment II > segment III > segment I. Na podstawie powyższego, wykazałem po raz kolejny zasadność definiowania prędkości skrawania względem punktu styku  $CP_i$  w procesie frezowania wieloosiowego.

Opracowane modele przebiegu zużycia ostrza dla każdego segmentu walidowano w warunkach obróbki określonych zarówno dla pierwszego, jak i drugiego etapu badań (tabela 6 oraz 7).

Na podstawie otrzymanych wyników odnotowano, że wartości mierzone mają bardzo dobrą zgodność z wartościami przewidywanymi. Średnie błędy procentowe dla segmentów nie przekraczają 16% (rys. 59).



Rys. 59. Porównanie wyników zużycia powierzchni przyłożenia ostrza frezu torusowego w okresie trwałości tego ostrza dla poszczególnych segmentów czynnych [na podstawie A3]

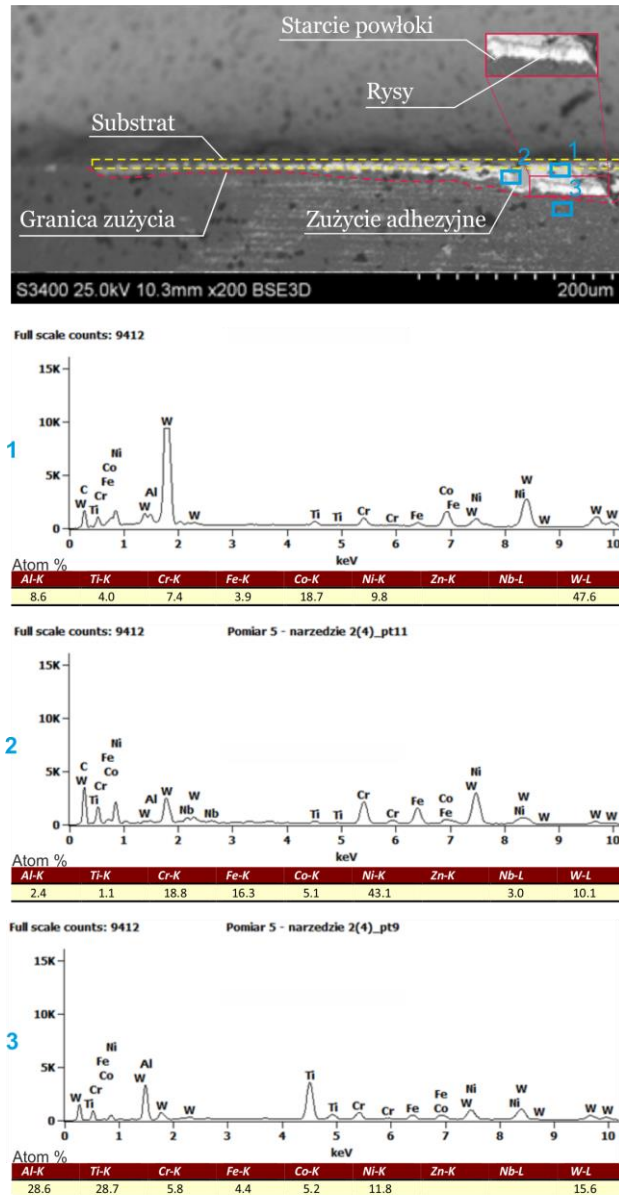
Na tej podstawie stwierdziłem, że przy zastosowaniu opracowanych modeli możliwe jest przewidywanie przebiegu zużycia dla danego czynnego segmentu krawędzi skrawającej w wieloosiowym frezowaniu czołowym nadstopu Inconel 718 z bardzo wysoką precyzją. Wyniki wyraźnie ujawniły, że kąt nachylenia  $\delta$  osi frezu torusowego ma istotny wpływ na warunki skrawania w strefie CWE, a tym samym na przebieg zużycia ostrza. Gdy prędkość skrawania definiowano względem punktu  $C_D$  (średnicy nominalnej frezu) zauważono, że wraz ze wzrostem kąta nachylenia wzrasta również prędkość skrawania na krawędzi skrawającej. Na tej podstawie założono, że ma to wpływ na przyspieszone zużycie ostrza. Jednak, z uwagi na malejącą szerokość pasa obrobionego wskutek zmniejszenia odległości wierszowania w kryterium równomiernej chropowatości, przebiegi zużycia ostrza nieistotnie się różnią. Natomiast gdy prędkość skrawania definiowano względem punktu  $CP_i$  (średnicy styku), tzn. była stała w punkcie styku  $CP_i$  niezależnie od kąta nachylenia  $\delta$  stwierdzono, że zasadnicza różnica występuje w początkowej fazie docierania i w fazie równomiernego zużycia pomiędzy modelami dla poszczególnych czynnych segmentów krawędzi skrawającej. Gdy prędkość skrawania definiowano jako stałą wartość w punkcie styku  $CP_i$ , wartości starcia na powierzchni przyłożenia w wyżej wymienionych fazach były bardzo zbliżone do siebie, niezależnie od kąta nachylenia osi frezu. Odzwierciedlają to także wartości wyrazów wolnych w opracowanych modelach (61) – (66) oraz modelowe przebiegi zużycia (rys. 56 oraz 57). Jest to duża zaleta, ponieważ niezależnie od zmian w CWE wskutek zmiany wartości kąta nachylenia, proces skrawania w aspekcie zużycia ostrza przebiega w niemal identycznych warunkach po fazie docierania dla wszystkich czynnych segmentów. Uznano ponadto, że może to mieć istotny wpływ na mechanizmy oraz wskaźniki fizyczne zużycia ostrza oraz stan technologicznej warstwy wierzchniej.

**Zawarty w pracy [A3] mój autorski wkład w rozwój dyscypliny inżynieria mechaniczna polega na opracowaniu modeli trwałości oraz przebiegu zużycia ostrza frezu torusowego dedykowanych technice ACESCT, które oparto na zaproponowanej własnej funkcji quasiliniowej w postaci wykładniczej z wyrazem wolnym. Należy zauważyć, że podczas fazy początkowej, intensywność zużycia w funkcji czasu jest relatywnie duża, a zużycie osiąga w dość krótkim czasie wartość bazową. Kierując się tym spostrzeżeniem, fazę tę można przyjąć jako stałą w modelu, a jest nią wyraz wolny zaproponowanej własnej funkcji wykładniczej. Wykazałem, że gdy prędkość skrawania definiowano jako wartość stałą obliczaną dla punktu styku, wartości starcia na powierzchni przyłożenia były porównywalne dla różnych kątów nachylenia osi frezu. Odzwierciedleniem tego są wartości wyrazów wolnych w opracowanych modelach. Wiedza ta jest ważna z punktu widzenia zmian w CWE. Wskutek zmiany wartości kąta nachylenia – proces skrawania w aspekcie zużycia ostrza przebiega w niemal identycznych warunkach po fazie początkowej dla wszystkich wyznaczonych segmentów czynnych. Należy podkreślić, że opracowane modele oparte na własnej funkcji wykładniczej, przyjmując prędkość skrawania jako stałą i obliczoną dla punktu styku, mogą mieć zastosowanie zarówno dla frezu torusowego pierścieniowego jak i wrzecionowego.**

Przedstawione zagadnienia modelowania okresów trwałości i przebiegów zużycia ostrza frezu torusowego podczas wieloosiowego frezowania nadstopu na osnowie Ni z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT opisałem szerzej w pracy A3.

#### IV.3.13. Analiza mechanizmów oraz wskaźników fizycznych zużycia ostrza podczas wieloosiowego frezowania nadstopu na osnowie Ni z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT

Przeprowadzono analizę powierzchni przyłożenia oraz natarcia ostrza w początkowej fazie zużycia, ze szczególnym uwzględnieniem zmian składu chemicznego oraz charakteru kontaktu z materiałem obrabianym (rys. 60).

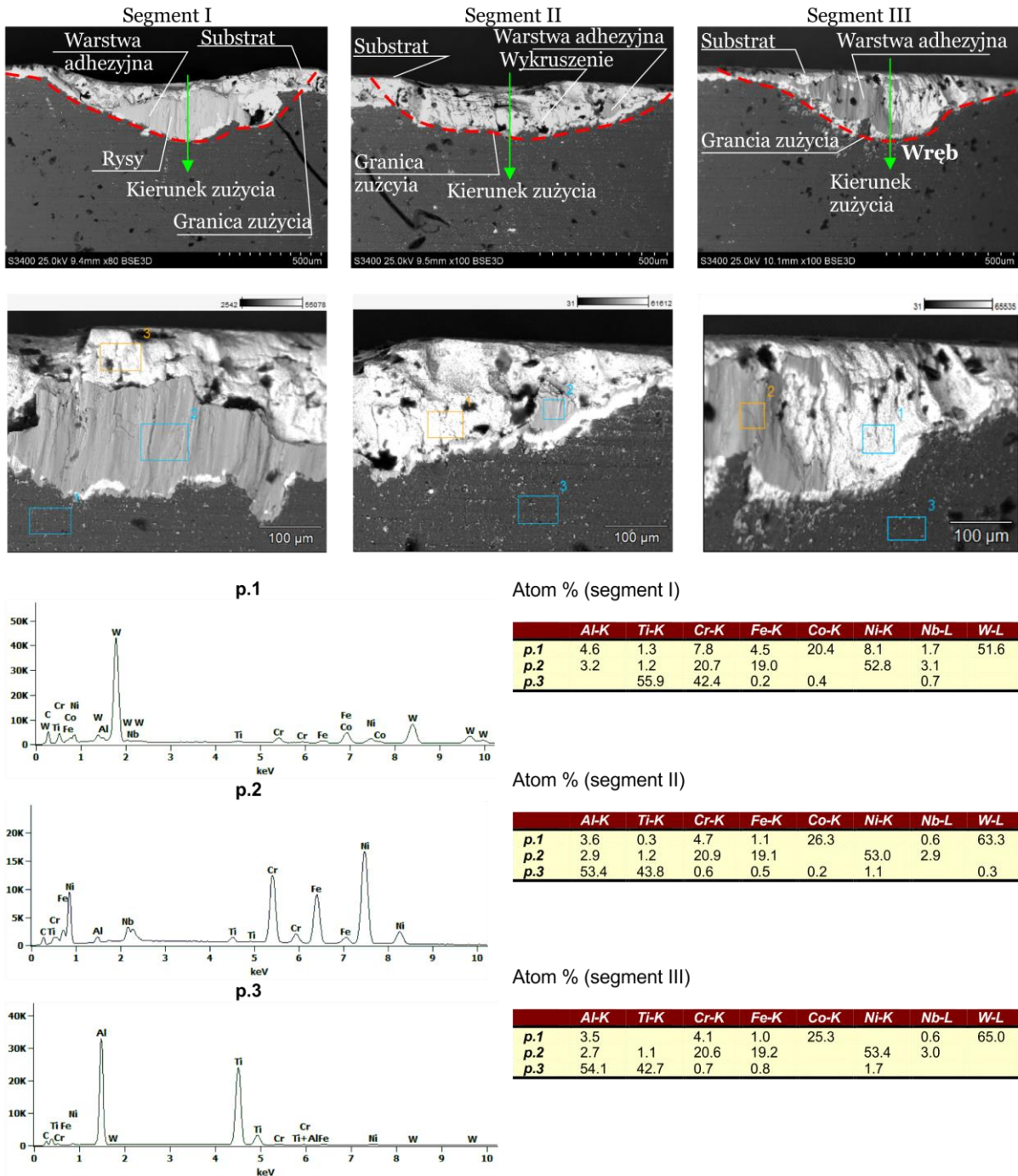


Rys. 60. Morfologia zużycia i rozkład pierwiastków w początkowej fazie zużycia ostrza na powierzchni przyłożenia [na podstawie A3]

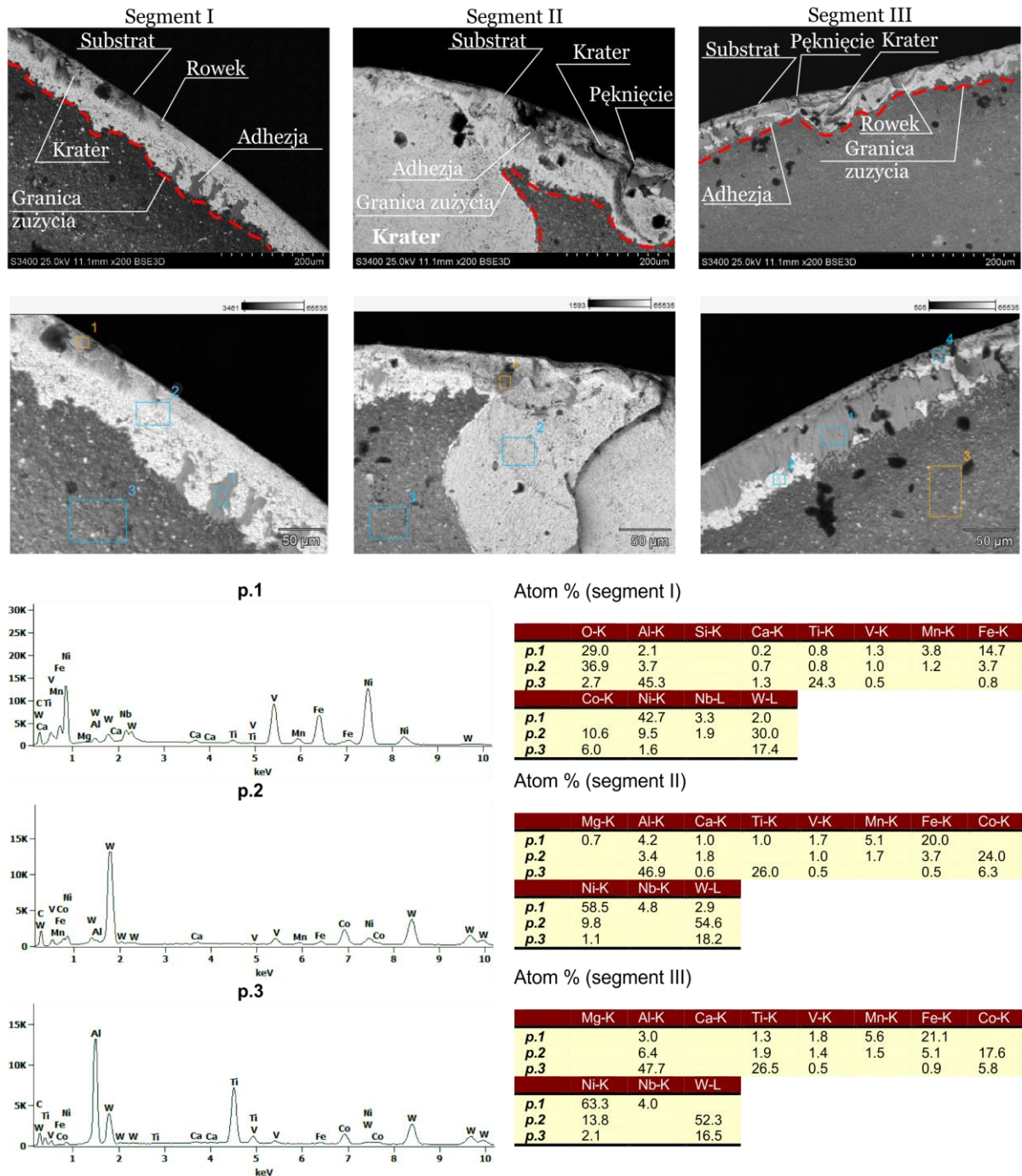
Na podstawie obserwacji SEM/EDS stwierdzono lokalne uszkodzenia powłoki ochronnej w bezpośrednim sąsiedztwie krawędzi skrawającej oraz odsłonięcie materiału podłoża. Detekcja pierwiastków Ni, Cr i Fe wskazuje na mechaniczne przywieranie materiału obrabianego (Inconel 718) do powierzchni narzędzia w strefie styku. Zjawisko to można wiązać z formowaniem się efektu built-up edge (BUE), typowego dla procesu skrawania materiałów trudnoobrabialnych. W tej fazie eksploatacji powłoka nie została jeszcze całkowicie usunięta, a cienka warstwa przywartego materiału obrabianego może tymczasowo pełnić funkcję

ochronną, ograniczając bezpośredni kontakt podłoża ostrza z obrabianym materiałem. Poza strefą zużycia skład chemiczny powłoki pozostaje niezmienny, co wskazuje na brak reakcji utleniania. Obserwowane zjawiska mogą być dodatkowo potęgowane przez lokalne przegrzania i intensywny przepływ ciepła w strefie styku ostrze – przedmiot obrabiany.

Na granicy zużycia zawartość pierwiastków W i Al wskazuje na całkowite starcie powłoki ochronnej i odsłonięcie materiału bazowego ostrza (rys. 61 oraz 62). Na jego powierzchni zaobserwowano liczne obszary przywierania materiału obrabianego. W strefie przy granicy zużycia widoczne są ślady intensywnych zjawisk pochodzących od tarcia, ukierunkowane zgodnie z wektorem prędkości skrawania biorąc po uwagę kąt obrotu narzędzia.



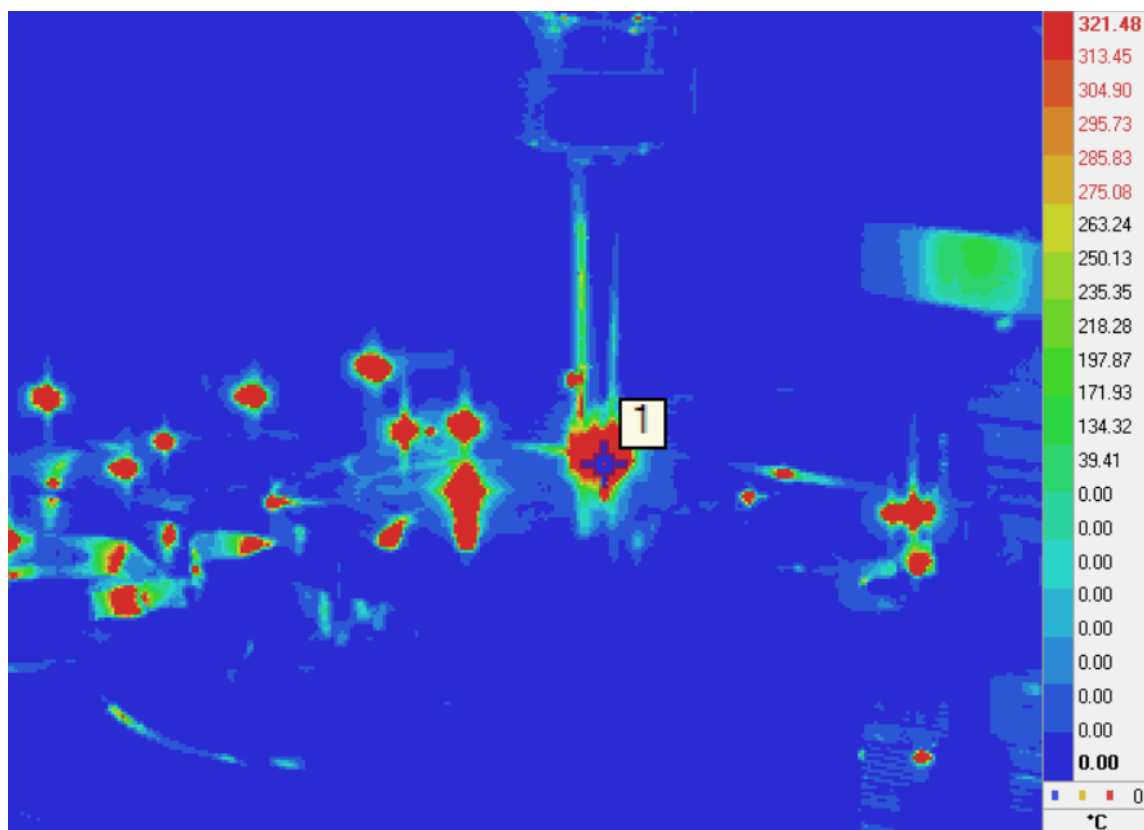
Rys. 61. Morfologia zużycia i rozkład pierwiastków w końcowej fazie zużycia ostrza na powierzchni przyłożenia [na podstawie A3]



Rys. 62. Morfologia zużycia i rozkład pierwiastków w końcowej fazie zużycia ostrza na powierzchni natarcia [na podstawie A3]

Obserwacje SEM wskazują na zmiany kontrastu w warstwie powłoki, co może wynikać z procesów utleniania (wymaga to jednak dalszych badań). Odsłonięte podłoże z węglika spiekane wykazuje oznaki postępującej degradacji, obejmującej mikropęknięcia i mikrowykruszenia na krawędzi skrawającej. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania zaobserwowano nasilenie się zużycia wrębowego. Na podstawie analiz SEM stwierdzono, że jego intensywność zależy od maksymalnej grubości warstwy skrawanej oraz warunków obróbki w strefie CWE. Główne mechanizmy zużycia to ścieranie, adhezja oraz mechaniczne usunięcie powłoki ochronnej.

Na podstawie przeprowadzonych obserwacji stwierdzono, że na zużycie ostrza w procesie wieloosiowego frezowania nadstopu Inconel 718 istotny wpływ ma również temperatura skrawania. Jej wzrost wynika głównie z intensywnego tarcia pomiędzy ostrzem a materiałem obrabianym, szczególnie w strefie styku powierzchni natarcia z wiórem. Jednakże charakterystyczny dla frezowania wieloosiowego krótki czas kontaktu pojedynczego ostrza z materiałem sprzyja efektywnemu rozpraszaniu ciepła. Zarejestrowana kamerą termowizyjną temperatura w strefie skrawania nie przekraczała 500°C (rys. 63). Na tej podstawie stwierdzono, że w analizowanych warunkach nie zachodzi zjawisko dyfuzji pierwiastków.



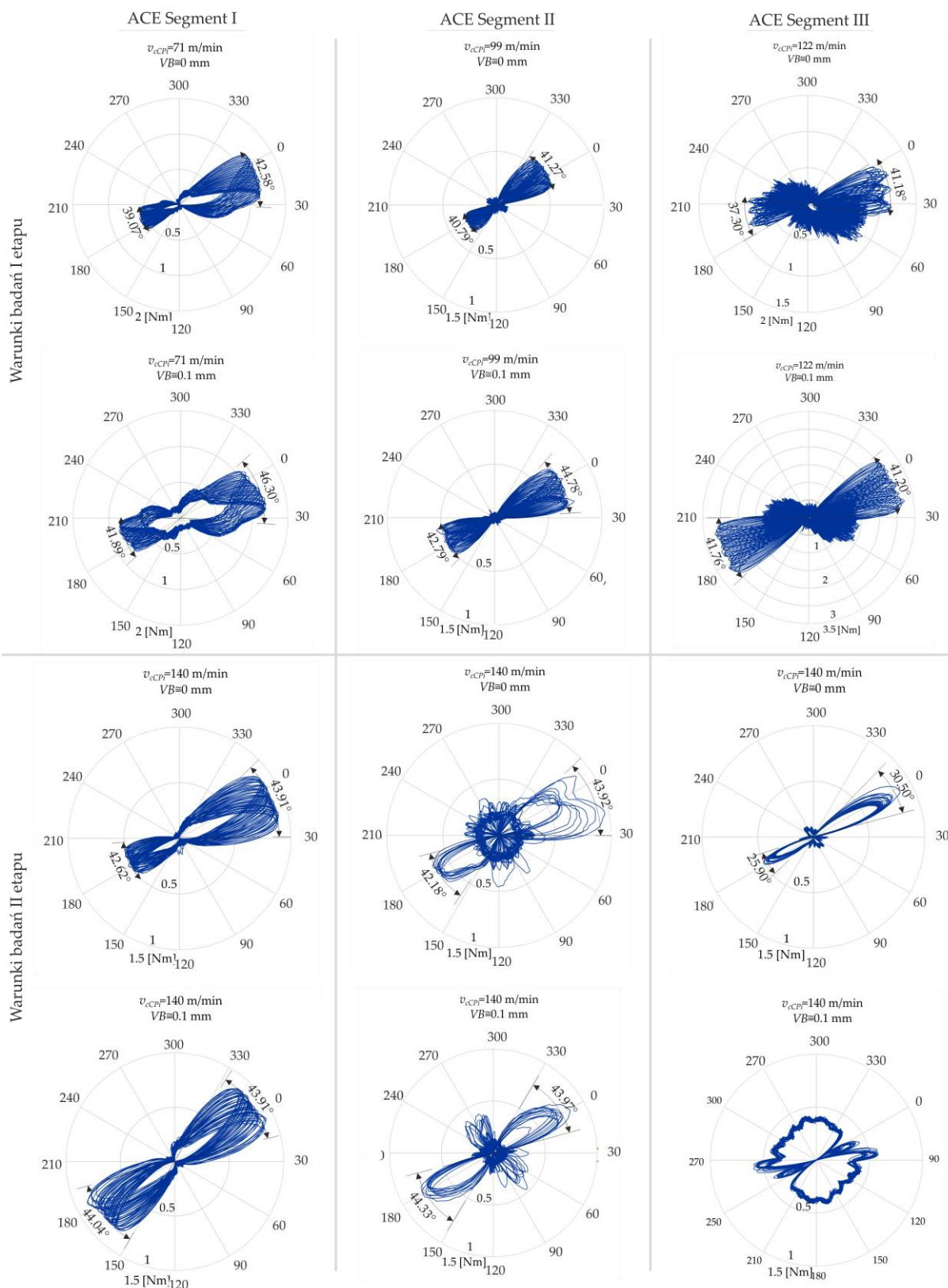
Rys. 63. Temperatura w strefie skrawania: kąt nachylenia  $\delta=1.10946^\circ$ , prędkość skrawania w punkcie styku  $CP_i$   $v_c=140$  m/min [54]

Za wiodący wskaźnik fizyczny oceny stanu zużycia ostrza podczas wieloosiowego frezowania nadstopu na osnowie Ni Inconel718 z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT przyjąłem moment skrawania określony zależnością (67).

$$M_z = R_{eff} \sqrt{F_{cN}^2 + F_c^2} \quad (67)$$

gdzie:  $F_{cN}$  i  $F_c$  to chwilowe wartości odpowiednio składowych normalnej (posuwowej) i skrawania (stycznej) wypadkowej siły skrawania, a  $R_{eff}$  to efektywny promień frezu torusowego, odniesiony do punktu styku  $CP_i$ .

W wyniku przeprowadzonych prób skrawania na stanowisku badawczym (rys. 5) zarejestrowano moment skrawania  $M_z$  zmieniający się wraz z kątem obrotu  $\Omega$  frezu torusowego dla każdego z 12-tu przypadków (co wynika z przyjętych warunków badań (tabela 6 oraz 7) oraz wyznaczonych czynnych segmentów krawędzi skrawającej) w pierwszych przejściach ostrzy gdy  $VB \cong 0$  mm oraz gdy  $VB \cong 0.1$  mm (rys. 64).



Rys. 64. Wykresy biegunowe momentu skrawania  $M_z$  zmieniającego się wraz z kątem obrotu  $\Omega$  frezu [na podstawie A4]

Każdy „płatek” na wykresie biegunowym reprezentuje przebieg momentu skrawania każdego z ostrzy. Niespójność momentu skrawania wynika z bicia ostrzy frezu, tzn. ostrze nr 1

przyjmuje większą objętość warstwy skrawanej aniżeli ostrze nr 2. Należy zauważyć, że w fazie pierwszej zużycia to docieranie ostrza, które w pewien sposób redukuje wpływ bicia ostrzy na proces skrawania. Kierując się tym stwierdzono, że w przypadku gdy prędkość skrawania jest stała i obliczana dla punktu styku, po fazie pierwszej zużycia nie były widoczne żadne różnice w wartościach momentu skrawania na poszczególnych ostrzach. Świadczy to o ustabilizowaniu warunków skrawania. Ponadto, wskazuje to potrzebę docierania narzędzia przed procesem obróbki wykończeniowej powierzchni części z materiałów na osnowie Ni lub kompensację powstających różnic w trakcie procesu obróbki. Zaobserwowane przesunięcie w przebiegu momentu skrawania między różnymi okresami obrotu. Wskazuje na cykliczne zmiany momentu obrotowego, tj. w cyklu n-1 przebieg momentu skrawania zostaje wyprzedzony przebiegiem w cyklu obrotowym narzędzia n-2 itd.. Wraz z upływem czasu każdy „płatek” staje się szerszy. Dzieje się tak z dwóch zasadniczych powodów. Po pierwsze karta akwizycji danych składowych wypadkowej siły skrawania ma pewien błąd przetwarzania cyfrowo-analogowego, który powoduje, że kąt obrotu zarejestrowany przez komputer jest stale opóźniony w stosunku do rzeczywistego kąta obrotu. Po drugie zużycie ostrza powoduje zmniejszenie rzeczywistej średnicy styku. Ponieważ karta akwizycji danych w przyjętych warunkach badań jest taka sama, porównanie kąta przesunięcia fali momentu skrawania, zdefiniowanego jako kąt każdego „płatek” między jego zarysami granicznymi na wykresach biegunowych, pozwoliło podjąć próbę jakościowej analizy zużycia ostrza. Na podstawie otrzymanych przebiegów stwierdzono, że kąty przesunięć fali dla każdego przypadku, odzwierciedlają zużycie ostrza z wysokim stopniem korelacji. Wskazuje to, że moment skrawania jest czułym parametrem w aspekcie monitorowania i oceny stanu zużycia ostrza, zwłaszcza w frezowaniu wieloosiowym.

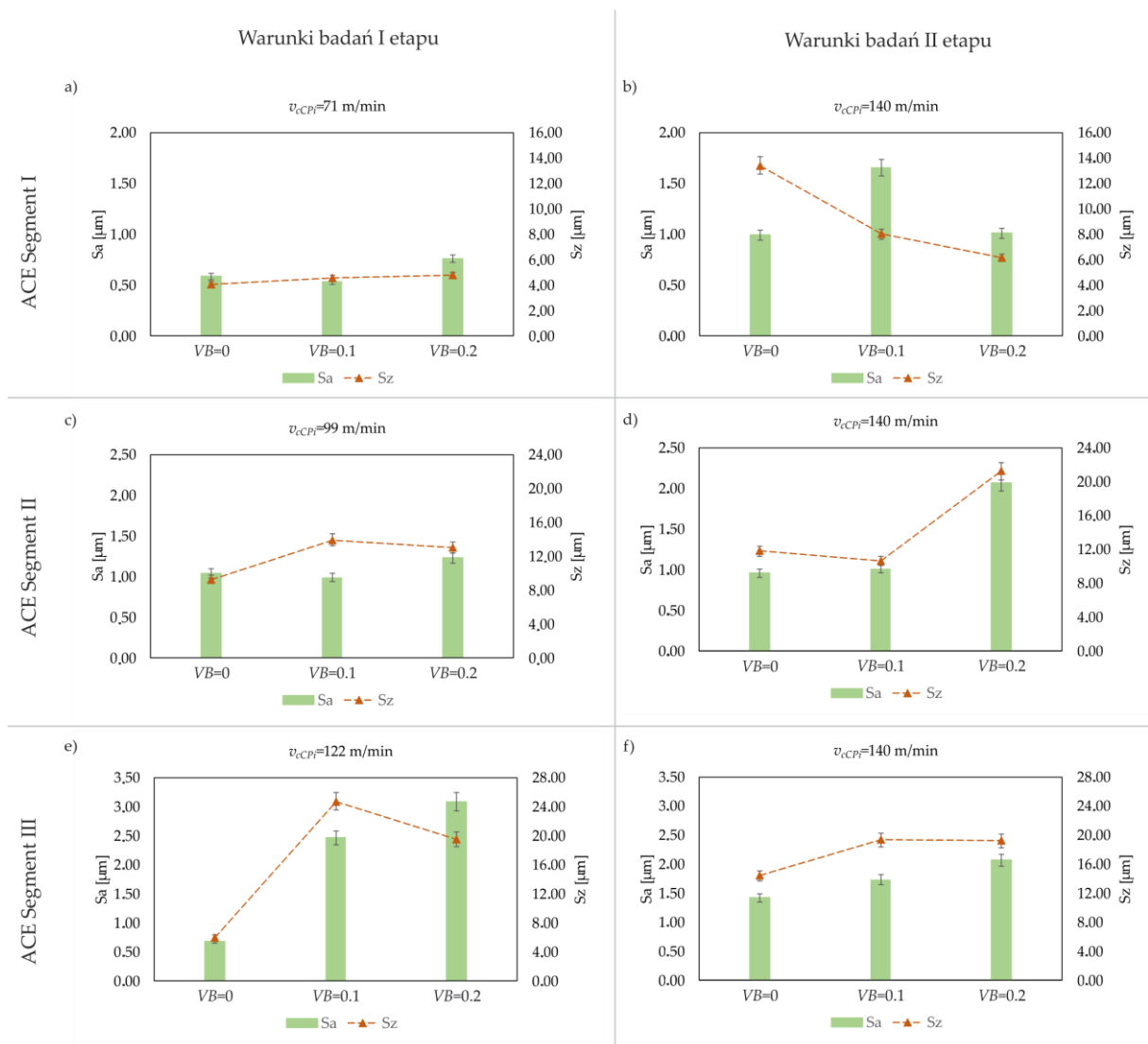
Dodatkowo, ze względu na zużycie ostrza, amplituda momentu skrawania z każdym następującym po sobie okresem styku ostrze – przedmiot obrabiany, zmienia się dość znacznie we wszystkich przypadkach przyjętych warunków badań etapu pierwszego (tabela 6) dla  $VB \cong 0$  mm, podczas gdy jest względnie stabilna we wszystkich przypadkach warunków badań etapu drugiego (tabela 7) dla  $VB \cong 0.1$  mm. Wyjątek stanowią amplitudy dla segmentów II oraz III, gdzie wyraźnie można zaobserwować stopniowo postępujące zużycie ostrza zapisane w każdym przebiegu pojedynczego cyklu. Stanowi to potwierdzenie oraz równocześnie kolejne uzasadnienie konieczności określania parametrów skrawania relatywnie do punktu styku  $CP_i$ , co znalazło odzwierciedlenie w opracowanych modelach trwałości i przebiegu zużycia ostrza.

**Podsumowując, eksperymentalne wykazanie związków pomiędzy zmiennym nachyleniem osi frezu, zmienną odległością wierszowania i sposobem określania prędkości skrawania, a zmianami warunków skrawania opierając się na momencie skrawania, opisanych w pracy [A4], stanowi mój wkład w rozwój dyscypliny *inżynieria mechaniczna*. Wykazałem bowiem, że obróbka z podwyższonymi i dużymi prędkościami skrawania oraz stała wartość prędkości skrawania obliczona dla punktu styku, przyczynia się do poprawy warunków skrawania już w pierwszej fazie zużycia. Należy zauważyć, że moment skrawania jest czułym parametrem umożliwiającym precyzyjne nadzorowanie zużycia ostrza, mogącym mieć szczególne zastosowanie zwłaszcza w procesie frezowania wieloosiowego. W dotychczasowych pracach (np. [8,30]) dotyczących nadzorowania zużycia ostrza brano pod uwagę jedynie składowe siły skrawania.**

Przedstawione zagadnienia analizy mechanizmów oraz wskaźników fizycznych zużycia ostrza podczas wieloosiowego frezowania nadstopu na bazie Ni z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT opisałem szerzej w pracach **A3**, **A4** oraz **A7**.

#### IV.3.14. Analiza wskaźników technologicznych zużycia ostrza, tj. stanu technologicznej warstwy wierzchniej podczas frezowania wieloosiowego nadstopu na osnowie Ni techniką przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT

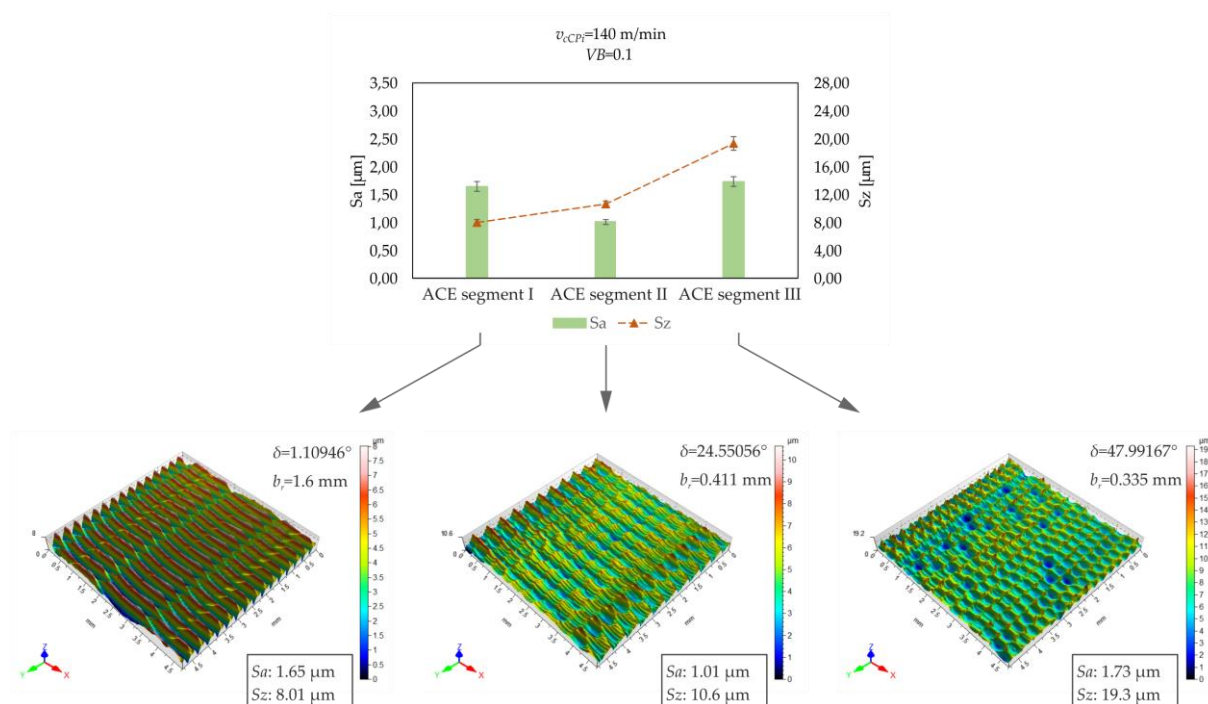
Elementem łączącym wzajemne relacje między czynnikami występującymi w poszczególnych fazach wytwarzania i istnienia wyrobu jest technologiczna warstwa wierzchnia. Cechy technologicznej warstwy wierzchniej są funkcją warunków i parametrów procesu technologicznego ustalonych w fazie projektowania, a zrealizowanych w fazie wytwarzania. Ponadto, te cechy determinują także własności użytkowe wyrobu, jakimi charakteryzuje się on w fazie eksploatacji. Aby móc sterować cechami użytkowymi, niezbędne jest zatem przeprowadzenie kompleksowej analizy relacji między parametrami i warunkami wieloosiowego frezowania czółowego nadstopu na osnowie Ni zaproponowaną i opracowaną techniką ACESCT a cechami eksploatacyjnymi, ukształtowanej w wyniku obróbki, technologicznej warstwy wierzchniej.



Rys. 65. Parametry topografii powierzchni uzyskane w wyniku obróbki wg przyjętych warunków badań [na podstawie A4]

W pierwszej kolejności dokonałem analizy w zakresie kształtowania topografii powierzchni. Topografia powierzchni oraz parametry chropowatości stanowią istotne wskaźniki oceny skrawalności badanego materiału zaproponowaną i opracowaną techniką *ACESCT*. Na podstawie otrzymanych wyników badań stwierdzono, że ze względu na zużycie ostrza frezu torusowego istotnie zmienia się chropowatość powierzchni obrabianej. Co więcej każdy z wykresów (rys. 65), reprezentujący osobliwy przypadek wynikający z przyjętych warunków badań (tabela 6 oraz 7), obrazuje zupełnie odmienny charakter tych zmian, choć dostrzeżono pewne podobieństwa między nimi.

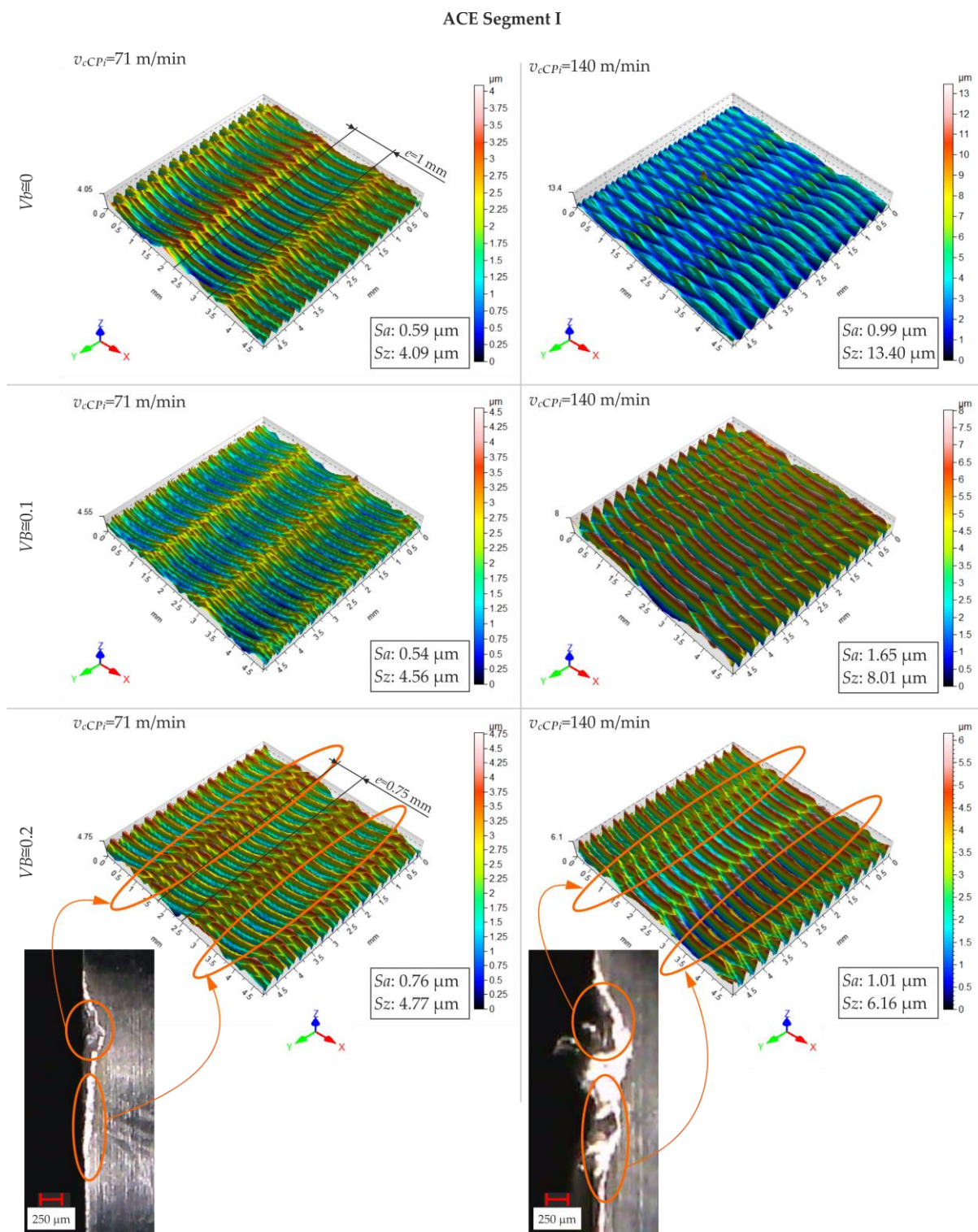
Parametry chropowatości  $S_a$  i  $S_z$  (rys. 65a) wynoszą: dla  $VB=0$  mm odpowiednio  $0.59 \mu\text{m}$  i  $4.09 \mu\text{m}$ ; dla  $VB=0.1$  mm odpowiednio  $0.54 \mu\text{m}$  i  $4.56 \mu\text{m}$ ; zaś dla  $VB=0.2$  mm odpowiednio  $0.76 \mu\text{m}$  i  $4.77 \mu\text{m}$ . W tym przypadku, mimo postępującego zużycia ostrza, parametry topografii powierzchni początkowo maleją (do  $VB=0.1$  mm) po czym zaczynają wzrastać. Podobny przebieg uzyskano dla przypadku c) oraz d). Z kolei, parametry  $S_a$  i  $S_z$  (rys. 65b) wynoszą: dla  $VB=0$  mm odpowiednio  $0.99 \mu\text{m}$  i  $13.40 \mu\text{m}$ ; dla  $VB=0.1$  mm odpowiednio  $1.65 \mu\text{m}$  i  $8.01 \mu\text{m}$ ; zaś dla  $VB=0.2$  mm odpowiednio  $1.01 \mu\text{m}$  i  $6.16 \mu\text{m}$ . W tym przypadku, mimo granicznego zużycia  $VB=0.2$  mm, parametry topografii powierzchni obrabianej nie są największe. Otrzymane wyniki wskazują, że parametry wieloosiowego frezowania (tj. kąt pochylenia  $\delta$ , odległość wierszowania  $b_r$ , prędkość skrawania  $v_c$ ) oraz właściwości materiałowe ostrza skrawającego i przedmiotu obrabianego mają istotny wpływ na rozmiar i liczbę dolin oraz grzbietów powierzchni obrabianej. Potwierdzeniem tego jest zestawienie parametrów chropowatości  $S_a$ ,  $S_z$  oraz widoków izometrycznych powierzchni po frezowaniu wieloosiowym w przyjętych warunkach drugiego etapu badań (tabela 7 oraz rys. 66).



Rys. 66. Zestawienie parametrów topografii powierzchni  $S_a$ ,  $S_z$  oraz widoków izometrycznych powierzchni po frezowaniu wieloosiowym w przyjętych warunkach drugiego etapu badań [na podstawie A4]

Uwzględniono zmianę geometrii ostrza wskutek jego zużycia na etapie docierania oraz powstawanie wypływek czy zalepień wiórów na powierzchni obrabianej. Na tej podstawie stwierdzono, że wpływ zużycia ostrza frezu torusowego na chropowatość powierzchni obrabianej nie jest prostą zależnością liniową. Natomiast, zależność między parametrami wieloosiowego frezowania, zużyciem ostrza, a chropowatością powierzchni obrabianej jest

funkcją nieliniową i niemonotoniczną. Na podstawie powyższego także stwierdzono, że przebiegi zmienności rozkładu parametrów chropowatości (rys. 65 – szczególnie a) oraz b)) reprezentują dwa skrajnie odmienne przypadki rozkładu parametrów chropowatości, uwzględniając przyjęte w pracy stadia kryterialne zużycia ostrza.



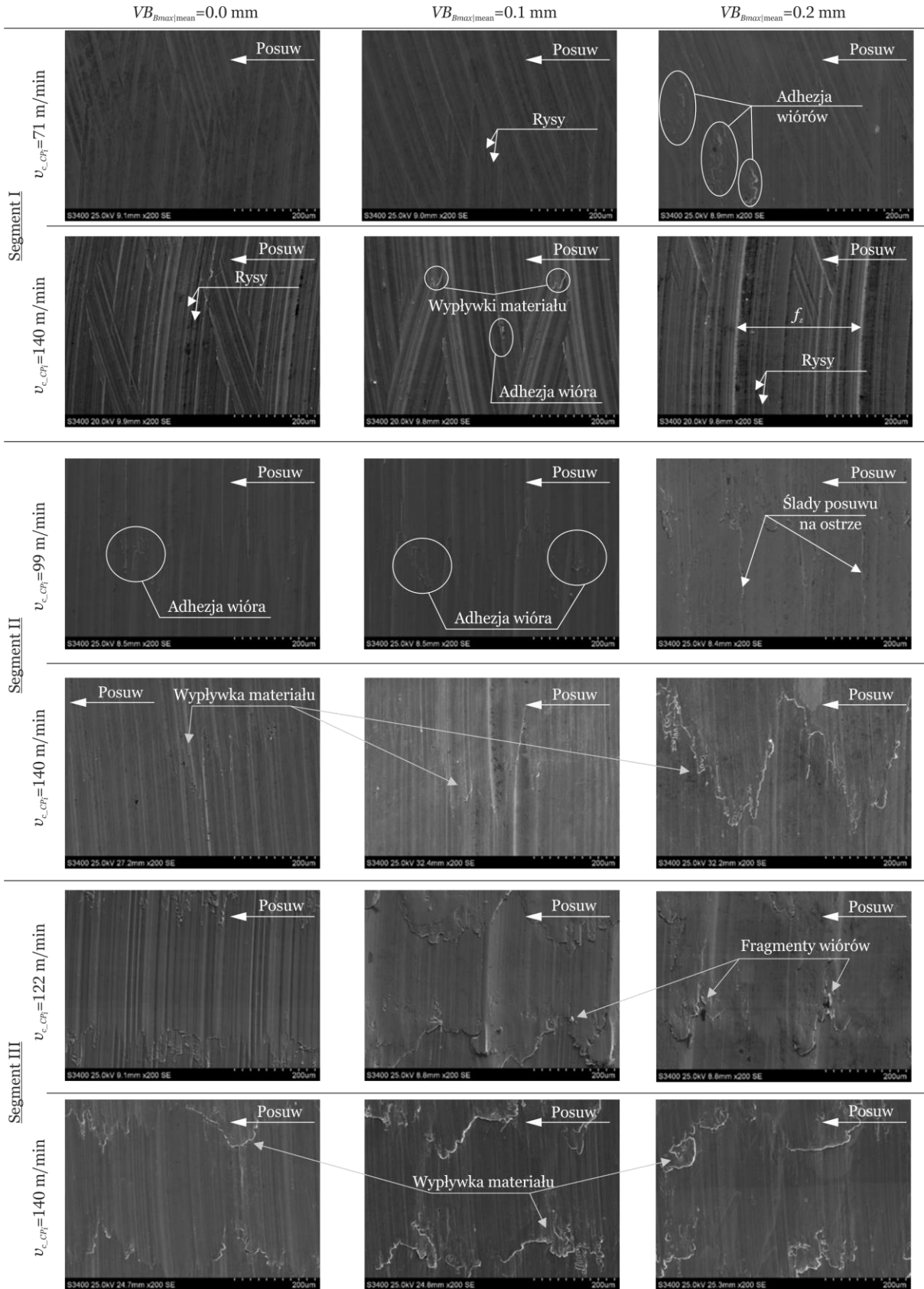
Rys. 67. Zestawienie topografii powierzchni obrobionych z uwzględnieniem przyjętych w pracy kryterialnych stadiów zużycia ostrza [na podstawie A4]

W związku z powyższym, w celu porównania zestawiono widoki izometryczne topografii powierzchni obrobionych, otrzymanych po procesie wieloosiowego frezowania danym czynnym segmentem krawędzi skrawającej frezu torusowego dla przyjętych warunków badań odpowiednio pierwszego etapu (tabela 6) oraz drugiego etapu (tabela 7) badań, uwzględniając przyjęte stadia zużycia ostrza (rys. 67). Na podstawie zestawienia zauważono, że wraz ze zmianą warunków w CWE oraz wraz z postępującym zużyciem ostrza, zmienia się również topografia powierzchni obrobionych. Dokonując analizy topografii otrzymanych dla pierwszego etapu badań (obrazy po lewej stronie) widać, że gdy wskaźnik zużycia  $VB \cong 0$  mm to parametr  $Sz=4.09 \mu\text{m}$ , gdy wskaźnik zużycia  $VB \cong 0.1$  mm to parametr  $Sz=4.56 \mu\text{m}$ , a gdy wskaźnik zużycia  $VB \cong 0.2$  mm to parametr  $Sz=4.77 \mu\text{m}$ . Zatem, dla tego przypadku wraz ze wzrostem stopnia zużycia narzędzia, wysokość szczytów topografii także stopniowo wzrasta. Na tej podstawie można wnioskować, że wraz ze wzrostem stopnia zużycia ostrza profil dolin topografii stopniowo, lecz w małym zakresie, wzrasta z uwagi na starcie powierzchni przyłożenia ostrza w otoczeniu punktu styku  $CP_i$ . Odnotowano przy tym jednoczesny minimalny wzrost szczytów topografii wraz z ich poszerzeniem wskutek starcia na powierzchni przyłożenia i wynikającego stąd zwężenia szerokości topograficznego pasa obrobionego  $e$  (dla  $VB \cong 0$  mm parametr  $e=1$  mm, zaś dla  $VB \cong 0.2$  mm parametr  $e=0.75$  mm). Potwierdzeniem tego są obrazy topografii oraz mikrofotografia powierzchni przyłożenia ostrza dla  $VB \cong 0.2$  mm. Z kolei parametr  $Sa$  wraz ze wzrostem stopnia zużycia ostrza najpierw maleje, a następnie wzrasta.

Natomiast dokonując analizy topografii otrzymanych dla drugiego etapu badań (obrazy po prawej stronie) widać, że gdy wskaźnik zużycia  $VB \cong 0$  mm to parametr  $Sz=13.40 \mu\text{m}$ , gdy wskaźnik zużycia  $VB \cong 0.1$  mm to parametr  $Sz=8.01 \mu\text{m}$ , a gdy wskaźnik zużycia  $VB \cong 0.2$  mm to parametr  $Sz=6.16 \mu\text{m}$ . Zatem, dla tego przypadku wraz ze wzrostem stopnia zużycia ostrza, wysokość szczytów topografii stopniowo maleje. Na tej podstawie stwierdzono, że wraz ze wzrostem stopnia zużycia ostrza profil dolin topografii stopniowo wzrasta z uwagi na stracie powierzchni przyłożenia ostrza i pojawiające się zużycie wrębowe w obrębie punktu styku  $CP_i$ . Wzrost szczytów topografii wraz z ich poszerzeniem jest w tym przypadku pomijalny. Potwierdzeniem tego są obrazy topografii oraz mikrofotografia powierzchni przyłożenia ostrza dla  $VB \cong 0.2$  mm. Z kolei parametr  $Sa$  wraz ze wzrostem stopnia zużycia najpierw wzrasta, po czym następnie maleje.

Dotychczas uważano, że zużycie ostrza zawsze wywiera negatywny wpływ na chropowatość powierzchni obrobionej. Jednak, gdy stan zużycia ostrza jest kontrolowany (np. z wykorzystaniem modeli przebiegu zużycia – rys. 56 oraz 57), może to korzystnie wpłynąć na poprawę integralności powierzchni przedmiotu obrabianego i własności użytkowe wyrobu, zwłaszcza w przypadku gdy stosuje się technikę przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej *ACESCT*.

W drugiej kolejności przeprowadzono analizę morfologii powierzchni obrobionych wg przyjętych warunków i etapów badań (rys. 68). Obserwując uzyskane obrazy SEM obrobionych powierzchni zwrócono uwagę na rysy w kształcie łuku ułożone zgodnie z wektorem prędkości skrawania w zależności od kąta obrotu frezu torusowego. Rysy na obrobionej powierzchni są wynikiem mikrowykruszeń i przylegania wiórów do krawędzi skrawającej. Zauważono, że najłagodniejszy charakter powstałych zarysowań wystąpił w obróbce wieloosiowej z wykorzystaniem drugiego aktywnego segmentu krawędzi skrawającej. Wskazuje to przede wszystkim na niższą propagację mikrowykruszeń, a tym samym zużycia ostrza, a jednocześnie potwierdza to uzyskany najdłuższy okres trwałości frezu torusowego w obróbce drugim czynnym segmentem krawędzi skrawającej. Niezależnie od warunków obróbki obserwuje się wyraźnie widoczne ślady posuwu na ostrze  $f_z$ . Nie zaobserwowano wyraźnych śladów generowanych przez drgania narzędzia.



Rys. 68. Obrazy SEM obrobionych powierzchni [na podstawie A1]

Ponadto zaobserwowano przywierane wióry. Wynika to z faktu, że tarcie na styku narzędzie–wiór pogarsza się lokalnie w wyniku umocnienia nadstopu Inconel 718, a wióry łatwo przylegają do obrabianej powierzchni podczas przerywanej pracy każdego z ostrzy

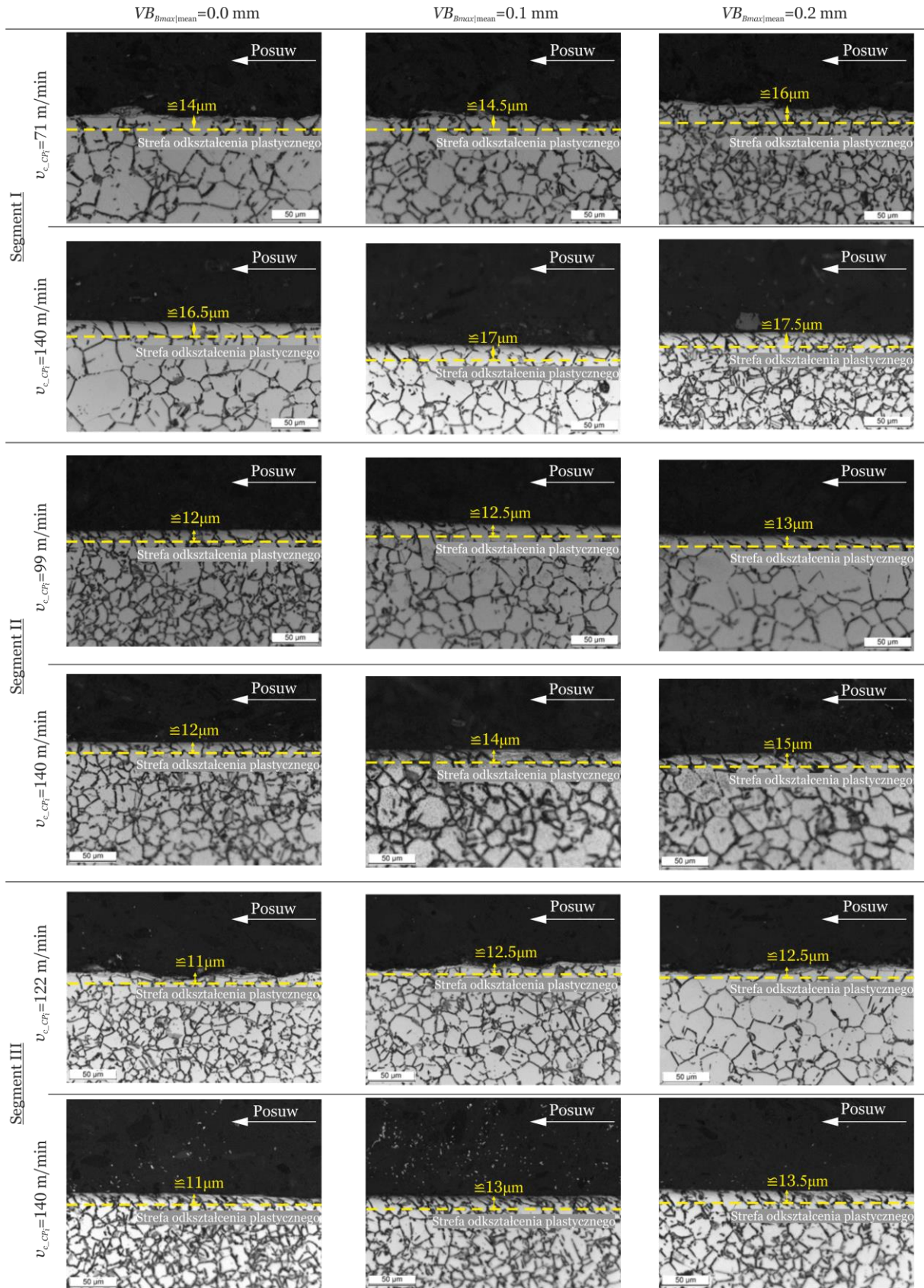
skrawających. Jednocześnie zauważono, że w strefie granic sąsiednich śladów obróbki pojawiły się adhezyjne wypływkki materiału obrabianego. Wynika to z faktu, że grubość warstwy skrawanej jest w tych miejscach mniejsza niż minimalna grubość warstwy skrawanej  $h_{min}$ . W większości przypadków odkształcenia plastyczno-sprężyste i początkowe zgniatanie materiału występuje przed rozpoczęciem fizycznego skrawania. Zjawisko to nasila się wraz ze wzrostem kąta pochylenia  $\delta$  osi frezu torusowego, co jest dodatnio skorelowane z wynikami badań rozkładu grubości warstwy skrawanej [A2].

W trzeciej kolejności przeprowadzono analizę morfologii składników fazowych mikrostruktury warstwy wierzchniej (rys. 69). Na podstawie analizy mikrostruktur wykazano, że odkształcenie plastyczno-sprężyste występujące na granicy i poniżej warstwy przypowierzchniowej jest bardziej widoczne podczas frezowania przy wyższych prędkościach skrawania i przy wyższych wartościach współczynników siły krawędziowej  $K_{te}$  i  $K_{re}$ . Spowodowało to deformację ziarn w mikrostrukturze przedmiotu obrabianego. Podczas frezowania wieloosiowego techniką ACESCT mikrostruktura zmienia się w wyniku interakcji między umocnieniem odkształceniowym, a procesami zachodzącymi pod wpływem wzrostu temperatury, tj. zdrowienie czy rekrytalizacja. Zaobserwowano, że wraz ze wzrostem kąta nachylenia  $\delta$  osi frezu torusowego (tj. zmiana segmentu I na II i segmentu II na III) następuje zwiększenie głębokości strefy odkształcenia plastycznego obrabianej powierzchni. Ponadto zaobserwowano, że wraz ze wzrostem stopnia zużycia ostrza, grubość warstwy odkształconej plastycznie wzrasta niezależnie od warunków obróbki.

W aspekcie wykańczającego wieloosiowego frezowania czołowego: (1) chropowatość powierzchni powinna być mniejsza niż  $1,6 \mu\text{m}$ ; (2) preferowane powinny być naprężenia resztkowe ściskające; oraz (3) niepożądane jest silne odkształcenie plastyczne i/lub biała warstwa. Powyższe wymagania dotyczące morfologii powierzchni, naprężeń resztkowych i zmian mikrostrukturalnych zostały uwzględnione w kolejnych etapach badań w celu określenia, w jakim stopniu i w jakim zakresie możliwości frezowania wieloosiowego frezem torusowym powinny być wykorzystywane w technice ACESCT. Dlatego też, w celu uwzględnienia zużycia ostrza na charakterystykę integralności powierzchni, konieczne było wybranie odpowiedniego stanu zużycia oraz czynnego segmentu krawędzi skrawającej w oparciu o wymagania dotyczące charakterystyki integralności powierzchni. Zasadniczo oparto kolejne analizy na naprężeniach resztkowych w technologicznej warstwie wierzchniej. Założono, że mogą się one znacząco różnić w zależności od kąta nachylenia  $\delta$  i zużycia ostrza wg wyznaczonych przebiegów modelowych (rys. 56 oraz 57).

W czwartej kolejności przeprowadzono analizę stanu naprężeń resztkowych w warstwie wierzchniej. Stan naprężeń resztkowych w technologicznej warstwie wierzchniej jest wynikiem nakładania się naprężeń mechanicznych i termicznych. Jak już zaznaczyłem przy opracowywaniu modelu stanowiącego kryterium stępienia dla dowolnego punktu styku torusa frezu z powierzchnią obrabianą, oddziaływaniu ostrza skrawającego towarzyszy wytworzenie pól naprężeń oraz wytworzenie ciepła. Pomiary naprężeń resztkowych w warstwie wierzchniej po frezowaniu wieloosiowych nadstopu Inconel 718 techniką ACESCT wykonano na głębokości ok.  $5 \mu\text{m}$  w kierunku posuwu (kierunek osi X) i w kierunku prostopadłym do posuwu (kierunek osi Y).

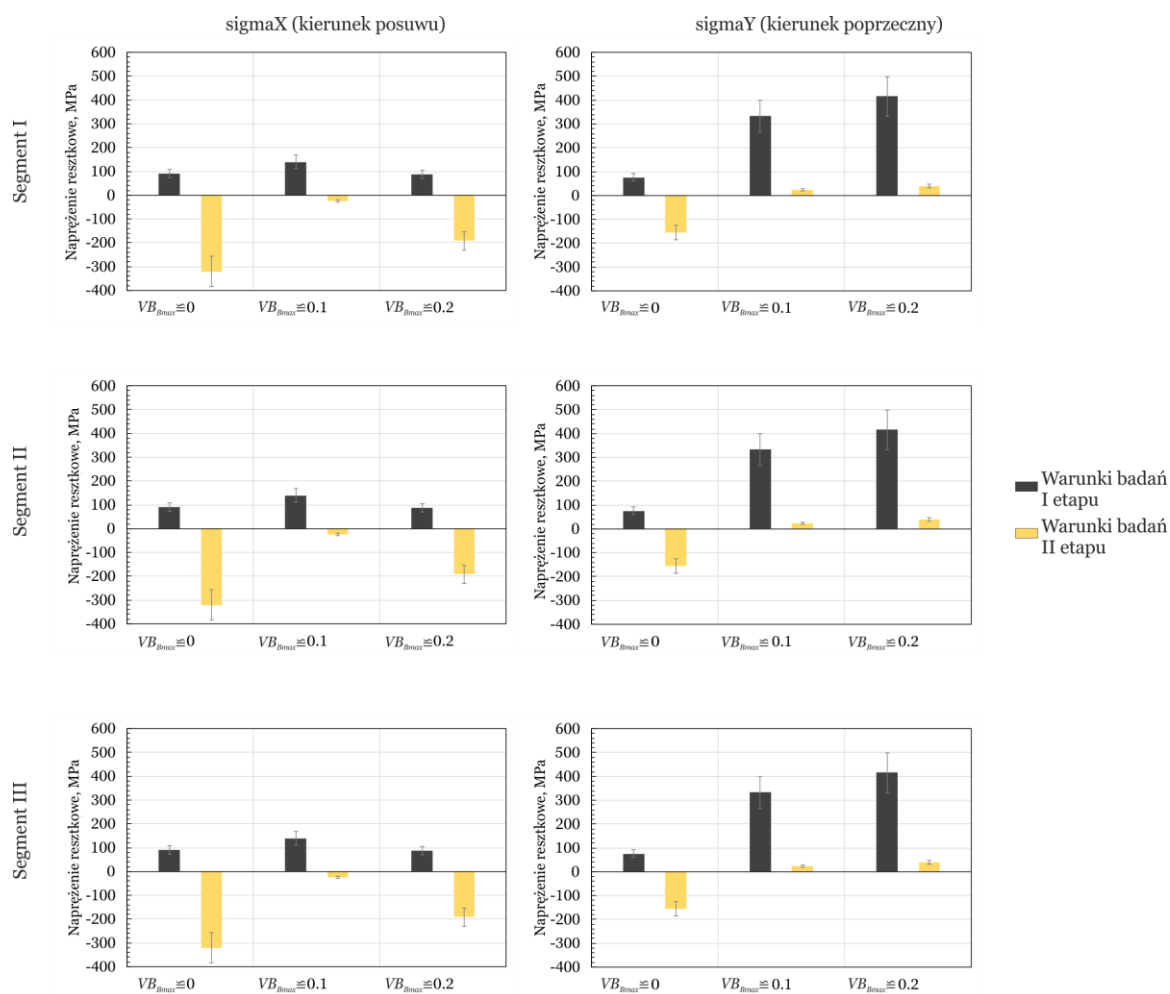
Wszystkie przypadki (rys. 70), które zdefiniowano i poddano testom obróbki zgodnie z przyjętymi warunkami badań (tabela 6 oraz 7), przypisano do jednego z czterech klastrów (tabela 10). Klastry te określono z uwzględnieniem naprężeń resztkowych ściskających (–) i rozciągających (+), uzyskanych w kierunkach posuwu i prostopadłym do posuwu, zmierzonych w warstwie wierzchniej analizowanych powierzchni obrabianych.



Rys. 69. Mikrostruktury nadstopu Inconel 718 po frezowaniu wieloosiowym techniką ACESCT w przyjętych warunkach badań i kontrolnych stadiach zużycia ostrza [na podstawie A1]

Tabela 10. Klasyfikacja warunków badań i czynnego segmentu krawędzi skrawającej relatywnie do stanu zużycia ostrza i rozkładu naprężeń reszkowych [na podstawie A1]

Zużycie ostrza	X+Y+	X-Y+	X+Y-	X-Y-
$VB_{Bmax} \leq 0.0$	CCs I Seg. I	CCs I Seg. II		CCs II Seg. I
	CCs II Seg. II	CCs I Seg. III		
		CCs II Seg. III		
			CCs II Seg. II	CCs II Seg. III
$VB_{Bmax} \leq 0.1$	CCs I Seg. I	CCs I Seg. II	CCs II Seg. II	CCs II Seg. III
	CCs I Seg. III	CCs II Seg. I		
$VB_{Bmax} \leq 0.2$	CCs I Seg. I	CCs I Seg. II		CCs II Seg. II
	CCs II Seg. III	CCs I Seg. III		
		CCs II Seg. I		



Rys. 70. Rozkład naprężeń reszkowych w warstwie wierzchniej po frezowaniu wieloosiowym techniką ACESCT w przyjętych warunkach badań [na podstawie A1]

Naprężenia resztkowe rozciągające, zarówno w kierunku X jak i Y, wykryto głównie w warstwie wierzchniej po frezowaniu w warunkach skrawania, w których prędkość skrawania w punkcie styku była najniższa, a odległość między ścieżkami narzędzia była największa. W tym przypadku, resztkowe naprężenie rozciągające można wyjaśnić wysokimi gradientami temperatury w strefie skrawania z powodu dużego oddziaływania sił tarcia i odkształceń plastycznie – sprężystych w strefie CWE. Wskazuje to, że zwiększony efekt termiczny jest dominujący w tych przypadkach niezależnie od szerokości starcia na powierzchni przyłożenia, co spowodowało powstawanie resztkowego naprężenia rozciągającego. Resztkowe naprężenia rozciągające w obu kierunkach są niepożądane w takich elementach jak łopatki turbin silników lotniczych; dlatego ich klaster oznaczono kolorem czerwonym i odrzucono z dalszego rozpatrywania.

Naprężenia szczątkowe ściskające w kierunkach X i Y zostały wykryte głównie w warstwie wierzchniej po frezowaniu w warunkach skrawania, gdzie prędkość skrawania w punkcie styku była najwyższa. W tym przypadku resztkowe naprężenia ściskające można wyjaśnić wyższą częstotliwością cyklicznej pracy każdego z czynnych segmentów krawędzi skrawających w wyznaczonym pasie skrawania i tętniącą charakterystyką sił skrawania. Przyczynę tego zjawiska rozpoznano w tym, że składowa styczna siły skrawania wzrasta bardziej intensywnie w porównaniu do składowej promieniowej siły skrawania. Potwierdzeniem tego są wartości współczynników krawędziowych siły skrawania. Ponadto, przyczyną tego zjawiska jest również stan zużycia ostrza. Ze względu na zużycie ostrza i naprężenia resztkowe ściskające, klasyfikacja czynnych segmentów krawędzi skrawającej jest niemonotoniczna, co stanowi dodatkową trudność tej klasyfikacji. Preferowane są naprężenia resztkowe ściskające w obu kierunkach, dlatego ich klaster oznaczono kolorem zielonym i rozpatrywano dalej.

Wszystkie inne powierzchnie obrabiane z pozostałymi sklasyfikowanymi warunkami badań i segmentami czynnymi charakteryzują się mieszanym rozkładem naprężeń resztkowych. W tych przypadkach trudno jest jednoznacznie wskazać przyczynę i wyjaśnić otrzymany rozkład naprężeń resztkowych. Mieszane naprężenia resztkowe (rozciągające i ściskające) są opcjonalnie preferowane, dlatego ich klaster oznaczono kolorem niebieskim i także rozpatrywano dalej.

**Reasumując, moim wkładem w rozwój dyscypliny *inżynieria mechaniczna*, opisanym w pracach [A1-A4] jest:**

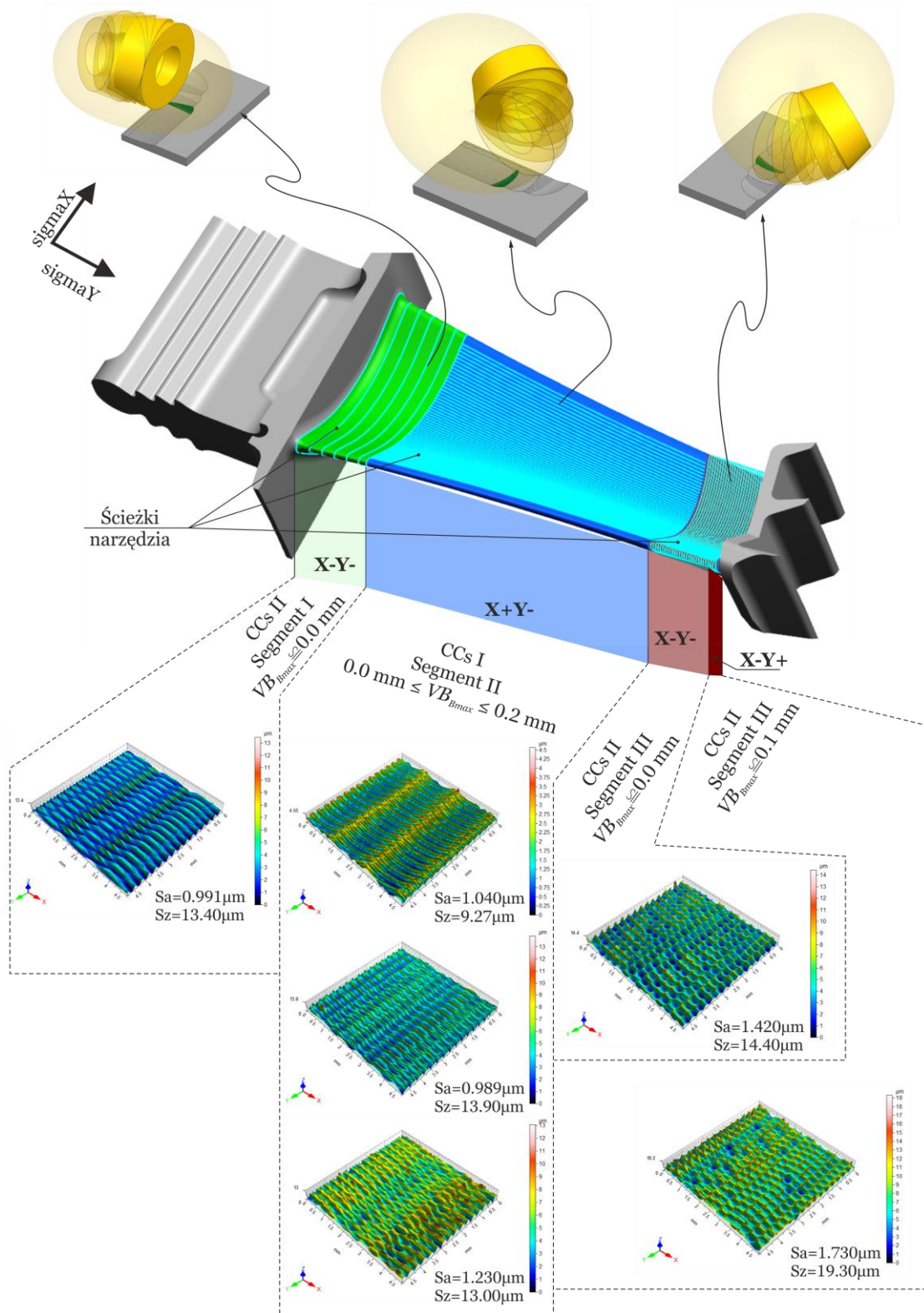
1. **kompleksowa analiza wskaźników fizycznych i technologicznych w aspekcie zużycia ostrza podczas frezowania wieloosiowego frezem torusowym nadstopu na osnowie Ni Inconel 718 z wykorzystaniem zaproponowanej i opracowanej techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT,**
2. **wykazaniu, że naprężenia resztkowe w warstwie wierzchniej zależą zarówno od nachylenia osi narzędzia jak i stanu zużycia ostrza.**

Przedstawione zagadnienia analizy wskaźników technologicznych zużycia ostrza, tj. stanu technologicznej warstwy wierzchniej podczas frezowania wieloosiowego nadstopu na osnowie Ni techniką przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT opisałem szerzej w pracach **A1, A2, A4** oraz **A6**.

#### ***IV.3.15. Nowa koncepcja wieloosiowego frezowania czołowego łopatek silnika lotniczego oparta na technice przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT***

Na podstawie wszystkich przeprowadzonych przeze mnie badań i analiz, zaproponowałem i opracowałem nową koncepcję wieloosiowego frezowania czołowego łopatek części gorącej silnika lotniczego, opartego na technice przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi

skrawającej z uwzględnieniem zużycia ostrza. Ta nowa koncepcja ma szczególnie na celu: (1) racjonalizację rozkładu naprężeń reszkowych (ściskających i rozciągających) w łopacie silnika lotniczego w celu zminimalizowania ryzyka zmęczenia materiału, a w konsekwencji inicjacji pęknięć i ich propagacji podczas eksploatacji oraz (2) zminimalizowanie liczby operacji obróbki powierzchni, w tym przede wszystkim procesu kulowania.



Rys. 62. Nowa koncepcja wieloosiowego frezowania czołowego łopatek silnika lotniczego [na podstawie A1]

Proces kulowania powierzchni wyrobu stosuje się zazwyczaj do wytworzenia w technologicznej warstwie wierzchniej korzystnego rozkładu naprężeń resztkowych ściskających. Jednak proces ten wymaga dodatkowego etapu produkcji, wydłuża czas wytwarzania i zwiększa ogólne koszty produkcji. Z drugiej strony, inny wariant procesu kulowania, tj. kulowanie laserowe pozwala na bardziej ukierunkowaną obróbkę stref krytycznych, ale wymaga dedykowanego osprzętu, parametrów procesu i również wiąże się z wysokimi kosztami. Wykazanie, że zaproponowana nowa koncepcja frezowania wieloosiowego może osiągnąć podobne lub lepsze rozkłady naprężeń resztkowych bez rozbudowanych operacji wtórnych minimalizując przy tym koszty wytwarzania, jest pewnego rodzaju odpowiedzią na zapotrzebowanie przemysłu, zwłaszcza z punktu widzenia uproszczenia łańcucha produkcyjnego i zapewnienia spójnej integralności powierzchni.

Nową koncepcję wieloosiowego frezowania czołowego oparto na podziale geometrii łopatki na strefy (rys. 62). Wyróżniono trzy strefy obróbki z podstrefą w strefie trzeciej, a podział wynikł z przyjętej racjonalizacji rozkładu naprężeń resztkowych.

Pierwsza strefa (zielona) to strefa przejściowa, w której zamek łączy się z piórem. W tym przypadku ważne jest wytworzenie rozkładu naprężeń resztkowych z preferencją ściskających w obu kierunkach (X-Y-). Jest to miejsce największych zmian w geometrii łopatki, gdzie mogą wystąpić lokalne koncentracje naprężeń. Naprężenia ściskające w tym obszarze są korzystne, ponieważ zmniejszają ryzyko inicjacji mikropęknięć.

Druga strefa łopatki (niebieska) to główna część robocza (pióro). W tej strefie dominują naprężenia rozciągające spowodowane siłami odśrodkowymi. Aby je skompensować, korzystne będzie generowanie ściskających naprężeń resztkowych (Y-) w kierunku osiowym łopatki i naprężeń rozciągających (X+) w kierunku profilu łopatki. Taki rozkład naprężeń resztkowych w strefie środkowej zwiększy odporność na naprężenia zmęczeniowe i w konsekwencji opóźni inicjację pęknięć. Co ważne, zbyt wysoki poziom naprężeń rozciągających może prowadzić do niekorzystnych procesów degradacji – pełzania i zmęczenia materiału.

Trzecia strefa (czerwona) to wierzchołek łopatki silnika lotniczego. W tej części preferowane jest wytworzenie naprężeń resztkowych ściskających (X-Y-), ale o bardzo niskiej wartości. Wierzchołek łopatki jest narażony na wibracje i możliwy kontakt z pierścieniem uszczelniającym, co może prowadzić do zużycia i uszkodzeń zmęczeniowych z powodu wysokich naprężeń ściskających. Naprężenia rozciągające są dopuszczalne, ale nie za wysokie, ponieważ mogą prowadzić do pęknięć zmęczeniowych i degradacji wierzchołka łopatki. Dlatego wyróżniono podstrefę z rozkładem naprężeń resztkowych X-Y+.

W każdej wydzielonej strefie możliwe jest spełnienie wymaganego kryterium chropowatości powierzchni – chropowatość powierzchni powinna być mniejsza niż 1,6  $\mu\text{m}$ , ale jednocześnie powinna zapewniać warunki dobrej przyczepności nanoszonej powłoki ochronnej. W związku z tym polerowanie nie jest wskazane.

**Podsumowując, mój autorski wkład w rozwój dyscypliny *inżynieria mechaniczna* polega na zaproponowaniu i opracowaniu wstępnych założeń i warunków nowej koncepcji wieloosiowego frezowania czołowego łopatek silnika lotniczego, opartego na zaproponowanych i opracowanych technikach przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej frezu torusowego.**

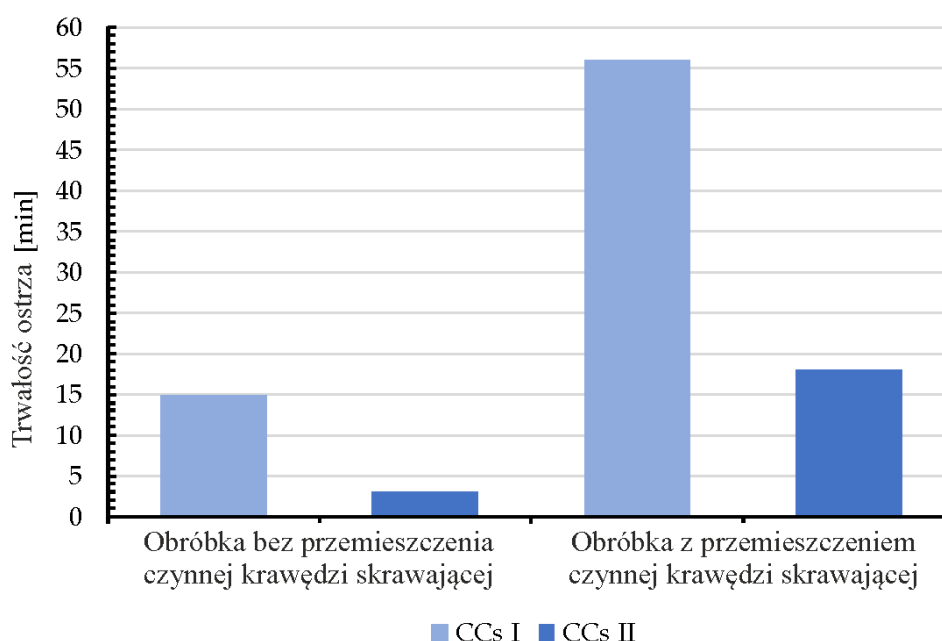
Przedstawioną nową koncepcję wieloosiowego frezowania czołowego łopatek silnika lotniczego opartego na technice przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT opisałem szerzej w pracy **A1**.

#### IV.4. Podsumowanie

Znajdujące się w przedstawionym do oceny jednotematycznym cyklu publikacji zrealizowane przeze mnie prace badawcze stanowią dwa przenikające się nurty. Jeden z nich dotyczy badań w zakresie trwałości i zużycia ostrza w frezowaniu wieloosiowym. Drugi bezpośrednio wynika z tego pierwszego, gdyż jest związany z modelowaniem trwałości i przebiegu zużycia oraz zaproponowaniem i opracowaniem technik przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej frezu torusowego, pozwalających na takie zaprojektowanie procesu skrawania, aby w pełni wykorzystać możliwości skrawne narzędzia oraz potencjał kinematyczny – ruchowy obrabiarek wieloosiowych.

Należy zaznaczyć, że zaproponowane rozwiązania w zakresie wieloosiowego frezowania czołowego frezem torusowym opartego na zaproponowanych i opracowanych technikach przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej, uwzględniających stan zużycia ostrza (rys. 48, 53, 56, 57), mogą mieć zastosowanie także dla innych materiałów obrabianych, np. stopów tytanu. Wynika to przede wszystkim stąd, iż modele opracowano m.in. dla punktu styku, sprowadzając do tego punktu definicję parametrów skrawania. Ponadto możliwe jest zastosowanie tych technik zarówno dla frezów torusowych składanych, jak i monolitycznych. Niewątpliwą zaletą proponowanych rozwiązań jest to, że są one możliwe do implementacji w dowolnym module CAD/CAM programowania wieloosiowych ścieżek narzędzia oraz wdrożenia na dowolną pod względem geometryczno–ruchowym obrabiarkę wieloosiową, a to z uwagi na parametr sterujący w postaci kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej (rys. 35).

Należy zauważyć, że gdy zużycie frezu torusowego jest kontrolowane w określonym zakresie, to można korzystnie wpłynąć na sumaryczny okres trwałości narzędzia poprzez uwzględnienie odpowiednich zmian położenia osi narzędzia i/lub okrągłej płytki skrawającej względem przedmiotu obrabianego podczas obróbki. W tym celu można użyć techniki *ACESCT*, która wykazuje przewagę w stosunku do strategii konwencjonalnych, wykorzystujących stałą orientację osi narzędzia w procesie frezowania wieloosiowego nadstopów na osnowie Ni frezem torusowym (rys. 63).



Rys. 63. Zestawienie porównawcze trwałości frezu torusowego dla strategii konwencjonalnej oraz techniki *ACESCT* w procesie wieloosiowego frezowania nadstopu Inconel 718 frezem torusowym [na podstawie A4]

**Warto zaznaczyć, że wyniki zrealizowanych przeze mnie prac badawczych mogą mieć również zastosowanie w procesie toczenia nadstopów na osnowie Ni okrągłymi płytkami skrawającymi.**

**Za moje najważniejsze osiągnięcia naukowe uważam:**

- Zidentyfikowanie najbardziej efektywnej kinematyki skrawania wieloosiowego z uwzględnieniem trwałości i zużycia ostrza, sił skrawania wraz z charakterystyką częstotliwościową, morfologii obrobionej powierzchni oraz wióra.
- Opracowanie modeli matematycznych umożliwiających wyznaczenie średnic roboczych i średnicy styku w granicach warstwy skrawanej oraz kąta pracy frezu torusowego w płaszczyźnie podstawowej, będącego parametrem sterującym orientacją osi frezu.
- Dokonanie kompleksowej analizy wpływu orientacji osi frezu torusowego na zmiany wartości średnic roboczych i średnicy styku oraz kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej w aspekcie trwałości i zużycia ostrza oraz w odniesieniu do parametrów skrawania obliczanych dla punktu styku ostrze – kształtowana powierzchnia.
- Zidentyfikowanie powierzchni styku (CWE) frez torusowy – przedmiot obrabiany z pomocą, której możliwe staje się wyznaczenie czynnego segmentu krawędzi skrawającej w zakresie kąta pracy frezu w płaszczyźnie podstawowej, tj. wycinka koła, z określeniem założeń dla dwóch wariantów technik przemieszczenia czynnego segmentu, uwzględniających stan zużycia ostrza.
- Opracowanie techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej metodą pozycjonowania kąтового okrągłej płytki w gnieździe korpusu frezu torusowego *APofRCI* wraz z opracowaniem modeli trwałości i przebiegu zużycia ostrza podczas obróbki nadstopu Inconel 718.
- Opracowanie modelu matematycznego związku kinematycznego pomiędzy parametrami orientacji osi frezu torusowego i parametrami geometrycznymi torusa, a powierzchnią styku (CWE).
- Wyznaczenie pasa skrawającego na powierzchni torusa, w którym zawarto czynny segment krawędzi skrawającej, jako podstawę techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej o nazwie *ACESCT*.
- Opracowanie modelu matematycznego odległości wierszowania w wieloosiowym frezowaniu z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej *ACESCT*, uwzględniającego zmiany orientacji osi frezu torusowego oraz chropowatość teoretyczną.
- Opracowanie modelu stanowiącego kryterium stępienia ostrza, dedykowanego technice przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej *ACESCT*.
- Opracowanie modeli trwałości i przebiegu zużycia ostrza frezu torusowego podczas wieloosiowego frezowania nadstopu Inconel 718 z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej *ACESCT*, umożliwiających prognozowanie stanu zużycia ostrza w szerokim zakresie zmienności parametrów obróbki dla każdego z wyznaczonych czynnych segmentów krawędzi skrawającej.

- Kompleksową analizę form zużycia ostrza oraz pośrednich wskaźników technologicznych i fizycznych zużycia ostrza podczas wieloosiowego frezowania nadstopu Inconel 718 z wykorzystaniem techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej ACESCT oraz wykazanie, że poprzez określenie parametrów obróbki relatywnie do punktu styku można znacząco poprawić warunki skrawania i uzyskać równomierny przebieg zużycia ostrza niezależnie od orientacji osi frezu torusowego.
- Opracowanie, na podstawie techniki ACESCT, nowej koncepcji wieloosiowego frezowania czołowego łopatek części gorącej silnika lotniczego, zapewniającej racjonalny rozkład naprężeń ściskających i rozciągających pod kątem minimalizacji ryzyka degradacji materiału w wyniku naprężeń zmiennie-cyklicznych (tj. zmęczeniowych), a w konsekwencji inicjacji pęknięć i ich propagacji w czasie eksploatacji.

### **Kierunki dalszych badań:**

Zbyt wysoki poziom naprężeń rozciągających może prowadzić do niekorzystnych procesów degradacji – pełzania i zmęczenia materiału. Stąd wynika zastosowanie na łopatki części gorącej silnika lotniczego nadstopów na osnowie Ni – o strukturze monokrystalicznej. Łopatki te będą poddane w sposób kompleksowy testom skrawalności i analizom w kolejnych, zaplanowanych etapach badań własnych.

Materiały krystalizujące kierunkowo wykazują dużą anizotropię, co bezpośrednio wpływa na sposób powstawania i relaksacji naprężeń rozciągających i ściskających w temperaturach i obciążeniach eksploatacyjnych. Zrozumienie tych efektów ma kluczowe znaczenie, ponieważ podczas gdy łopatki monokrystaliczne mogą być bardziej odporne na pełzanie i zmęczenie w niektórych kierunkach, mogą być bardziej podatne na uszkodzenia w innych. Zaplanowane badania będą miały na celu sprawdzenie, czy frezowanie wieloosiowe czołowe i warunki skrawania z wykorzystaniem zaproponowanych technik przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej można dostosować do materiałów monokrystalicznych. Zasadniczo, badania i analizy będą polegały na kompleksowym ilościowym i jakościowym określeniu stopnia i głębokości naprężeń szczątkowych w tych materiałach oraz porównaniu zakresu, w jakim różne orientacje krystalograficzne wpływają na początek niekorzystnych procesów pełzania lub zmęczenia pod wpływem naprężeń rozciągających oraz czy ściskające naprężenia szczątkowe wywołane wieloosiowym frezowaniem czołowym mogą dodatkowo opóźnić inicjację pęknięć. Ponadto zostaną przeprowadzone badania celem sprawdzenia, czy te stany naprężeń resztkowych mogą przyspieszać lokalną rekrytalizację podczas pracy – prowadząc do tworzenia nowych ziaren, a tym samym naruszając mikrostrukturę pojedynczego kryształu, co może obniżyć odporność nadstopu na pełzanie i przekreślić możliwość stosowania materiału monokrystalicznego, po frezowaniu wieloosiowym, w warunkach intensywnego oddziaływania ciepła i dużych temperatur.

Rozszerzając opracowane zagadnienia w przedstawionym do oceny cyklu publikacji na nadstopy monokrystaliczne, przyjąłem dążenie do udoskonalenia zaproponowanych i opracowanych wytycznych dotyczących obróbki wieloosiowej. Uwzględniona zostanie przy tym geometria łopatki silnika lotniczego, tak aby krytyczne obszary łopatek wykonanych z nadstopów monokrystalicznych mogły zostać zrjonalizowane zarówno pod kątem integralności powierzchni, jak i długoterminowej odporności na zmęczenie redukując potrzebę dalszych obróbek wykończeniowych.

## IV.5. Bibliografia

- [1] Seemann R, Langhans S, Schilling T, Gollnick V. Modeling the life cycle cost of jet engine maintenance. Conference Paper 2011.
- [2] Shubin N, Jahan MP. High-Speed Machining for Aerospace Materials. *Advances in Manufacturing for Aerospace Alloys. Sustainable Aviation.*, Springer; 2024.
- [3] M'Saoubi R, Axinte D, Soo SL, Nobel C, Attia H, Kappmeyer G, et al. High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials. *CIRP Annals* 2015;64:557–80. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2015.05.002>.
- [4] Nowotnik A. Nickel-Based Superalloys. Reference Module in Materials Science and Materials Engineering, Elsevier; 2016. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-803581-8.02574-1>.
- [5] Uchikata S, Beaucamp A, Takeuchi Y. 5-Axis Control Finishing for Decreased Tool Wear. *Procedia CIRP* 2017;63:313–7. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.320>.
- [6] Escudero GG, Bo P, González-Barrio H, Calleja-Ochoa A, Bartoň M, De Lacalle LNL. 5-axis double-flank CNC machining of spiral bevel gears via custom-shaped tools—Part II: physical validations and experiments. *Int J Adv Manuf Technol* 2022;119:1647–58. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-08166-0>.
- [7] Zhang A, Ni J, Wei X, Su Y, Liu X. A tool wear prediction method for free-form surface machining of ball-end mill. *Journal of Manufacturing Processes* 2024;130:87–101. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2024.08.068>.
- [8] Wan Y, Liu ZQ, Ai X. Cutting Forces and Tool Wear Patterns in Five-Axis Milling Fe-Based Super Alloy with Bull-Nose End Mill. *AMR* 2010;97–101:2049–52. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.97-101.2049>.
- [9] Yang P, Yao C, Xie S, Zhang D, Tang DX. Effect of Tool Orientation on Surface Integrity During Ball End Milling of Titanium Alloy TC17. *Procedia CIRP* 2016;56:143–8. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.10.044>.
- [10] Luo M, Luo H, Zhang D, Tang K. Improving tool life in multi-axis milling of Ni-based superalloy with ball-end cutter based on the active cutting edge shift strategy. *Journal of Materials Processing Technology* 2018;252:105–15. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.09.010>.
- [11] Zhang L, Zheng M, Zhang W, Li K. Influence and prediction of tool wear on workpiece surface roughness based on milling topography analysis. *Int J Adv Manuf Technol* 2022;122:1883–96. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-09939-x>.
- [12] Chang Z, Qian J, Chen ZC, Wan N, Zhang D. Geometrical theory of cutting stock with torus end mills in five-axis CNC machining and its applications in machining simulation. *Int J Adv Manuf Technol* 2019;105:27–46. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04064-8>.
- [13] Du Y, Sun Y. Mechanism analysis and prediction of bull-nose cutter wear in multi-axis milling of Ti6Al4V with TiAlN coated inserts. *Wear* 2024;558–559:205580. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2024.205580>.
- [14] Zeng H, Yan R, Du P, Zhang M, Peng F. Notch wear prediction model in high speed milling of AerMet100 steel with bull-nose tool considering the influence of stress concentration. *Wear* 2018;408–409:228–37. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2018.05.024>.
- [15] Cao L-X, Gong H, Liu J. The offset approach of machining free form surface. *Journal of Materials Processing Technology* 2007;184:6–11. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.10.048>.
- [16] Halim NHA, Haron CHC, Ghani JA, Azhar MF. Tool wear and chip morphology in high-speed milling of hardened Inconel 718 under dry and cryogenic CO2 conditions. *Wear* 2019;426–427:1683–90. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.01.095>.
- [17] Mao Z, Luo M, Zhang D. Tool wear prediction at different cutting edge locations for ball-end cutter in milling of Ni-based superalloy freeform surface part. *Int J Adv Manuf Technol* 2022;120:2961–77. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08790-4>.
- [18] Sharman A, Dewes RC, Aspinwall DK. Tool life when high speed ball nose end milling Inconel 718TM n.d.
- [19] Czan A, Sajgalik M, Holubjak J, Zauskova L, Czanova T, Martikan P. Identification of Temperatures in Cutting Zone when Dry Machining of Nickel Alloy Inconel 718. *Procedia Manufacturing* 2017;14:66–75. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.11.008>.

- [20] Yan S, Zhu D, Zhuang K, Zhang X, Ding H. Modeling and analysis of coated tool temperature variation in dry milling of Inconel 718 turbine blade considering flank wear effect. *Journal of Materials Processing Technology* 2014;214:2985–3001. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.07.006>.
- [21] Halim NHA, Haron CHC, Ghani JA, Azhar MF. Tool wear and chip morphology in high-speed milling of hardened Inconel 718 under dry and cryogenic CO<sub>2</sub> conditions. *Wear* 2019;426–427:1683–90. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.01.095>.
- [22] Yin X, Liu Y, Zhao S, Li X, Geng D, Zhang D. Tool wear and its effect on the surface integrity and fatigue behavior in high-speed ultrasonic peening milling of Inconel 718. *Tribology International* 2023;178:108070. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2022.108070>.
- [23] Sarıkaya M, Gupta MK, Tomaz I, Pimenov DY, Kuntoğlu M, Khanna N, et al. A state-of-the-art review on tool wear and surface integrity characteristics in machining of superalloys. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 2021;35:624–58. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2021.08.005>.
- [24] Li W, Guo YB, Barkey ME, Jordon JB. Effect Tool Wear During End Milling on the Surface Integrity and Fatigue Life of Inconel 718. *Procedia CIRP* 2014;14:546–51. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.03.056>.
- [25] Liang X, Liu Z, Wang B. State-of-the-art of surface integrity induced by tool wear effects in machining process of titanium and nickel alloys: A review. *Measurement* 2019;132:150–81. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.09.045>.
- [26] Zhu D, Zhang X, Ding H. Tool wear characteristics in machining of nickel-based superalloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2013;64:60–77. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.08.001>.
- [27] Kasim MS, Che Haron CH, Ghani JA, Sulaiman MA, Yazid MZA. Wear mechanism and notch wear location prediction model in ball nose end milling of Inconel 718. *Wear* 2013;302:1171–9. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2012.12.040>.
- [28] Liang X, Liu Z, Wang B, Hou X. Modeling of plastic deformation induced by thermo-mechanical stresses considering tool flank wear in high-speed machining Ti-6Al-4V. *International Journal of Mechanical Sciences* 2018;140:1–12. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.02.031>.
- [29] An Q, Cai C, Zou F, Liang X, Chen M. Tool wear and machined surface characteristics in side milling Ti6Al4V under dry and supercritical CO<sub>2</sub> with MQL conditions. *Tribology International* 2020;151:106511. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106511>.
- [30] Zhu K, Zhang Y. A generic tool wear model and its application to force modeling and wear monitoring in high speed milling. *Mechanical Systems and Signal Processing* 2019;115:147–61. <https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2018.05.045>.
- [31] Dargusch MS, Sun S, Kim JW, Li T, Trimby P, Cairney J. Effect of tool wear evolution on chip formation during dry machining of Ti-6Al-4V alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2018;126:13–7. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2017.12.003>.
- [32] Wang Y, Zou B, Wang J, Wu Y, Huang C. Effect of the progressive tool wear on surface topography and chip formation in micro-milling of Ti-6Al-4V using Ti(C<sub>7</sub>N<sub>3</sub>)-based cermet micro-mill. *Tribology International* 2020;141:105900. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2019.105900>.
- [33] Davis B, Dabrow D, Newell R, Miller A, Schueller JK, Xiao G, et al. Chip Morphology and Chip Formation Mechanisms During Machining of ECAE-Processed Titanium. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 2018;140:031008. <https://doi.org/10.1115/1.4038442>.
- [34] Pérez-Salinas C, De Lacalle LNL, Del Olmo A, Kumar CS. The relationship between the cutting-edge, tool wear, and chip formation during Inconel 718 dry cutting. *Int J Adv Manuf Technol* 2024;132:6001–17. <https://doi.org/10.1007/s00170-024-13685-7>.
- [35] Liu C, Wan M, Zhang W, Yang Y. Chip Formation Mechanism of Inconel 718: A Review of Models and Approaches. *Chin J Mech Eng* 2021;34:34. <https://doi.org/10.1186/s10033-021-00552-9>.
- [36] Zhang G, Zhang J, Fan G, Xu C, Du J. The effect of chip formation on the cutting force and tool wear in high-speed milling Inconel 718 2023. <https://doi.org/10.21203/rs.3.rs-2366266/v1>.
- [37] Hadi MA, Ghani JA, Haron CHC, Kasim MS. Comparison between Up-milling and Down-milling Operations on Tool Wear in Milling Inconel 718. *Procedia Engineering* 2013;68:647–53. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.12.234>.

- [38] Luo M, Wang J, Wu B, Zhang D. Effects of cutting parameters on tool insert wear in end milling of titanium alloy Ti6Al4V. *Chin J Mech Eng* 2017;30:53–9. <https://doi.org/10.3901/CJME.2016.0405.045>.
- [39] Altin A, Nalbant M, Taskesen A. The effects of cutting speed on tool wear and tool life when machining Inconel 718 with ceramic tools. *Materials & Design* 2007;28:2518–22. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2006.09.004>.
- [40] Musfirah AH, Ghani JA, Haron CHC. Tool wear and surface integrity of inconel 718 in dry and cryogenic coolant at high cutting speed. *Wear* 2017;376–377:125–33. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2017.01.031>.
- [41] Pleta A, Nithyanand G, Niaki FA, Mears L. Identification of optimal machining parameters in trochoidal milling of Inconel 718 for minimal force and tool wear and investigation of corresponding effects on machining affected zone depth. *Journal of Manufacturing Processes* 2019;43:54–62. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.03.048>.
- [42] Zareena AR, Veldhuis SC. Tool wear mechanisms and tool life enhancement in ultra-precision machining of titanium. *Journal of Materials Processing Technology* 2012;212:560–70. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.10.014>.
- [43] Liu Z, An Q, Xu J, Chen M, Han S. Wear performance of (nc-AlTiN)/(a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>) coating and (nc-AlCrN)/(a-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>) coating in high-speed machining of titanium alloys under dry and minimum quantity lubrication (MQL) conditions. *Wear* 2013;305:249–59. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2013.02.001>.
- [44] Çalışkan H, Küçüköke M. The effect of aCN/TiAlN coating on tool wear, cutting force, surface finish and chip morphology in face milling of Ti6Al4V superalloy. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 2015;50:304–12. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmhm.2015.02.012>.
- [45] Bhatt A, Attia H, Vargas R, Thomson V. Wear mechanisms of WC coated and uncoated tools in finish turning of Inconel 718. *Tribology International* 2010;43:1113–21. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2009.12.053>.
- [46] Pereira O, Rodríguez A, Barreiro J, Fernández-Abia AI, De Lacalle LNL. Nozzle design for combined use of MQL and cryogenic gas in machining. *Int J of Precis Eng and Manuf-Green Tech* 2017;4:87–95. <https://doi.org/10.1007/s40684-017-0012-3>.
- [47] Guo L, Liao X, Yang W, Sun J. An oscillating milling strategy based on the uniform wear theory for improving service life of the ball-end cutter. *Journal of Materials Processing Technology* 2023;317:117993. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2023.117993>.
- [48] Liu X, Zhao Z, Zhang H, Yue C, Li R, Liang SY. Wear distribution characteristics of carbide ball end milling tool focusing on tool path and posture. *Wear* 2022;498–499:204248. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2022.204248>.
- [49] Wojciechowski S, Twardowski P, Wieczorowski M. SURFACE TEXTURE ANALYSIS AFTER BALL END MILLING WITH VARIOUS SURFACE INCLINATION OF HARDENED STEEL. *Metrology and Measurement Systems* 2014;21:145–56. <https://doi.org/10.2478/mms-2014-0014>.
- [50] Wojciechowski S. The estimation of cutting forces and specific force coefficients during finishing ball end milling of inclined surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2015;89:110–23. <https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2014.10.006>.
- [51] Castagnetti C, Duc E, Ray P. The Domain of Admissible Orientation concept: A new method for five-axis tool path optimisation. *Computer-Aided Design* 2008;40:938–50. <https://doi.org/10.1016/j.cad.2008.07.002>.
- [52] Altintas Y. *Manufacturing Automation. Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*. Second Edition. University of British Columbia: Cambridge University Press; 2012.
- [53] An Q, Cai C, Zou F, Liang X, Chen M. Tool wear and machined surface characteristics in side milling Ti6Al4V under dry and supercritical CO<sub>2</sub> with MQL conditions. *Tribology International* 2020;151:106511. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106511>.
- [54] Jemioła M.: Pomiar i analiza temperatury w strefie skrawania podczas wieloosiowego frezowania superstopu na bazie Ni frezem torusowym. Praca dyplomowa magisterska. Promotor: dr inż. Michał Gdula, recenzent: dr hab. inż. Marek Magdziak, prof. PRz. Praca obroniona w dniu 3.07.2025 r.



## V. INFORMACJA O WYKAZYWANIU SIĘ ISTOTNĄ AKTYWNOŚCIĄ NAUKOWĄ ALBO ARTYSTYCZNĄ REALIZOWANĄ W WIĘCEJ NIŻ JEDNEJ UCZELNI, INSTYTUCJI NAUKOWEJ, W SZCZEGÓLNOŚCI ZAGRANICZNEJ

Moja aktywność naukowa dotyczy współpracy z krajowymi i zagranicznymi ośrodkami naukowymi oraz, co jest z tym związane, z przedstawicielami przemysłu zarówno krajowego, jak i zagranicznego. Nawiązanie tej współpracy było możliwe dzięki mojemu czynnemu uczestnictwu w krajowych i międzynarodowych konferencjach naukowych oraz wyjazdowi w ramach programu Erasmus. Podczas tego wyjazdu oprócz realizacji zadań dydaktycznych uczestniczyłem również w seminarium naukowym, w ramach którego miałem możliwość prezentacji wyników swoich prac badawczych, zachęcając tym samym innych do współpracy. Wymiernym tego efektem jest projekt BPS/ZAW/2024/1/00075 zaplanowany do realizacji w terminie od 02.2026 r. do 06.2026 r. w ramach programu Zawacka NAWA.

W 2023 roku odbyłem miesięczny staż badawczy w Politechnice Lubelskiej, Wydział Mechaniczny, Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji. Staż badawczy odbyto w ramach konkursu pn. „PO SĄSIEDZKU – międzyuczelniane staże badawcze” organizowanego w ramach zadania zleconego przez Ministra Edukacji i Nauki pn. „Politechniczna Sieć VIA CARPATIA im. Prezydenta RP Lecha Kaczyńskiego”, umowa nr MEiN/2022/DPI/2578 z dnia 26.10.2022 roku. Potwierdzeniem zrealizowanego stażu badawczego są: Załącznik nr VI.1a, Załącznik nr VI.1b oraz Załącznik nr VI.1c.

Staż badawczy trwał miesiąc i odbył się w terminie od 01.09.2023 r. do 30.09.2023 roku. W trakcie stażu w Katedrze Podstaw Inżynierii Produkcji:

- opracowano model prędkości skrawania na dwuwymiarowej powierzchni obrotowej frezu torusowego,
- wykonano analizę warunków styku: frez torusowy - przedmiot obrabiany i czynne krawędzie skrawające podczas frezowania typu „PIT” (wariant kinematyczny przyciągania narzędzia),
- wykonano analizę związku pomiędzy orientacją osi frezu torusowego a CWE, dla przypadku kinematycznego skrawania wieloosiowego przyciąganie narzędzia,
- przeprowadzono segmentację krawędzi skrawającej frezu torusowego,
- przeprowadzono pomiary monitorujące zużycie narzędzia wraz z wykonaniem analizy otrzymanych wyników.

Powyższe prace stanowią podstawę autorskiej techniki przemieszczenia czynnego segmentu krawędzi skrawającej frezu torusowego w frezowaniu wieloosiowym, wykorzystując tym samym możliwości kinematyczne obrabiarki. Prace w zakresie analizy stanu zagadnienia z zakresu pomiarów i nadzorowania zużycia realizowano wspólnie z opiekunem stażu dr hab. inż. Jerzym Józwickiem, prof. uczelni, dyrektorem Biura Polskiej Unii Metrologicznej, posiadającym dorobek naukowy w zakresie m.in. obróbki mechanicznej materiałów trudnoobrabialnych w aspekcie ich zastosowań w przemyśle lotniczym oraz monitorowania i nadzorowania maszyn sterowanych numerycznie CNC, w tym także procesów obróbkowych.

Dodatkowo, podczas stażu przeprowadzono pomiary stykowe struktury geometrycznej powierzchni obrobionych oraz wykonano analizę wyników tych badań z określeniem wpływu zużycia frezu torusowego na wybrane parametry struktury geometrycznej powierzchni obrobionych. W tym zakresie współpracowałem z dr inż. Agnieszką Skoczyłą także z Katedry Podstaw Inżynierii Produkcji.

W trakcie stażu, w dniu 26.09.2023 r., wygłosiłem wykład pt. „Zużycie narzędzia wraz z analizą stanu technologicznej warstwy wierzchniej po procesie wieloosiowego frezowania typu ‘PIT’ nadstopu na bazie Ni frezem torusowym z wykorzystaniem strategii zmiany czynnego segmentu krawędzi skrawającej”.

Efektom stażu badawczego w Politechnice Lubelskiej w ramach konkursu pn. „PO SAŚIEDZKU – międzyuczelniane staże badawcze” organizowanego w ramach zadania zleconego przez Ministra Edukacji i Nauki pn. „Politechniczna Sieć VIA CARPATIA im. Prezydenta RP Lecha Kaczyńskiego”, umowa nr MEiN/2022/DPI/2578 z dnia 26.10.2022 roku jest wysoko punktowana publikacją naukową w prestiżowym czasopiśmie WEAR:

A4 **Gdula M.**, Józwik J., Skoczylas A.: *Tool wear and surface topography shaping after TPI multi-axis milling of Ni-based superalloy of the torus milling cutter using the strategy of adaptive change of the active cutting edge segment*. WEAR, Vol. 562-563 (2025) 205637. **IF 5.3, MNiSW 200 pkt.** (Załącznik nr V.4)

Także w 2023 roku odbyłem w ramach programu Erasmus wizytę w Technical University of Košice, Faculty of Manufacturing Technologies seat in Prešov. Oprócz zrealizowanych zgodnie z programem Erasmus wykładów pn. “*Selected Issues in Multi-Axis Milling Process of Ni-Based Superalloy Using the Torus Milling Cutter*” dla studentów studiów inżynierskich i magisterskich brałem również udział w seminarium naukowym, na którym przedstawiłem wyniki swoich prac badawczych. W ramach dyskusji naukowej zdecydowano się na podjęcie przez nas kroków w kierunku realizacji wspólnych prac badawczych nad przedstawionymi w ramach seminarium problemami. Potwierdzeniem zrealizowanego wyjazdu jest Załącznik nr VII.27.

Należy zaznaczyć, że zakres moich prac badawczych okazał się zbieżny z zakresem realizowanych prac przez zespół naukowców z Faculty of Manufacturing Technologies seat in Prešov, tj. Prof. Jozefa Jurko, Dr. Martina Miškiv-Pavlika, Assoc. Prof. Eng. MSc. Jozefa Husár, Ph.D., oraz Dr. Petera Michalika. Potwierdzeniem tego jest ich publikacja naukowa: Jurko J., Pavlik-M. M., Husár J., Michalik P.: *Turned Surface Monitoring Using a Confocal Sensor and the Tool Wear Process Optimization*. Processes 2022, 10(12), 2599, doi:10.3390/pr10122599, którą Assoc. Prof. Eng. MSc. Jozef Husár, Ph.D. streścił na ww seminarium.

Ustalono, że osobami odpowiedzialnymi ze strony Technical University of Košice za realizację badań w ramach określonej współpracy zostali Assoc. Prof. Eng. MSc. Lucia Knapčikova, Ph.D. oraz Assoc. Prof. Eng. MSc. Jozef Husár, Ph.D.. Ponadto ustalono, że wstępnie określone współpraca naukowa oraz zakres badań zrealizowane będą w ramach mojego stażu badawczego w Technical University of Košice, Faculty of Manufacturing Technologies seat in Prešov. Stąd też Assoc. Prof. Eng. MSc. Lucia Knapčikova, Ph.D. Vice-dean for International Relations and Mobility zaproponowała mi odbycie stażu badawczego w 2024 r. w Technical University of Košice, Faculty of Manufacturing Technologies seat in Prešov w celu realizacji zaplanowanych przez nas prac.

W związku z powyższym, w 2024 roku w terminie od 1.09.2024 r. do 30.09.2024 roku odbyłem miesięczny zagraniczny staż badawczy w Technical University of Košice, Faculty of Manufacturing Technologies seat in Prešov. Warto zaznaczyć, że staż realizowany był w ramach finansowania własnego. Potwierdzeniem zrealizowanego stażu badawczego jest Załącznik nr VI.2.

W czasie stażu, odbywanym pod kierunkiem opiekuna naukowego Assoc. Prof. Eng. MSc. Lucii Knapčikovej oraz przy współpracy z Assoc. Prof. Eng. MSc. Jozefem Husárem, zajmowałem się następującymi zagadnieniami:

- opracowanie podstaw dedykowanej dla procesu wieloosiowego frezowania metody pozycjonowania kąтового okrągłej płytki skrawającej w korpusie frezu torusowego z uwzględnieniem zużycia ostrza frezu,

- opracowanie sposobu naniesienia odniesienia pomiarowego na okrągłej płycie skrawającej oraz względem niej dokonanie niezbędnych pomiarów pozycji kątowej z zastosowaniem parametru kąta pracy ostrza narzędzia,
- modelowanie zużycia ostrza frezu w całym okresie trwałości stosując zaawansowaną estymację nieliniową wraz z analizą wariancji ANOVA. Zestaw danych aproksymowano modelem wzrostu wykładniczego. Jako funkcję straty przyjęto metodę najmniejszych kwadratów, natomiast jako metodę estymacji przyjęto algorytm Levenberga-Marquardta,
- przeprowadzenie pomiarów pozycji płytki skrawającej oraz form zużycia ostrza.

Efektom stażu badawczego w Technical University of Košice, Faculty of Manufacturing Technologies seat in Prešov jest wysoko punktowana publikacja naukowa wchodząca w zakres jednotematycznego cyklu publikacji:

A5 **Gdula M.**, Knapčíková L., Husár J., Vandžura R.: *Modeling and Measurement of Tool Wear During Angular Positioning of a Round Cutting Insert of a Toroidal Milling Tool for Multi-Axis Milling*. Applied Sciences-Basel (2024) 14, 10405. **IF 2.5, MNiSW 100 pkt.** (Załącznik nr V.5)

W trakcie stażu, w dniu 26.09.2024 r., wziąłem udział w konferencji (w ramach klastra: Slovenský Plastikársky Klaster) pt. „*New Trends in Plastics Industry*”, Prešov, Slovak Republic. Podczas tej konferencji zapoznałem przedstawicieli przemysłu zrzeszonych w klastrze Slovenský Plastikársky Klaster z wynikami swoich prac badawczych. Przedstawiciele przemysłu wyrazili zainteresowanie przedstawionymi wynikami moich dotychczasowych prac badawczych oraz zadeklarowali zainteresowanie wynikami planowanych prac badawczych.

W związku z powyższym, zdecydowano się na podjęcie dalszych kroków w kierunku zacieśniania współpracy. Efektem tego jest zaplanowany na 2026 rok wyjazd na kolejny pobyt naukowy w Technical University of Košice, Faculty of Manufacturing Technologies seat in Prešov w ramach programu Zawacka NAWA, sygnatura wniosku: BPS/ZAW/2024/1/00075 (Załącznik nr VII.80). Podczas planowanego pobytu będą realizowane badania związane z opracowaniem i walidacją modelu lokalizacji zużycia wrębowego ostrza skrawającego.

Współpracuję również z dr inż. Yulią Tarasevych z Akademii Górniczo-Hutniczej im. Stanisława Staszica w Krakowie, Wydział Inżynierii Mechanicznej i Robotyki, Katedra Projektowania i Eksploatacji Maszyn. Współpraca została zainicjowana podczas XVII Konferencji Naukowo-Technicznej „Techniki Komputerowe w Inżynierii” TKI’2024 i opiera się na kwestiach związanych z modelowaniem struktury geometrycznej powierzchni noszącej ślady poszczególnych etapów zużycia narzędzia i analizą numeryczną przepływów płynu w warstwie przypowierzchniowej. Prace te stanowią rozszerzenie teorii zawartych w poddawanym ocenie jednotematycznym cyklu publikacji przedkładanym jako osiągnięcie naukowe. Załącznik nr VII.79 zawiera treść wiadomości e-mail potwierdzającej nawiązanie współpracy. Ponadto ustalono zakres przyszłych niezbędnych prac badawczych, które planujemy wykonać w 2026 roku w ramach mojego stażu badawczego w Akademii Górniczo-Hutniczej im. Stanisława Staszica w Krakowie.

Ponadto współpracuję z dr inż. Jakubem Matuszakiem z Politechniki Lubelskiej, Wydział Mechaniczny, Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji. Wspólne prace badawcze dotyczą

wieloosiowego procesu usuwania zadziórów krawędzi wyrobów wykonanych ze stopów aluminium oraz magnezu oraz analizy topografii powierzchni o charakterze dwuprocesowym. Efektem prac jest wysoko punktowana publikacja naukowa:

Matuszak J., Kawalec A., **Gdula M.**: *Analysis of the Deburring Efficiency of EN-AW 7075 Aluminum Alloy Parts with Complex Geometric Shapes Considering the Tool Path Strategy During Multi-Axis Brushing*. *Materials*, 2024, t. 17, z. 24, s. 1-20, ISBN/ISSN: 1996-1944, MNiSW 140 pkt.

## VI. INFORMACJA O OSIĄGNIĘCIACH DYDAKTYCZNYCH, ORGANIZACYJNYCH ORAZ POPULARYZUJĄCYCH NAUKĘ LUB SZTUKĘ

### – Osiągnięcia dydaktyczne

Pracując w Politechnice Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza w latach 2012 – 2025, prowadziłem zajęcia dydaktyczne z następujących przedmiotów:

**Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa** (kierunki: *mechanika i budowa maszyn, zarządzanie i inżynieria produkcji*)

- *Techniki wytwarzania: obróbka ubytkowa (laboratorium)*
- *Systemy CAM (laboratorium)*
- *Zaawansowane systemy CAD/CAM (laboratorium).*
- *Programowanie obróbki powierzchni złożonych (wykład i laboratorium).*
- *Programowanie obróbki kompletnej (laboratorium).*
- *Programowanie obrabiarek wieloosiowych (laboratorium).*
- *Zaawansowane programowanie CAD/CAM (wykład i laboratorium).*
- *Optymalizacja i symulacja programów obróbkowych (wykład)*
- *Automatyczne programowanie obrabiarek CNC (laboratorium).*
- *Maszyny technologiczne (wykład i laboratorium).*
- *Obróbka powierzchni złożonych (laboratorium).*
- *Zaawansowane programowanie maszyn CNC (wykład).*
- *Projekt inżynierski (projekt).*
- *Seminarium dyplomowe (projekt).*

**Wydział Matematyki i Fizyki Stosowanej** (kierunek: *inżynieria w medycynie*):

- *Zaawansowane techniki CAD/CAM/CAE (wykład i laboratorium).*
- *Projekt inżynierski (projekt).*

**Wydział Elektrotechniki i Informatyki** (kierunek: *Automatyka i robotyka*):

- *Systemy CAD/CAM (wykład).*

Jako promotor sprawowałem opiekę naukową nad 118 studentami, w tym pełniłem funkcję promotora:

- 54 prac inżynierskich,
- 64 prac magisterskich.

Ponadto, zrecenzowałem:

- 25 prac inżynierskich,
- 4 prace magisterskie.

W 2014 roku przeprowadziłem kurs pt. „*CAD/CAM w systemie NX 8.0*” w ramach programu POKL Priorytet IV, Działanie 4.1, Poddziałanie 4.1.2 w ramach projektu realizowanego przez Politechnikę Rzeszowską pt.: „*Bilans inżynierów na plus – studium kierunki zamawiane na Wydziale Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej*” dla studentów Wydziału Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza. Umowa UDA-POKL.04.01.02-00-189/11-01; zad. 3 poz.23. Kurs składał się łącznie z 30 godzin (Załącznik nr VII.47)

W 2015 roku przeprowadziłem kurs pt. „*HyperMill*” w ramach programu PO KL Priorytet IV, Działanie 4.1, Poddziałanie 4.1.2 w ramach projektu realizowanego przez Politechnikę Rzeszowską pt.: „*Inżynier na zamówienie – Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej*” dla studentów Wydziału Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza. Umowa UDA-POKL-04.01.02-00-10/12-00; zadanie 3, poz. 23. Kurs składał się łącznie z 24 godzin (Załącznik nr VII.48).

Od 2018 roku (do chwili obecnej) w ramach spotkań przed wyborem specjalności (pod przewodnictwem prodziekana ds. kształcenia WBMiL), wygłaszam prezentację, która ma na celu przedstawienie oferty edukacyjnej specjalności *Programowanie i automatyzacja obróbki* dla studentów na kierunkach mechanika i budowa maszyn oraz zarządzanie i inżynieria produkcji Wydziału Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza (Załącznik nr VII.49a oraz Załącznik nr VII.49b).

W latach 2019-2020 opracowałem i koordynowałem zajęcia na studiach dualnych „*Inżynieria mechaniczna dla przemysłu lotniczego – realizacja studiów dualnych II stopnia na Wydziale Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej*” Nr projektu POWR.03.01.00-00-DU64/18. Były to zajęcia wykładowe i laboratoryjne z modułu „*Automatyczne programowanie obrabiarek CNC*” (Załącznik nr VII.50).

W latach 2019-2021 przeprowadziłem dodatkowe zajęcia pn.: „*Zajęcia projektowe. Systemy CAD/CAM w inżynierii medycznej*”, dla studentów Wydziału Matematyki i Fizyki Stosowanej. Szkolenia składały się łącznie z 206 godzin. Zajęcia były prowadzone w ramach projektu: „*Nowa jakość – zintegrowany program rozwoju Politechniki Rzeszowskiej*” współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Społecznego w ramach Programu Operacyjnego Wiedza Edukacja Rozwój. Nr projektu POWR.03.05.00-00-Z209/17 (Załącznik nr VII.51a, Załącznik nr VII.51b oraz Załącznik nr VII.51c).

W latach 2021-2022 uczestniczyłem w pracach zespołu przygotowującego nowe kierunki studiów podyplomowych „*Zaawansowane techniki programowania maszyn CNC*”. W ramach prac zespołu byłem odpowiedzialny za kompletne przygotowanie następujących modułów zajęć:

- *Obróbka powierzchni złożonych CAM I (wykład i laboratorium).*
- *Programowanie obróbki wieloosiowej CNC (wykład i laboratorium).*
- *Obróbka kompletna (wykład i laboratorium).*
- *Obróbka powierzchni złożonych CAM II (laboratorium).*

W 2022 r. w ramach zadania zleconego przez MEiN pn. „*Politechniczna sieć VIA CARPATIA im. Prezydenta RP Lecha Kaczyńskiego*” (umowa nr MEIN/2022.DPI/2578) oraz realizacja *Działania 1- Z technikum na Politechniki* przeprowadziłem dodatkowe zajęcia dla uczniów techników oraz innych szkół średnich pt. „*Techniki komputerowe w obróbce ubytkowej*” (Załącznik nr VII.52).

W 2023 r. w ramach programu Erasmus przeprowadziłem wykłady w języku angielskim dotyczące procesu wieloosiowego frezowania nadstopów na bazie Ni, mechaniki procesu skrawania, zużycia i trwałości ostrza oraz technologicznej warstwy wierzchniej. Wykłady przeprowadzono w Technical University of Košice, Faculty of Manufacturing Technologies seat in Prešov, Słowacja (Załącznik nr VII.27).

Ponadto w latach 2020 – 2021 oraz 2021 – 2024 pełniłem odpowiednio funkcje: opiekuna praktyk oraz kierownika praktyk dla kierunku mechanika i budowa maszyn na Wydziale Budowy Maszyn i Lotnictwa (WBMiL) Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza (Załącznik nr VII.53a oraz Załącznik VII.53b). Pełniąc powyższe funkcje byłem odpowiedzialny m.in. za organizowanie i koordynowanie praktyk na WBMiL dla kierunku mechanika i budowa maszyn, nawiązywanie kontaktów z firmami w sprawie przyjęcia studentów na praktyki oraz współpracę z kierownictwem firm w zakresie realizacji programu praktyk.

– **Osiągnięcia organizacyjne oraz popularyzujące naukę lub sztukę**

Byłem współorganizatorem w Katedrze Technik Wytwarzania i Automatyacji na Wydziale Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej wydarzenia naukowego pt.: „*Seminarium CAM/CNC – Obróbka narzędziami kształtowymi*”. Współorganizatorami ze strony przemysłu była firma Evatronix – dystrybutor oprogramowania HyperMILL oraz Emuge Franken – producent narzędzi skrawających o geometrii baryłkowej i soczewkowej. Seminarium odbyło się w dniu 17.09.2015 r. i wzięli w nim przedstawiciele firm południowo-wschodniej Polski (Załącznik nr VII.56).

Od 2018 roku (do chwili obecnej) jestem członkiem Komisji Prac Dyplomowych na studiach stacjonarnych I i II stopnia na kierunku Mechanika i budowa maszyn na Wydziale Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza – specjalność: Programowanie i automatyzacja obróbki. Dotychczas brałem udział w 51 komisjach egzaminów dyplomowych (Załącznik nr VII.54a oraz Załącznik nr VII.54b).

W latach 2018 – 2019 byłem zastępcą egzaminatora (w zastępstwie za prof. dr hab. inż. Jana Burka) egzaminu kompetencyjnego przeprowadzanego na Wydziale Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza.

Od 2022 roku (do chwili obecnej) pełnię funkcję opiekuna studentów pierwszego roku na kierunku Mechanika i budowa maszyn. Do moich zadań należy w szczególności udzielanie pomocy, porad i konsultacji w sprawach związanych z problemami dydaktycznymi i socjalnymi studentów oraz opiniowanie indywidualnych spraw studentów związanych z przebiegiem i organizacją studiów (Załącznik nr VII.55a, Załącznik nr VII.55b oraz Załącznik nr VII.55c).

W czasopiśmie Applied Sciences – Basel (ISBN/ISSN: 2076-3417; wg MNiSW 100 pkt; IF: 2.5 za 2023 r.) prowadzę wraz z Assoc. Prof. Dr. Lucia Knapčíková oraz Assoc. Prof. Dr. Jozef Hušar wydanie specjalne pn. „*Advanced and Smart Manufacturing Processes and Machine Tool Technologies*” (Załącznik nr VII.26).

Od 13 listopada 2023 r. pełnię funkcję „Editorial board Member” w ‘Edelweiss Applied Science and Technology’ (Learning Gate), E-ISSN: 2576-8484; wg MNiSW 20 pkt). Do moich zadań należy wykonywanie recenzji nadsyłanych manuskryptów. Zobligowany jestem także m.in. do doradztwa w zakresie bieżącej działalności badawczej i zakresu tematycznego czasopisma, które mogą być przedmiotem zainteresowania czasopisma, sugerowania tematów wydań specjalnych, sugerowania autorów lub potencjalnych redaktorów gościnnych oraz pełnienia funkcji ambasadora czasopisma na swoim terytorium. Ponadto, do moich zadań należy także pomaganie redaktorom w podejmowaniu decyzji w sytuacjach spornych, w przypadku których recenzenci nie mogą dojść do porozumienia (Załącznik nr VII.25).

Poza artykułami przedstawionymi do osiągnięć naukowych stanowiących cykl publikacji, opublikowałem 34 artykuły naukowe w wydawnictwach krajowych i zagranicznych oraz 1 rozdział w monografii naukowej.

Opracowanie programów sterujących NC i prezentowanie pracy wraz z omówieniem wieloosiowego centrum obróbkowego (demonstracja kinematyki oraz obróbki), będącego na wyposażeniu Katedry technik Wytwarzania i Automatykacji, na potrzeby promocji Wydziału Budowy Maszyn i Lotnictwa w ramach wydarzeń: „*Dni otwarte Politechniki Rzeszowskiej*” oraz „*Nocne Spotkania z Nauką – Noc Odkrywców*”, odbywających się cyklicznie w Politechnice Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza.

## VII. OPRÓCZ KWESTII WYMIENIONYCH W PKT I-VI WNIOSKODAWCA MOŻE PODAĆ INNE INFORMACJE WAŻNE Z JEGO PUNKTU WIDZENIA, DOTYCZĄCE JEGO KARIERY ZAWODOWEJ

Sumaryczny Impact Factor czasopism, w których zostały opublikowane artykuły, oraz w których jestem autorem lub współautorem wynosi: 47,248.

Cytowania artykułów, których jestem autorem lub współautorem na dzień 24.07.2025 r. wynoszą:

według Web of Science (WoS): wszystkie/bez autocytowań	116/94
według Scopus: wszystkie/bez autocytowań	131/93

Indeks Hirscha w zależności od bazy (z dnia 24.07.2025 r.):

według Web of Science (WoS):	6
według Scopus:	7

Za osiągnięcia naukowe przed uzyskaniem stopnia doktora otrzymałem według punktacji MNiSW 212 punktów, a po uzyskaniu stopnia doktora 1631 punktów, w tym 96 punktów według punktacji do 2018 r. i 235 punktów według punktacji od 2019 r. do 2021 r.

Postanowieniem Prezydenta Rzeczypospolitej Polskiej z dnia 10 października 2023 r. zostałem odznaczony Medalem Brązowym za Długoletnią Służbę.

Wyróżnienie krajowe, rok otrzymania: 2023  
(Załącznik nr VII.57)

Za szczególne zasługi dla oświaty i wychowania zostałem wyróżniony Medalem Komisji Edukacji Narodowej.

Wyróżnienie krajowe, rok otrzymania: 2024  
(Załącznik nr VII.58)

Za działalność naukową zostałem wyróżniony następującymi nagrodami:

- Nagroda JM Rektora Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza za autorstwo/współautorstwo publikacji indeksowanej z listy MNiSW „*Analysis of tool wear, chip and machined surface morphology in multi-axis milling process of Ni-based superalloy using the torus milling cutter*”.  
Nagroda krajowa, rok otrzymania: 2024  
(Załącznik nr VII.59)
- Nagroda JM Rektora Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza za autorstwo/współautorstwo publikacji indeksowanej z listy MNiSW „*A New Method of the Positioning and Analysis of the Roughness Deviation in Five-Axis Milling of External Cylindrical Gear*”.  
Nagroda krajowa, rok otrzymania: 2023  
(Załącznik nr VII.60)
- Nagroda JM Rektora Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza za autorstwo/współautorstwo patentu „*Sposób pięcioosiowej obróbki elementów o zarysie krzywoliniowym, zwłaszcza łopatek turbin*”.

Nagroda krajowa, rok otrzymania: 2022  
(Załącznik nr VII.61)

- Nagroda JM Rektora Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza za autorstwo/współautorstwo publikacji indeksowanej z grupy A (MNiSW): „*Five-axis milling of sculptured surfaces of the turbine blade*”.

Nagroda krajowa, rok otrzymania: 2019  
(Załącznik nr VII.62)

- Nagroda JM Rektora Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza za autorstwo/współautorstwo publikacji indeksowanej z grupy A (MNiSW): „*The influence of the cutting edge shape on high performance cutting*”.

Nagroda krajowa, rok otrzymania: 2019  
(Załącznik nr VII.63)

- Nagroda JM Rektora Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza indywidualna za uzyskanie stopnia naukowego doktora nauk technicznych w dyscyplinie budowa i eksploatacja maszyn.

Nagroda krajowa, rok otrzymania: 2018  
(Załącznik nr VII.64)

Ponadto, zostałem wyróżniony nagrodą „*LAUR ZŁOTEGO WIÓRA*”, za wybitny wkład w rozwój Szkoły Obróbki Skrawaniem.

Wyróżnienie krajowe, rok otrzymania: 2018  
(Załącznik nr VII.15b)

Zostałem także nominowany do nagrody w Plebiscycie Edukacyjnym Gazety Codziennej NOWINY. Zostałem zgłoszony przez studentów do nagrody dla najbardziej cenionych i lubianych nauczycieli akademickich w ramach wielkiego Plebiscytu Edukacyjnego Województwa Podkarpackiego. Ostatecznie zdobyłem 4 miejsce w tym plebiscycie.  
(Załącznik nr VII.65)

W latach 2014 – 2015 otrzymywałem stypendium z projektu pt. „*Kształcenie innowacyjnych kadr GOW w Politechnice Rzeszowskiej*”. Projekt był realizowany w ramach Programu Operacyjnego Kapitał Ludzki.  
(Załącznik nr VII.66a oraz Załącznik nr VII.66b)

Dodatkowo, posiadam następujące certyfikaty/dyplomy będące potwierdzeniem odbytych szkoleń:

- DMG Polska, programowanie i obsługa obrabiarki „DMU 100 mono BLOCK”  
(Załącznik nr VII.67)

- DMG Polska, programowanie i obsługa obrabiarki „HSC 55 linear”  
(Załącznik nr VII.68)

- Programowanie – CAM w programie hyperMILL 2012  
(Załącznik nr VII.69)

- Komputerowe Wspomaganie Obróbki Skrawaniem NX 8.0 frezowanie (Załącznik nr VII.70)
- Komputerowe Wspomaganie Obróbki Skrawaniem NX 8.0 toczenie (Załącznik nr VII.71)
- Wykorzystanie nowoczesnych technik kształcenia w edukacji akademickiej (Załącznik nr VII.72)
- Sandvik Coromant Academy  
Szkolenie obejmowało ekonomikę produkcji, przecinanie i toczenie rowków, obróbkę otworów, baidonit, mobilne aplikacje Sandvik Coromant, elektroniczne katalogi. (Załącznik nr VII.73)
- Sandvik Coromant Academy  
Metal Cutting Tehnology E-learning. (Załącznik nr VII.74)
- Verashape/EdgeCAM/Seco/MTI  
Specjalistyczne szkolenie technologiczne pn.: „Kontrola wióra przy toczeniu”. (Załącznik nr VII.75)

Oprócz przedstawionego w cyklu publikacji nurtu badawczego realizowałem dodatkowo badania związane z doбором strategii wieloosiowego frezowania różnych modeli anatomicznych, czego efektem jest chociażby publikacja:

Budzik G., Turek P., Dziubek T., **Gdula M.**: *Elaboration of the measuring procedure facilitating precision assessment of the geometry of mandible anatomical model manufactured using additive methods*. Measurement & Control, 2020, t. 53, z. 1-2, s. 181-191, ISBN/ISSN: 0020-2940, MNiSW 20 pkt..

We współpracy z Wydziałem Matematyki i Fizyki Stosowanej Politechniki Rzeszowskiej im. I. Łukasiewicza, tj. dr Sławomirem Wolskim, prof. PRz, dr n. med. Piotrem Biegą oraz dr inż. Wiktoria Wojnarowską, realizuję prace związane z opracowaniem nowych narzędzi chirurgicznych, szablonów ortopedycznych oraz technikami ich wytwarzania, czego efektem są zrealizowane projekty badawcze:

- Projekt badawczy nr N3\_560, pt. „Personalizowane szablony nawigacyjne zwiększające efektywność operacji chirurgii ortopedycznej” (Załącznik nr VII.22).
- Projekt badawczy nr N2\_178, pt. „Małoinwazyjny zestaw do biopsji kości” (Załącznik nr VII.23).

Ponadto realizuję badania wpływu strategii pozycjonowania osi narzędzia z uwzględnieniem zużycia ostrza frezu kulistego na uzyskiwaną chropowatość powierzchni i tym samym osseointegrację wszczepu elementów endoprotez wykonanych ze stopów tytanu, a wytworzonych technikami frezowania wieloosiowego. Jednym z efektów tych badań jest obroniona praca magisterska napisana pod moim kierunkiem. Recenzentem pracy był: dr hab. inż. Witold Habrat, prof. PRz (Załącznik nr VII.76).

  
(podpis wnioskodawcy)