



Zachodniopomorski
Uniwersytet Technologiczny
w Szczecinie

Marcin Gołaszewski

**Modelowanie procesu mikrofrezowania części
wytworzonych technologiami przyrostowymi**

***Modelling the micromilling process for parts manufactured using
additive technologies***

Rozprawa doktorska

Promotor: prof. dr hab. inż. Bartosz Powałka

Promotor pomocniczy: dr inż. Marcin Królikowski

Szczecin, 2024

Spis treści

Wykaz oznaczeń.....	5
1. Wprowadzenie.....	7
2. Przegląd literatury.....	11
2.1. Definicja, zakres oraz możliwości mikrofrezowania	11
2.2. Narzędzia wykorzystywane w mikrofrezowaniu.....	13
2.3. Modelowanie mikroobróbki	17
2.3.1. Modelowanie sił podczas mikrofrezowania	18
2.3.2. Modelowanie struktury geometrycznej powierzchni obrobionej.....	22
2.3.3. Modelowanie ugięcia statycznego narzędzia	23
2.4. Wytwarzanie hybrydowe	27
3. Teza, cel i zakres pracy	29
4. Geometryczny model mikrofrezowania	31
4.1. Algorytm działania modelu.....	33
4.2. Konfiguracje modelu mikrofrezowania.....	40
4.2.1. Konfiguracja uproszczona i nieuproszczona	40
4.2.2. Konfiguracja prosta i odwrotna	42
5. Implementacja aparatu matematycznego.....	45
5.1. Model geometryczny	45
5.1.1. Geometryczny model narzędzia	45
5.1.2. Pozycja narzędzia w przestrzeni.....	49
5.1.3. Struktura geometryczna powierzchni obrabianej	51
5.2. Model bicia promieniowego oraz osiowego.....	56
5.3. Wyznaczanie składowych sił skrawania	59
5.3.1. Definiowane układy współrzędnych	59

5.3.2.	Sposób wyznaczania wersorów składowych sił skrawania.....	64
5.3.3.	Sposób wyznaczania grubości warstwy skrawanej.....	67
5.3.4.	Sposób wyznaczania wartości składowych sił skrawania	69
5.4.	Sposób modelowania ugięcia narzędzia.....	70
5.5.	Sposób wyznaczania stałych materiałowych.....	75
5.6.	Backcutting	81
5.7.	Rekonstrukcja powierzchni	82
5.7.1.	Mapa sił	83
5.7.1.	Korekta położenia kąтового	86
5.7.2.	Rekonstrukcja powierzchni z serii profili	87
6.	Badania doświadczalne.....	89
6.1.	Plan badań	89
6.2.	Stanowisko.....	91
6.2.1.	Pomiar bicia	92
6.2.2.	Pomiar sztywności	94
6.2.2.1.	Ugięcie promieniowe.....	94
6.2.2.2.	Ugięcie osiowe.....	95
6.2.3.	Baza obróbkowa	98
6.3.	Badanie I – weryfikacja modelu o zmiennym rozkładzie składowych sił skrawania	100
6.3.1.	Wyniki i dyskusja.....	103
6.3.1.1.	Mechanizm powstawania anomalii	109
6.3.1.2.	Mechanizm backcuttingu	111
6.4.	Badanie II – weryfikacja modelu obróbki ze zmienną trajektorią narzędzia	114
6.4.1.	Trajektoria narzędzia.....	114
6.4.2.	Wyniki i dyskusja.....	119

6.5. Badanie III – weryfikacja modelu obróbki powierzchni swobodnej oraz weryfikacja modelu w konfiguracji odwrotnej	126
6.5.1. Wyniki i dyskusja – model prosty	127
6.5.2. Wnioski i dyskusja – model odwrotny	132
6.6. Badanie IV – weryfikacja działania konfiguracji odwrotnej modelu na rzeczywistej powierzchni SLM	136
6.6.1. Wnioski i dyskusja.....	137
7. Podsumowanie	141
Bibliografia	143
STRESZCZENIE	151
ABSTRACT	152

Wykaz oznaczeń

$A, A(t)$	- pole przekroju warstwy skrawanej
ae	- promieniowa głębokość skrawania
ap	- osiowa głębokość skrawania
C	- siatka powierzchni zakreślanej przez ostrze
$Cutting\ Edge _{t=t_i}$	- wektor punktów składowych ostrza w chwili t_i
D	- interpolowana siatka powierzchni zakreślanej przez ostrze
da	- elementarne ugięcie narzędzia w kierunku osiowym
dr	- elementarne ugięcie narzędzia w kierunku promieniowym
fz	- posuw na ostrze
F_t	- główna składowa siły skrawania
F_r	- promieniowa składowa siły skrawania
F_a	- osiowa składowa siły skrawania
$\hat{F}_t^\lambda, \hat{F}_r^\lambda, \hat{F}_a^\lambda$	- wersory sił F_t, F_r, F_a w układzie $T_iR_iA_i$
F_{ka}	- siła sprężystości w kierunku osiowym
F_{kr}	- siła sprężystości w kierunku promieniowym
$f_{map}, f_{map}(ap)$	- wartości rejestrowanych sił w funkcji osiowej głębokości skrawania
$F_{permitted}$	- maksymalna dopuszczalna rozbieżność między siłami skrawania i sprężystości
$h, h(t)$	- grubość warstwy skrawanej
h_{min}	- minimalna grubość warstwy skrawanej
ka	- sztywność układu w kierunku osiowym
kr	- sztywność układu w kierunku promieniowym
NMR	- liczba modelowanych obrotów narzędzia
p_{a1}, \dots, p_{a9}	- stałe materiałowe dla osiowej składowej siły skrawania
p_{r1}, \dots, p_{r9}	- stałe materiałowe dla promieniowej składowej siły skrawania
p_{t1}, \dots, p_{t9}	- stałe materiałowe dla głównej składowej siły skrawania
P_i	- punkt leżący na linii ostrza
R	- promień narzędzia

R_r	- macierz rotacji bicia
R_x, R_y, R_z	- macierz rotacji przekształcenia jednorodnego
r_n	- promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej
r_{oa}	- wartość bicia osiowego
r_{ox}	- wartość bicia promieniowego
r_ε	- promień zaokrąglenia naroża
\hat{r}_{l_i}	- wektor kierunkowy promienia R
s_λ	- zakres modelowania narzędzia
\hat{s}_i	- wektor kierunkowy prostej stycznej w punkcie P_i
t, t_i	- chwila czasowa
T	- macierz translacji przekształcenia jednorodnego
T_n	- n-ty sympleks siatki powierzchni określanej przez ostrze
T_r	- macierz translacji bicia
Δa	- ugięcie narzędzia w kierunku osiowym
Δr	- ugięcie narzędzia w kierunku promieniowym
Δt	- elementarny przyrost czasu
u_1, u_2, u_3	- parametr sterujący geometrii ostrza
W	- siatka materiału obrabianego
v_c	- prędkość skrawania
\hat{v}_{r_i}	- wektor kierunkowy prędkości obwodowej
\hat{x}_{γ_i}	- wektor kierunkowy prostej leżącej na powierzchni natarcia
$\alpha_l, \alpha_l(t)$	- pochylenia narzędzia w kierunku posuwu
$\alpha_t, \alpha_t(t)$	- pochylenie narzędzia w kierunku normalnym do posuwu
φ	- położenie kątowe ostrza skrawającego
φ_{rox}	- kąt zamocowania narzędzia
λ	- kąt pochylenia linii śrubowej ostrza

1. Wprowadzenie

We wstępie do niniejszej pracy przedstawiony został kontekst badań w odniesieniu do trendów w nowoczesnym przemyśle. Uzasadniono również motywacje do podjęcia tematyki oraz potencjalny obszar wykorzystania proponowanych w dalszej części pracy rozwiązań.

Techniki mikrowytwarzania przyczyniły się w ostatnich latach i dekadach do znaczącego postępu w wielu gałęziach przemysłu. Szybko postępująca miniaturyzacja odciska swoje piętno na każdym aspekcie życia. Począwszy od komunikacji za pośrednictwem telefonów komórkowych, przez zdrowie dzięki wykorzystaniu mikroukładów w urządzeniach medycznych oraz implantologii, kończąc na systemach wykorzystywanych w transporcie, które umożliwiają bezpieczną oraz wygodną podróż.

Dzięki technikom mikrowytwarzania możliwy jest rozwój urządzeń MEMS (z ang. *micro-electro-mechanical systems*). Urządzenia MEMS znajdują zastosowanie m.in. w systemach optycznych urządzeń mobilnych, systemach żyroskopowych oraz akcelerometrach układów elektronicznych systemów instalowanych w pojazdach samochodowych np. poduszek powietrznych, w systemach wspomagania kierownicy w układach ESP, czy układach sterujących przepływem cieczy oraz gazów [1–3].

W dziedzinie medycyny rozwój miniaturyzacji ma bardzo duże znaczenie. Koniecznym jest, aby implanty, stenty, elektrody oraz protezy były na tyle małe, aby łatwo je można było umieścić w organizmie człowieka. Wiele urządzeń medycznych (w tym robotów medycznych) wykorzystuje mikro aktuatory, mikro czujniki oraz systemy optyczne wykorzystujące mikrokomponenty [4, 5].

W elektronice mikrowytwarzanie ma szczególnie ważną rolę. Coraz gęściej montowane układy scalone stanowią wyzwanie dla systemów produkcyjnych. Wytwarzanie procesorów wymaga bardzo precyzyjnego ułożenia tranzystorów. Nie byłoby to możliwe, gdyby nie wyjątkowo precyzyjne mikroukłady w urządzeniach fotolitograficznych [6, 7].

Można przytaczać wiele przykładów, gdzie mikrowytwarzanie pełni kluczową rolę. Warto wspomnieć jednak, że w Polsce oraz na Pomorzu nie brakuje przedsiębiorstw, które na co dzień wykorzystują techniki mikrowytwarzania. Są to głównie firmy z branży

medycznej m.in. odział duńskiej firmy *Sonion Polska sp. z o. o.* zajmujący się produkcją sprzętu medycznego m.in. aparatów słuchowych, polska firma *Adamus S.A.* produkująca narzędzia stemplowe oraz części tabletekarek oraz wiele firm wytwarzających implanty medyczne m.in. *Bionanopark sp. z o.o.*, czy *ChM sp. z o.o.* O wysokim potencjale regionu świadczą zapowiedzi producenta procesorów *Intel* o otwarciu nowej fabryki w Polsce do 2027 roku.

W przemyśle spotkać można wiele technik, które wykorzystywane są w przemyśle do wytwarzania mikro komponentów. Wiodącymi technikami w obróbce metali są mikroskrawanie, precyzyjna obróbka elektroerozyjna oraz wytwarzanie przyrostowe metodą SLM (z ang. *selective laser melting*), natomiast w przetwórstwie tworzyw sztucznych są to mikrowtrysk oraz stereolitografia (SLA) [8]. Warto zauważyć jednak, że w obróbce metali prym wiodzie mikroskrawanie ze względu na możliwość uzyskania wysokich dokładności oraz wysokiej jakości powierzchni. Metoda druku 3D z proszków metalicznych wykorzystywana jest natomiast do wytwarzania ażurowych elementów o skomplikowanej geometrii. Jednak przed tak wytworzonymi elementami nadal stawiane są wymagania dotyczące dokładności oraz jakości powierzchni. W praktyce często zatem wymagana jest dodatkowa obróbka ubytkowa części wytwarzanych technologiami przyrostowymi. Takie połączenie tych dwóch technik pozwala z jednej strony na wytworzenie elementów o skomplikowanej geometrii spełniających wysokie wymagania jakościowe, a z drugiej strony nie ma konieczności usuwania dużych objętości materiału obrabianego, co skutkuje krótszym czasem wytworzenia oraz niższymi kosztami produktu [9]. Podczas łączenia ze sobą dwóch technik mowa o wytwarzaniu hybrydowym.

W nowoczesnym przemyśle dąży się do zamknięcia procesu produkcyjnego w obrębie jednej zautomatyzowanej linii produkcyjnej. Podobnie przy wytwarzaniu hybrydowym kreuje się nowy trend, który dąży do powstawania maszyn hybrydowych, na których w pierwszej kolejności za pomocą metod przyrostowych wytwarzana jest przygotówka, a następnie za pomocą obróbki ubytkowej dopełniane są wymagania dotyczące dokładności oraz jakości powierzchni. Nie inaczej wygląda sytuacja w wytwarzaniu w skali mikro. Dąży się do powstawania maszyn hybrydowych, które przy

użyciu technologii SLM wytwarzają mikro przygotówkę, która następnie poddawana jest obróbce ubytkowej [10].

W zintegrowanym procesie hybrydowym obróbka odbywa się na jednym stanowisku, dzięki czemu eliminuje się potrzebę montowania elementów w innym układzie oraz ich pozycjonowania. Z drugiej strony odbierana jest jednak możliwość dokładniejszej oceny jakości wytworzonej przygotówki. Należy mieć na uwadze, że nawet nowoczesne metody przyrostowe cechują się stosunkowo niskimi dokładnościami oraz bardzo słabą jakością wytworzonej powierzchni. Dlatego też w prezentowanej pracy zauważono potrzebę oceny jakości przygotówki podczas samej tylko obróbki skrawaniem. W tym celu jednak należy utworzyć model samego procesu.

Zgodnie z normą ISO 23247-1 w nowoczesnym przemyśle cyfrowe bliźniaki mogą mieć zastosowanie w całym cyklu życia wyrobu [11]. Prezentowany model jest niczym innym, jak cyfrowym bliźniakiem procesu mikroobróbki. Poprawnie utworzony model pozwala nie tylko na znalezienie optymalnych warunków (parametrów) procesu do zadanych wymagań, ale również pozwala monitorować sam proces. Możliwe jest wskazanie przyczyn pojawiania się odchyłek rejestrowanych parametrów od modelowego procesu. Zdiagnozowanie takich przyczyn w czasie trwania obróbki pozwala na kompensację lub dostrojenie układu, co bezpośrednio wiąże się z poprawieniem jakości produktu. Należy mieć jednak na względzie również możliwości oraz obszar zastosowań utworzonego cyfrowego bliźniaka.

Prezentowany model w szczególności dedykowany jest obróbce elementów wytwarzanych przyrostowo. Zasadniczą różnicą pomiędzy klasycznym modelem, a podejściem proponowanym w niniejszej pracy jest wpływ struktury geometrycznej na sam proces. Powierzchnia elementów wytwarzanych metodą SLM charakteryzuje się dużą chropowatością ze względu na ścieżkowanie wiązki lasera. Przy mikroobróbce chropowatości te mogą nawet przekraczać wartość osiowej głębokości skrawania. Zmienność wartości rejestrowanych sił wyraźnie się zatem waha, co jest bezpośrednim skutkiem doboru metody wytwarzania przyrostowego. W momencie, gdy monitoruje się na bieżąco zakres zmienności rejestrowanych sił, można wnioskować o chropowatościach

obrabanianych powierzchni, a podczas samej obróbki dokonywać oceny jakości obrabianej powierzchni.

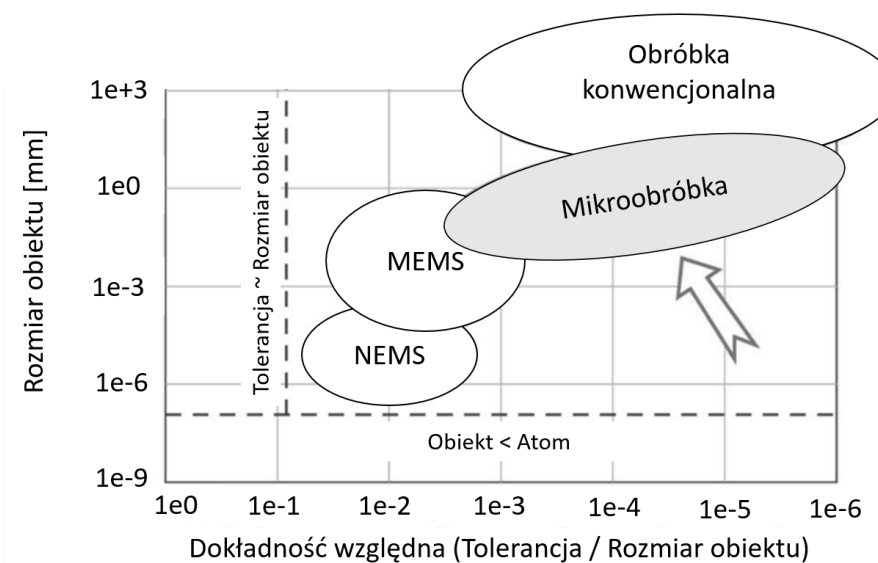
Zagłębiając się w samą ideę monitorowania jakości przygotówki na podstawie rejestrowanych sił, można wyszczególnić szerszy obszar zastosowań proponowanego modelu. W prezentowanej pracy ukazane jest ujęcie skali mikro, gdy same chropowatości wpływają na proces. Sam model jednak można przeskalować do skali makro. Falistość powierzchni, błędy mocowania przedmiotu, czy błędy pozycjonowania narzędzia są tym, co wpływa na wartości oraz zmienność rejestrowanych sił. Potencjalnym zastosowaniem prezentowanego modelu w obróbce w skali makro jest monitoring procesu oraz kompensacja wpływu wymienionych błędów pozycji.

2. Przegląd literatury

2.1. Definicja, zakres oraz możliwości mikrofrezowania

Umowną granicę mikrofrezowania zazwyczaj wyznacza się za pomocą średnicy wykorzystywanego narzędzia. Używając tej definicji granica mikroobróbki jest bardzo precyzyjna. O mikroobróbce można mówić wykorzystując narzędzia o średnicy od 1 μ m do 1mm [12]. Warto zauważyć jednak, że definicja ta nie odnosi się bezpośrednio do mechanizmów fizycznych obróbki. Profesor de Oliveira w swojej pracy zarysowuje ten problem, nakreślając jednocześnie, iż jest to kwestia innych aspektów geometrii procesu takich jak m.in. promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej, czy posuw na ostrze [13]. Tzw. efekt skali, który szczegółowo opisuje granicę procesów mikroskrawania, opisany jest w kolejnych akapitach prezentowanej pracy. Nie mniej jednak o wielu aspektach mikroobróbki można mówić już przy frezowaniu narzędziami o średnicy ok. 2.0mm [14].

Kolejnym sposobem klasyfikacji mikrowytwarzania jest dokładność względna [15]. Dokładność względna opisuje stosunek tolerancji do wymiarów gabarytowych. Naturalnym jest, że im większy wymiar, tym stawiane wymagania dokładności wymiarowej są mniej restrykcyjne. Zauważyć to można m.in. w szeregu tolerancji wymiarowej oraz pasowania (ISO 286-1, ISO 286-2). Zależność względnej dokładności nie jest jednak wprost proporcjonalna. Układy MEMS oraz NEMS (z ang. *micro-/nano- electro-mechanical systems*) charakteryzują się nieproporcjonalnie wysokimi tolerancjami w stosunku do swoich wymiarów gabarytowych ze względu na bardzo wysokie dokładności technologii fotolitografii. Obróbka konwencjonalna natomiast znajduje się po drugiej stronie wykresu oferując wytwarzanie elementów o większych gabarytach ze stosunkowo niskimi dokładnościami (Rys. 2.1). Wykreślić zatem pomost pomiędzy dwoma obszarami *nano* oraz *makro* technologii. Wedle tego podziału można przyjąć, że mikroobróbka pozwala wytwarzać dokładniej niż obróbka konwencjonalna, lecz mniej dokładnie niż metody wykorzystujące fale świetlne, a mikroobróbce można poddawać elementy mniejsze niż przy obróbce precyzyjnej [16].



Rys. 2.1 Obszar definiujący mikroobróbkę w funkcji dokładności względnej i rozmiaru obiektu [16]

Mikroobróbka charakteryzuje się również bardzo wysoką jakością uzyskanej powierzchni, co jest m.in. skutkiem stosowania bardzo małych wartości posuwu na ząb oraz bardzo małych promieni zaokrąglenia krawędzi skrawającej [17]. W nowoczesnym przemyśle możliwe jest uzyskiwanie chropowatości Ra na poziomie $10-20nm$, a w skrajnych przypadkach nawet do $2.6nm$ [15, 18, 19]. Obok możliwości otrzymywania powierzchni o bardzo niskich chropowatościach mikroobróbka jest również opłacalna na tle pozostałych metod mikrowytwarzania. Koszty usunięcia jednostki objętości przy mikroobróbce są oczywiście nieporównywalnie wyższe niż przy kosztach obróbki konwencjonalnej. Biorąc pod uwagę jednak koszty pozostałych metod mikrowytwarzania z materiałów metalicznych takich jak m.in. skrawanie laserem (z ang. *laser machining*), powlekanie, trawienie chemiczne, czy litografia, to technologia skrawania okazuje się stosunkowo tania, a sam proces obróbki wydajny [20, 21].

Fizyczne podstawy obróbki konwencjonalnej bardzo często nie mogą być stosowane przy mikroskrawaniu ze względu na efekt skali (z ang. *size effect*). Efekt skali dotyczy nieliniowej zmiany charakterystyki procesu powiązanej ze zmniejszaniem rozmiar narzędzia [22]. Profesor Bissacco z Technicznego Uniwersytetu Danii w swojej pracy podjął próbę wyznaczenia granicy efektu skali [23]. Granica ta według profesora Bissacco wyznaczana jest poprzez stosunek grubości warstwy skrawanej h do promienia

zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n . Kryterium dla którego efekt skali zaczyna odgrywać rolę przedstawiony został za pomocą formuły (2.1).

$$\frac{h}{r_n} < 1 \quad (2.1)$$

Efekt skali ma kluczowy wpływ na względną dokładność obróbki, formowanie zadziorów oraz jakość obrobionej powierzchni. Na jakość wytworzonych elementów oraz wydajność samego procesu mikroskrawania ogromny wpływ ma mechanizm formowania się zadziorów (z ang. *burr formation mechanism*), który bezpośrednio wynika z wartości minimalnej grubości warstwy skrawanej [24–26]. Formowanie się zadziorów dotyczy wpływu efektu skali na jakość obrabianych krawędzi, natomiast wpływ efektu skali na jakość samej powierzchni (jej chropowatość oraz falistość) również pozostaje nie bez znaczenia [27]. Efekt skali głównie związany jest z dominacją odkształceń plastycznych oraz sprężystych [28–30]. Gdy minimalna grubość warstwy skrawanej nie zostanie przekroczona, wiór nie jest formowany, a materiał obrabiany nie jest usuwany. W związku z opisanym mechanizmem chropowatość powierzchni nie jest determinowana przez ślad zarysu zęba narzędzia, lecz przez przepchany, nieusunięty materiał [31, 32]. W pracy [19] udowodniono, iż zmniejszenie wpływu efektu skali przez redukcję minimalnej grubości warstwy skrawanej do ok. 30nm skutkuje osiągnięciem bardzo niskich wartości chropowatości powierzchni (2.6nm). Natomiast w pracy [33] przedstawiony został teoretyczny wpływ minimalnej grubości warstwy skrawanej na chropowatości profilu powierzchni podczas mikroskrawania.

2.2. Narzędzia wykorzystywane w mikrofrezowaniu

O ile górną granicę średnicy narzędzia w procesie mikroskrawania definiuje się przez efekt skali (tzn. zjawiska fizyczne), o tyle dolną granicę rozmiaru narzędzia wyznaczają tylko i wyłącznie możliwości technologiczne. Mikrofrezy wytwarza się poprzez obróbkę elektroerozyjną, obróbkę wiązką jonów, czy szlifowanie precyzyjne, jednak niezależnie od technologii wytwarzania narzędzia takie cechować muszą się niezwykle wysoką dokładnością wykonania [34, 35]. Biorąc pod uwagę, że w mikroobróbce stosuje się posuwy na ząb często nieprzekraczające 5 μ m, dokładność wykonania musi być wielokrotnie

wyższa. Przy produkcji mikrofrezów konieczne jest zatem osiąganie submikronowych tolerancji [36].

Ze względu na wspomniane procesy produkcji, tolerancje oraz średnice mikrofrezów na rynku spotyka się wyłącznie mikrofrezy monolityczne. Podobnie jak w procesach makroobróbki najczęściej używane są mikrofrezy walcowo-czołowe oraz kuliste. Frezy walcowo-czołowe wykorzystywane są do obróbki indeksowanej w osi narzędzia, natomiast frezy kuliste do formowania powierzchni swobodnych. Mikrofrezy najczęściej wykonywane są z węgla wolframu powlekanego azotkiem tytanu glinu [37].

W aktualnej literaturze naukowej z obszaru mikrofrezowania najczęściej spotyka się narzędzia o średnicach mieszczących się w przedziale $250\text{--}1000\mu\text{m}$ [15, 38, 39]. Podyktowane jest to wieloma względami. W przemyśle rzadko spotyka się narzędzia o mniejszych średnicach; zjawiska zachodzące przy obróbce w tych zakresach jednoznacznie wskazują na wpływ efektu skali, jednocześnie siły i powierzchnie pozostają stosunkowo łatwe do pomiaru i oceny; stosunkowo niewielki wpływ bicia; geometria narzędzia o wielu ostrzach, czy możliwość stosowania wysokich posuwów na ząb. Nie mniej jednak spotyka się wiele prac, które traktują o obróbce narzędziami o znacznie mniejszych średnicach [40, 41]. W pracy [42] profesor Xiaoling Jin wraz z zespołem podejmuje się analizy zjawisk zachodzących na ostrzu narzędzia o średnicy $25\mu\text{m}$ [42]. Naukowcy z Uniwersytetu Technicznego w Kaiserslautern podejmuje się natomiast oceny wpływu parametrów nastawczych na jakość powierzchni przy obróbce narzędziem o średnicy $50\mu\text{m}$. Narzędzie o średnicy $5\mu\text{m}$ dostępne jest w ofercie katalogowej amerykańskiej firmy *PMT – Performance Micro Tool*.

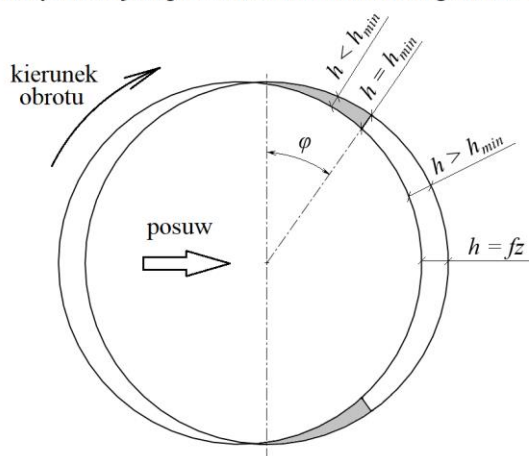
Rozmiar narzędzia definiuje osiągnięte na ostrzu prędkości skrawania oraz rozmiar najmniejszej możliwej do wytworzenia geometrii elementu. O procesach zachodzących na ostrzu decyduje jednak promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n [23]. Pomimo, iż parametr ten jest wyjątkowo ważny, to producenci narzędzi nie zawsze podają tę wartość. Z tego powodu wiele prac skupia się na wyznaczeniu wartości promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej [43, 44]. Najczęściej spotyka się narzędzia o promieniu krawędzi skrawającej mieszczącej się w zakresie $1\text{--}4\mu\text{m}$ [17, 45]. Ogólna zasada mówi, że im

mniej sześnca narzędzia, tym mniejszy promień krawędzi skrawającej. Związane jest to z minimalną grubością warstwy skrawanej h_{min} .

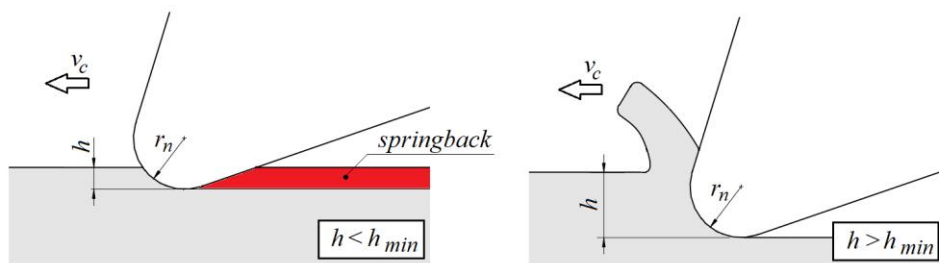
Pojęcie minimalnej grubości warstwy skrawanej związane jest z procesem formowania się wióra. W przypadku, gdy grubość warstwy skrawanej (z ang. *uncut chip thickness*) nie przekracza wartości minimalnej, wiór nie jest formowany, a występują jedynie odkształcenia sprężyste i plastyczne materiału obrabianego. Skrawanie z wartościami mniejszymi niż minimalna grubość warstwy skrawanej wiąże się ze wzrostem wartości składowych sił skrawania oraz pogorszeniem jakości powierzchni [46, 47].

W podstawowym modelu mikrofrezowania grubość warstwy skrawanej h można wyznaczyć z prostej formuły (2.2), gdzie φ jest to położenie kątowe narzędzia, a fz posuw na ząb. W celu wyznaczenia obszarów dominacji odkształceń plastyczno-sprężystych materiału wystarczy sprawdzić prosty warunek (2.3). Warunek ten jest skonstruowany dla frezu walcowo-czołowego o zerowym kącie zaokrąglenia naroża (Rys. 2.2a). Fizyczny koncept minimalnej grubości warstwy skrawanej przedstawiono na rysunku (Rys. 2.2b).

a) obszary, w których nie jest przekraczana minimalna grubość warstwy skrawanej



b) ilustracja zjawiska minimalnej grubości warstwy skrawanej



Rys. 2.2 Mechanizm minimalnej grubości warstwy skrawania (a) obszary występowania

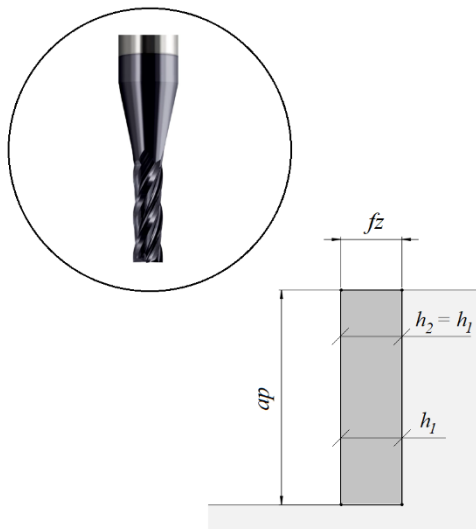
(b) ilustracja mechanizmu [47]

$$h = fz \cdot \sin\varphi \quad (2.2)$$

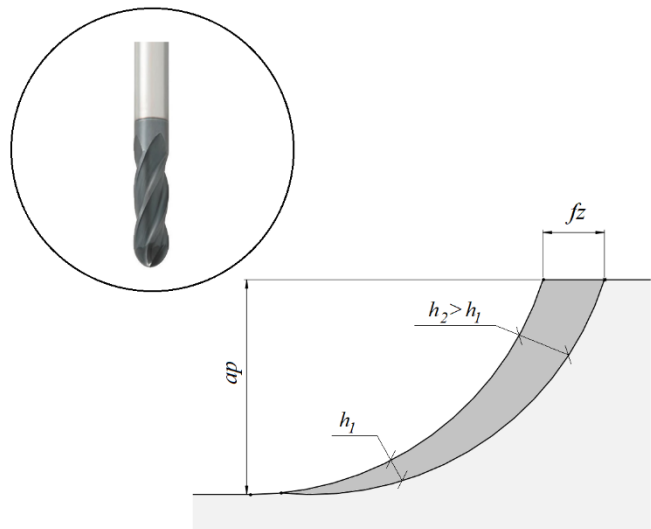
$$h < h_{min} \quad (2.3)$$

W pracy [48] zaprezentowano podejście, które pozwala na wyznaczenie trójwymiarowych obszarów, gdzie nie jest przekraczana minimalna grubość warstwy skrawanej w pełnym obrocie ostrza. Pole warstwy skrawanej zmienia swoją grubość w przypadku wykorzystania narzędzia kulistego (Rys. 2.3). Co równie ważne, prędkość skrawania takim narzędziem również nie pozostaje taka sama w całym przekroju warstwy, a co za tym idzie obszary, gdzie grubość warstwy skrawanej nie przekracza wartości minimalnej nie zależy tylko i wyłącznie od położenia kąтового narzędzia. Problem ten został zauważony przez wielu naukowców [49, 50]. Szczególnie ciekawe aspekty minimalnej grubości warstwy skrawanej poruszane są w pracach [51, 52]. Prace te opierają się na modelowaniu grubości warstwy skrawanej podczas obróbki 5 osiowej.

a) pole warstwy skrawanej
- frez walcowo - czołowy



b) pole warstwy skrawanej - frez kulisty



Rys. 2.3 Zmiana grubości przekroju warstwy skrawanej dla (a) frezu walcowo-czołowego oraz (b) frezu kulistego

Wyznaczenie minimalnej grubości warstwy skrawanej jest bardzo ważne z punktu widzenia modelowania mikroobróbki ze względu na wyznaczenie granicy efektu skali. W literaturze można spotkać za równo próby wyznaczenia minimalnej grubości warstwy

skrawanej analityczne, modelowe, jak i doświadczalne [53–55]. Nie mniej jednak najprostszą metodą na podstawie, której w wielu pracach przyjmowana jest minimalna grubość warstwy skrawanej opiera się na jej znormalizowanej wartości (2.4) [29].

$$h_{min} = k \cdot r_n \quad (2.4)$$

2.3. Modelowanie mikroobróbki

Mikrofrezowanie modelowane jest na trzy różne sposoby – za pomocą modeli analitycznych, za pomocą modeli geometrycznych oraz modeli fizycznych [56, 57]. Każdy z tych sposobów dedykowany jest innym zastosowaniom, natomiast upraszcza inne aspekty mikroobróbki. Modele analityczne odwzorowują zjawiska fizyczne za pomocą definiowanych równań. Za pomocą modeli analitycznych najczęściej wyznaczane są siły skrawania z uwzględnieniem minimalnej grubości warstwy skrawanej [29, 56, 58]. Poprawnie skonstruowany model analityczny świadczy o głębokim zrozumieniu mechanizmów procesu. Modele analityczne w mniejszym stopniu wykorzystywane są do modelowania wskaźników jakości obrobionej powierzchni, ponieważ w tym sposobie uproszczeniu poddaje się geometrię procesu [59, 60]. Metody modelowania analitycznego najczęściej nie potrzebują dużych zasobów mocy obliczeniowej, obliczenia bardzo często mogą być prowadzone w czasie rzeczywistym.

Modele geometryczne mikrofrezowania skupiają się na modelowaniu powierzchni obrobionej. Bardzo ważnym aspektem w podejściu geometrycznym jest model geometrii narzędzia, ponieważ to właśnie przez symulowanie ruchów ostrzy wyznaczana jest struktura geometryczna powierzchni obrobionej [61, 62]. W omawianym sposobie modelowania możliwe jest uwzględnienie innych aspektów geometrycznych takich jak bicie osiowe, bicie promieniowe, ugięcie narzędzia, czy dynamika procesu [63–65]. Modele geometryczne nie uwzględniają geometrii niewynikającej bezpośrednio z kształtu narzędzia. Nie modeluje się w ten sposób kształtu wióra, kształtu zadziorów, czy wypływki. Obecnie modele geometryczne opierają się na dwóch metodach – metodzie HMT (z ang. *homogeneous matrix transformation*) oraz metodzie *Z-map* [66, 67].

Modele fizyczne takie jak metoda elementów skończonych *MES* (z ang. *finite element method*), czy metoda hydrodynamiki cząstek wygładzonych *SPH* (z ang. *smoothed particle hydrodynamics*) pozwalają na modelowanie procesu obróbki w bardzo wąskim zakresie ze względu na bardzo wysokie zapotrzebowanie na moc obliczeniową. Nie mniej jednak w modelowanym zakresie analizie poddaje się wiele czynników fizycznych, których niemożliwe jest zamodelowanie za pomocą innych metod, m.in. rozkład naprężeń oraz temperatur, sposób formowania wióra, czy nawet wpływ mikrostruktury materiału obrabianego [42, 68, 69].

Podjęmowane są próby łączenia poszczególnych metod w modelach hybrydowych. Głównym celem tworzenia modeli hybrydowych jest próba ominięcia ograniczeń wynikających z poszczególnych metod. Najczęściej łączy się metody fizyczne z metodami geometrycznymi. W połączeniu takim za pomocą metod fizycznych *FEM/SPH* opisywane są zachodzące mechanizmy (w formie geometrycznej lub liczbowej), a następnie rozwiązania implementowane są w modelu geometrycznym. Nie zachodzi wtedy konieczność wykonywania ciągłych obliczeń, lecz korzysta się z wcześniej utworzonych tabel [70, 71].

W dalszej części pracy dokonany został przegląd szczególnie ważnych sposobów modelowania składowych sił skrawania, modelowania struktury powierzchni obrobionej oraz ugięcia narzędzia. Aspekty te są szczególnie ważne z punktu widzenia niniejszej pracy.

2.3.1. Modelowanie sił podczas mikrofrezowania

Najprostszym modelem sił stosowanym przy obróbce makroskopowej jest model mechanistyczny wykorzystujący opór właściwy skrawania [72]. Model ten zakłada, że podczas obróbki występują wyłącznie ścinanie materiału obrabianego. W modelu takim nie jest uwzględnione nagniatanie materiału, dlatego też nie może on być stosowany w skali mikro. Równania opisujące składowe siły skrawania (główną siłę skrawania F_t , promieniową siłę skrawania F_r oraz osiową siłę skrawania F_a) zostały przedstawione za pomocą formuł (2.5)-(2.7). Współczynniki oporu właściwego zostały oznaczone jako k_t , k_r , k_a , zależność głębokości skrawania od czasu jako $h(t)$ (2.2), natomiast głębokość skrawania jako ap .

$$F_t = k_t \cdot h(t) \cdot ap \quad (2.5)$$

$$F_r = k_r \cdot h(t) \cdot ap \quad (2.6)$$

$$F_a = k_a \cdot h(t) \cdot ap \quad (2.7)$$

Równania (2.5)-(2.7) opisane są w sposób szczególny dla narzędzia walcowo-czołowego o zerowym promieniu zaokrąglenia naroża. Równania te można zapisać w sposób ogólny za pomocą formuł (2.8)-(2.10), gdzie $A(t)$ jest to zależność pola przekroju warstwy skrawanej od czasu.

$$F_t = k_{tc} \cdot A(t) \quad (2.8)$$

$$F_r = k_{rc} \cdot A(t) \quad (2.9)$$

$$F_a = k_{ac} \cdot A(t) \quad (2.10)$$

W makroobróbce promień zaokrąglenia naroża narzędzia porównywalny jest z wartościami posuwów na ostrze, dlatego też zaczęto rozszerzać model mechanistyczny o geometryczne zależności pola warstwy skrawanej. Ponadto od lat '90 XX wieku zaczęto uwzględniać również wpływ sił powstających przy nagniataniu materiału podczas obróbki [73, 74]. Wpływ ten został uwzględniony poprzez dodanie do zależności (2.8)-(2.10) kolejnego członu. Równania te zostały przedstawione za pomocą formuł (2.11)-(2.13) [75]. Współczynniki oporu właściwego pochodzące od nagniatania materiału oznaczone zostały jako k_{tp} , k_{rp} , k_{ap} .

$$F_t = k_{tp} \cdot A(t) + k_{tp} \cdot ap \quad (2.11)$$

$$F_r = k_{rp} \cdot A(t) + k_{rp} \cdot ap \quad (2.12)$$

$$F_a = k_{ap} \cdot A(t) + k_{ap} \cdot ap \quad (2.13)$$

Sposób wyznaczania wartości współczynników został przedstawiony w pracy [76]. Jednak założenie, że stałe materiałowe są wartościami stałymi sprawdza się wyłącznie przy skrawaniu w skali makro. Podczas mikroobróbki, gdy grubość warstwy skrawanej są niewielkie, może nie dojść do uformowania się wióra (nie zostanie przekroczona

minimalna grubość warstwy skrawanej). W takim wypadku siły skrawania zależą w sposób nieliniowy od pola powierzchni przekroju warstwy skrawanej. W pracy [77] przedstawiony został model, w którym wartości stałych materiałowych są zależne od geometrii ostrza oraz chwilowej grubości warstwy skrawanej. W modelu tym siły wyznaczone są przy pomocy równań (2.14) - (2.16).

$$F_t(\varphi) = k_t(h) \cdot p_j \cdot h(\varphi) \cdot q_j \cdot ap \quad (2.14)$$

$$F_r(\varphi) = k_r(h) \cdot p_j \cdot h(\varphi) \cdot q_j \cdot ap \quad (2.15)$$

$$F_a(\varphi) = k_a(h) \cdot p_j \cdot h(\varphi) \cdot q_j \cdot ap \quad (2.16)$$

Współczynnik uwzględniający bicie osiowe oznaczony został jako p_j , natomiast współczynnik uwzględniający kąt linii śrubowej frezu jako q_j . Wartości współczynników materiałowych wyznacza się ze zależności (2.17) – (2.19), gdzie współczynniki k_{ts} , k_{rs} , k_{as} , m , n , k są stałymi zależnymi od geometrii ostrza oraz materiału obrabianego, natomiast chwilowa wartość grubości warstwy skrawanej została oznaczona jako h .

$$k_t = k_{ts} \cdot h^{-m} \quad (2.17)$$

$$k_r = k_{rs} \cdot h^{-n} \quad (2.18)$$

$$k_a = k_{as} \cdot h^{-r} \quad (2.19)$$

W pracy [42] zaprezentowany został model, w którym siły skrawania uzależnione zostały od wartości grubości warstwy skrawanej oraz promienia zaokrąglenia naroża. Zaproponowany model bazuje na formułach (2.11) - (2.13), jednak wartości współczynników materiałowych mają nieliniowy charakter. Wartości współczynników materiałowych w przytoczonej pracy zostały wyznaczone za pomocą równań (2.20) - (2.22). Stałe k_{t1} , k_{r1} , k_{a1} są współczynnikami oporu właściwego skrawania, jeśli promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej wynosi $r_\varepsilon = 0$, natomiast stałe k_{t2} , k_{r2} , k_{a2} są to stałe materiałowe uwzględniające nieliniowy wpływ promienia zaokrąglenia naroża.

$$k_t(h, r_\varepsilon) = k_{t1}(h) + k_{t2}(h, r_\varepsilon) \quad (2.20)$$

$$k_r(h, r_\varepsilon) = k_{r1}(h) + k_{r2}(h, r_\varepsilon) \quad (2.21)$$

$$k_a(h, r_\varepsilon) = k_{a1}(h) + k_{a2}(h, r_\varepsilon) \quad (2.22)$$

Rozpisując zależności funkcyjne (2.20)-(2.22) otrzymuje się (2.23)-(2.25), gdzie α, β, d, p, q są wartościami stałymi, chwilowa grubość warstwy skrawanej została oznaczona jako h , natomiast promień zaokrąglenia naroża jako r_ε .

$$k_t(h, r_\varepsilon) = \alpha_t \cdot h^{d_t} + \beta_t \cdot h^{p_t} \cdot r_\varepsilon^{q_t} \quad (2.23)$$

$$k_r(h, r_\varepsilon) = \alpha_r \cdot h^{d_r} + \beta_r \cdot h^{p_r} \cdot r_\varepsilon^{q_r} \quad (2.24)$$

$$k_a(h, r_\varepsilon) = \alpha_a \cdot h^{d_a} + \beta_a \cdot h^{p_a} \cdot r_\varepsilon^{q_a} \quad (2.25)$$

W pracy [78] zaproponowany został model sił, który obok minimalnej grubości warstwy skrawanej oraz promienia naroża uwzględnia prędkość skrawania. Zaproponowane równania, podobnie jak wcześniej prezentowane zależności, składają się z dwóch członów. Pierwszy człon opisuje zależność funkcyjną dla dużych wartości chwilowej głębokości skrawania, natomiast drugi człon dla małych grubości. Co za tym idzie, drugi człon uzależniony jest od wartości promienia naroża. Co więcej w prezentowanym modelu przekrój warstwy skrawanej dzielony jest na pola elementarne, w których wyznacza się grubość warstwy skrawanej. Podejście takie pozwala w bardzo szczegółowy sposób opisać geometrię procesu mikroskrawania. Składowe siły skrawania wyznacza się w każdym z pól elementarnych. Wypadkowa siła działająca na ostrze jest sumą sił działających we wszystkich polach elementarnych. Równania opisujące składowe siły skrawania zostały przedstawione za pomocą formuł (2.26) – (2.28).

$$F_t = p_{t1} v^{p_{t2}} (1 - e^{p_{t3} h}) + r_n^{p_{t4}} (p_{t5} v + p_{t6}) (1 - e^{(p_{t7} r_n^{p_{t8}} + p_{t9}) h}) \quad (2.26)$$

$$F_r = p_{r1} v^{p_{r2}} (1 - e^{p_{r3} h}) + r_n^{p_{r4}} (p_{r5} v + p_{r6}) (1 - e^{(p_{r7} r_n^{p_{r8}} + p_{r9}) h}) \quad (2.27)$$

$$F_a = p_{a1} v^{p_{a2}} (1 - e^{p_{a3} h}) + r_n^{p_{a4}} (p_{a5} v + p_{a6}) (1 - e^{(p_{a7} r_n^{p_{a8}} + p_{a9}) h}) \quad (2.28)$$

Pomimo, że przytoczony model sił uwzględnia chwilową grubość warstwy skrawanej oraz prędkość skrawania w polu elementarnym, promień naroża, a także geometrię ostrza, to posiada on pewną szczególną wadę. Do pełnego opisu tego modelu potrzebne są 27 stałe materiałowe, a żadna z tych stałych nie posiada fizycznego wymiaru.

2.3.2. Modelowanie struktury geometrycznej powierzchni obrobionej

Kolejną grupą modeli są modele dedykowane do symulowania struktury geometrycznej powierzchni obrobionej. W mikrofrezowaniu, gdzie sztywności narzędzi są bardzo niskie, podczas modelowania powierzchni konieczne jest uwzględnianie ugięcia narzędzia. Dlatego też podczas modelowania powierzchni koniecznym jest wyznaczenie również wartości sił, w celu wyznaczenia ugięcia narzędzia [30]. Obok ugięcia statycznego w wielu pracach wyznacza się również ugięcie dynamiczne narzędzia przy obróbce z wysokimi prędkościami obrotowymi wrzeciona [79–81]. W literaturze pojawiają się głównie opracowania modeli frezowania narzędziem walcowo-czołowym, jednak spotkać można również modele frezowania swobodnego [82]. Modele symulujące powierzchnię obrobioną podczas mikrofrezowania charakteryzują się, tym iż obok ugięcia konieczne jest również wprowadzenie bicia narzędzia oraz wpływu minimalnej grubości warstwy skrawanej na jakość powierzchni. W modelach makrofrezowania natomiast zjawiska te nie mają dużego znaczenia [83–86]. Wpływ poszczególnych parametrów na jakość modelowanej powierzchni został wyznaczony w pracy [87].

W pracy [88] zauważono, że jakość powierzchni może zostać poprawiona przy zastosowaniu niskich wartości posuwu w stosunku do promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej. Ponadto w pracy przedstawiony został teoretyczny profil powierzchni, gdzie obszary, w których minimalna grubość warstwy skrawanej nie została przekroczona, nie były usuwane.

O ile w pracy z roku 2001 [88] przedstawiony został profil teoretyczny to w pracy z roku 2005 [89] utworzony został już w pełni funkcjonalny model profilu frezowanej powierzchni uwzględniający geometrię narzędzia oraz minimalną grubość warstwy skrawanej. Model ten dedykowany był do wyznaczania chropowatości profilu powierzchni w funkcji posuwu przy mikrofrezowaniu narzędziami walcowo-czołowymi.

Rozszerzony model powierzchni obrobionej uwzględniający szereg czynników został przedstawiony już w roku 2006 w pracy [90]. Poza modelowanymi wcześniej kinematyką ostrza, czy dynamiką narzędzia w modelu powierzchni wzięto pod uwagę również sprężynowanie materiału (z ang. *springback* lub *elastic recovery*) związane z minimalną grubością warstwy skrawanej. Mechanizm ten został wcześniej opisany w

artykule [91]. Autorzy zaproponowali tam trzy rodzaje mechanizmu usuwania materiału, które wynikają z efektu skali: mechanizm dominacji odkształceń sprężystych, sprężysto-plastycznych oraz dekohezji materiału obrabianego (formowanie wióra).

W pracy [92] pokazany został natomiast model powierzchni uwzględniający zużycie narzędzia poprzez korektę wartości promienia narzędzia. Prezentowany model jest modelem hybrydowym, minimalna grubość warstwy skrawanej została wyznaczona za pomocą modelu MES. Model ten obejmuje mikronarzędzia walcowo-czołowe oraz o zarzysie kulowym.

Model hybrydowy, w którym minimalna grubość warstwy skrawanej wyznaczana jest za pomocą metody elementów skończonych, został również przedstawiony w pracy [93]. W modelu tym autorzy szczegółowo podeszli do problemu bicia narzędzia. Wyznaczona została mapa narzędzia, na której zostały naniesione mierzone wartości bicia promieniowego. Zazwyczaj pomiaru wartości bicia dokonuje się dla jednej pozycji kątowej narzędzia, natomiast w prezentowanej pracy autorzy dokonali pomiaru w sześciu położeniach [94].

W przytoczonych do tej pory modelach generujących powierzchnie wykorzystywane były modele geometryczne, tzn. takie gdzie definiowana geometria ostrza numerycznie kształtowała powierzchnię obrabianą. W pracy [95] zaprezentowano podejście opierające się na silniku graficznym oraz metodzie reprezentacji granicznej (*B-rep* z ang. *boundary representation*) znanej z systemów CAD. Jest to szczególne podejście ze względu, iż w programowo prosty sposób możliwe jest modelowanie powierzchni trójwymiarowych, co z kolei pozwala na wyznaczanie obszarowych wskaźników chropowatości.

2.3.3. Modelowanie ugięcia statycznego narzędzia

We wszystkich przytoczonych do tej pory modelach podkreślany był duży wpływ ugięcia narzędzia. Wpływ ten jest ważny ze względu na niską sztywność mikronarzędzi oraz wysoki stosunek wartości posuwu na ząb do średnicy narzędzia. Ugięcie narzędzia negatywnie wpływa na dokładność wymiarowo-kształtową, dlatego też wiele prac skupia się na minimalizacji błędów wynikających z odkształcenia narzędzia. Poprawnie skonstruowany model ugięcia pozwala na kompensację ścieżki narzędzia w sposób

pozwalający na uzyskanie wysokich dokładności wymiarowych [96–98]. W pracy [99] dokonano analizy wpływu błędów (m.in odkształceń termicznych oraz statycznych), z której wynika, iż decydujący wpływ na dokładności przy mikrofrezowaniu ma ugięcie statyczne narzędzia, przy czym krytycznie duży udział (ok. 90%) ma podatność samego narzędzia w strefie kontaktu z materiałem obrabianym. W kolejnych akapitach przedstawione zostały proponowane w literaturze sposoby modelowania statycznego ugięcia narzędzia. Wyróżniono sposób analityczny, sposób wykorzystujący metodę elementów skończonych oraz sposób doświadczalny.

Punktem wyjścia w wielu pracach przy modelowaniu ugięcia statycznego mikrofrezu jest klasyczna teoria Eulera-Bernoulliego [63, 100, 101]. W pracy [102] przedstawiony został sposób wyznaczania ugięcia mikrofrezu, polegający na podzieleniu narzędzia na cztery odcinki o różnej średnicy. Wyodrębnione zostały: część chwytowa, część stożkowa, szyjka cylindryczna oraz część robocza (Rys. 2.4a). Podział ten odpowiada standardowej geometrii mikrofrezów monolitycznych trzpieniowych. Średnica narzędzia w funkcji współrzędnej osiowej x przedstawiona została na równaniu (2.29). Średnica części roboczej została uproszczona do cylindra o średnicy równej 0.7 nominalnej wartości (2.30).

$$d(x) = \begin{cases} d_2 & 0 < x < l_1 \\ d_2 - 2 \cdot \tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot (x - l_1) & l_1 < x < l_1 + l_2 \\ d_1 & l_1 + l_2 < x < l_4 - l_3 \\ d_z & l_4 - l_3 < x < l_4 \end{cases} \quad (2.29)$$

$$d_z = 0.7 \cdot d \quad (2.30)$$

Ugięcie każdego z zamodelowanych odcinków liczone jest osobno, a ciągłość odkształceń zapewniona jest przez nadanie warunków brzegowych na każdy odcinek. Równanie różniczkowe opisujące linię ugięcia wyszczególnionych części mikrofrezu pokazane zostało za pomocą formuły (2.31). Moduł Younga oznaczony został jako E , moment bezwładności przekroju jako I (2.32), ugięcie mikrofrezu jako δ , natomiast moment zginający jako M (2.33).

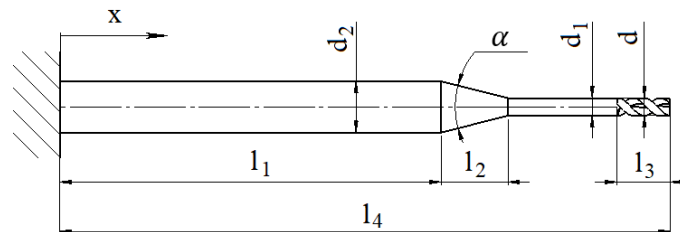
$$E \cdot I(x) \cdot \frac{\partial^2 \delta}{\partial x^2} = -M(x) \quad (2.31)$$

$$M(x) = -F \cdot (l_4 - x) \quad (2.32)$$

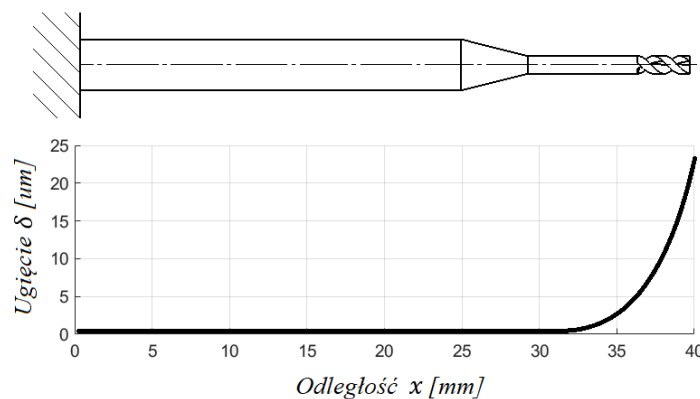
$$I(x) = \frac{\pi \cdot d(x)^4}{64} \quad (2.33)$$

Linie ugięcia mikrofrezu wyznacza się całkując dwukrotnie równanie (2.31) dla każdego z części mikrofrezu z poszanowaniem ustalonych warunków brzegowych. Wyznaczone tym sposobem w pracy [102] ugięcie narzędzia przedstawione zostało na rysunku (Rys. 2.4b).

a) podział narzędzia na odcinki o zróżnicowanej średnicy



b) wyznaczona linia ugięcia mikrofrezu



Rys. 2.4 Analityczny sposób wyznaczania ugięcia mikrofrezu; (a) podział narzędzia na odcinki, (b) wyznaczona linia ugięcia [102]

Ugięcie statyczne frezu w literaturze modelowane jest również za pomocą metody elementów skończonych. Należy mieć na względzie, że o ile metoda analityczna po wyznaczeniu równań linii ugięcia frezu może być wykorzystywana w modelach mikroobróbki, to metoda MES służy głównie do wyznaczania sztywności zastępczej frezu. Nie mniej jednak metoda elementów skończonych pozwala dokładniej wyznaczyć

sztwność narzędzia w miejscu najbardziej podatnym, tzn. w odcinku występowania śrubowej linii ostrza. Metoda MES pozwala również na modelowanie znacznie bardziej skomplikowanych postaci ugięć/deformacji narzędzia pod wpływem działających sił i momentów [103, 104].

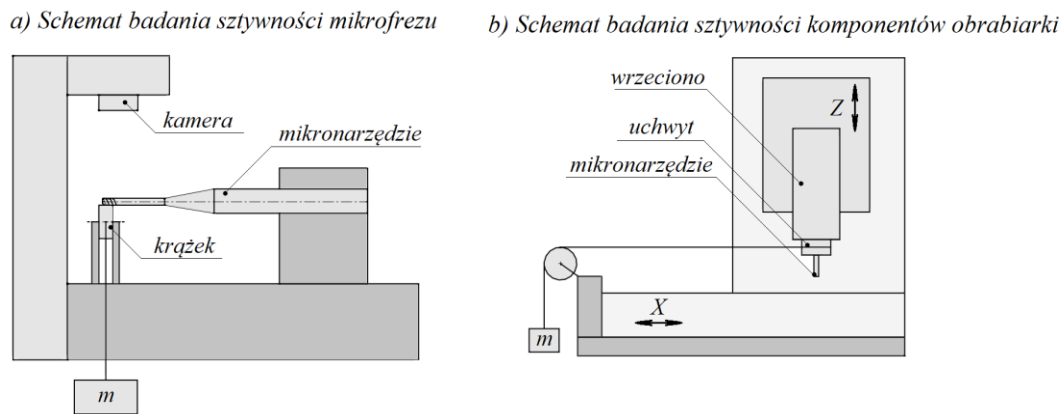
W pracy [105] przedstawiony został uproszczony model frezu, który został zamodelowany za pomocą połączonych ze sobą szeregowo elementów. Zaprezentowany model MES jest na tyle prosty (składa się z małej liczby elementów), że może być wykorzystywany do wyznaczania wartości ugięcia narzędzia podczas obliczeń symulacyjnych. Autorzy jednocześnie zaznaczają, iż na rozbieżności modelu z obserwacjami raczej większy wpływ będzie mieć model sił, czy niedokładności pomiarowe, niż sam model struktury sztywnościowej metody MES.

Ugięcie nie tylko samego narzędzia, ale również cienkościennego elementu obrabianego zostało przedstawione w pracy [106]. W pracy tej nałożono siatki MES na geometrię zarówno przedmiotu obrabianego, jak i narzędzia. Autorzy wzięli pod uwagę, że ugięcie podatnego elementu obrabianego jest tego samego rzędu, co ugięcie narzędzia, przez co grubość warstwy skrawanej uzależniona jest od położenia w stanie równowagi obu elementów.

Doświadczalne metody modelowania ugięcia narzędzia opierają się na wyznaczaniu sztywności całego układu. W przypadku metod analitycznej i MES modelowane jest wyłącznie narzędzie, nie uwzględnia się sztywności kolejnych elementów łańcucha kinematycznego obrabiarki. W pracy [99] przedstawiony został sposób wyznaczania sztywności układu obrabiarki rozbijając łańcuch kinematyczny na cztery elementy. Wartości sztywności wrzeciona k_{wrz} oraz obrabiarki k_{obr} przyjęto według deklarowanych charakterystyk katalogowych producenta, natomiast sztywności narzędzia k_n , uchwytu k_{uch} zostały wyznaczone eksperymentalnie. Doświadczalną wartość sztywności uchwytu oraz mikrofrezu, wyznaczono przykładając siłę o znanej wartości do uchwytu narzędziowego i dokonując pomiaru przemieszczeń (Rys. 2.5). W pracy [31] sztywność mikrofrezu badano natomiast poprzez wymuszenie ugięcia mikrofrezu o określoną wartość przy jednoczesnym pomiarze siły. Sztywność zastępczą

k_{zast} całego układu wyznaczono ze wzoru (2.34) traktując cały układ jako układ szeregowo połączonych ze sobą elementów sprężystych.

$$\frac{1}{k_{zast}} = \frac{1}{k_{wrz}} + \frac{1}{k_{obr}} + \frac{1}{k_{uch}} + \frac{1}{k_n} \quad (2.34)$$



Rys. 2.5 Schemat pomiaru sztywności (a) mikrofrezu, (b) uchwytu narzędziowego [99]

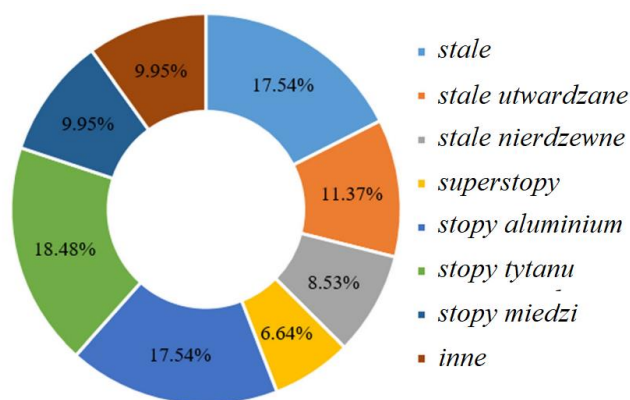
2.4. Wytwarzanie hybrydowe

Wytwarzanie przyrostowe umożliwia wytwarzanie komponentów o wysokim stopniu indywidualizacji przy stałym koszcie produkcji. Dlatego też produkcja addytywna jest coraz częściej stosowana w procesach przemysłowych. Powierzchnie po wytwarzaniu przyrostowym nie spełniają jednak często wymagań funkcjonalnych, dlatego wymagana jest późniejsza obróbka skrawaniem. Połączenie takie dwóch technologii wytwarzania nosi miano obróbki hybrydowej [107, 108].

W nowoczesnym przemyśle stosuje się całą paletę metalicznych materiałów konstrukcyjnych, lecz ze względu na swoje właściwości nie wszystkie materiały mogą zostać wykorzystywane w technologii spiekania selektywnego (SLM). Najczęściej spotykanymi grupami stopów wykorzystywanych w tej technologii to stale chromowo-niklowe, stopy tytanu, stopy aluminium oraz stopy niklu (inconeale) [109–112]. Grupy te charakteryzują się wyjątkowo dobrymi właściwościami wytrzymałościowymi oraz możliwością stosowania w technologii SLM. Stopy stali, tytanu, aluminium oraz inconeale w technologii SLM wyjątkowo chętnie wykorzystuje się w lotnictwie ze względu na możliwość wytwarzania struktur ażurowych, co znacząco podwyższa stosunek wytrzymałości do masy elementu [113–115]. Stopy tytanu oraz stali w technologii SLM

wykorzystuje się również przy wytwarzaniu spersonalizowanych implantów medycznych [111, 116].

Udział procentowy materiałów obrabianych mikronarzędziami w przemyśle cały czas się zmienia ze względu na coraz to nowe możliwości wykorzystania znanych już materiałów oraz pojawiające się nowe stopy metali. W 2012 roku w obszarze mikroobróbki dominowały stopy aluminium (27%), stali o niskich twardościach (21%) oraz stopy miedzi (21%) [12]. Po 10 latach udział ten wygląda zupełnie inaczej (Rys. 2.6) [40]. Ogromnie wzrósł udział stopów tytanu oraz innych superstopów (m.in. stopów niklu tzw. inconeli), natomiast nadal zauważa się ogromny udział stopów aluminium oraz stali. Ogromny nacisk należy położyć na fakt, iż grupy materiałów wytwarzanych technologiami SLM oraz wykorzystywanych w mikroobróbce pokrywają się. Świadczy to o ogromnym potencjale technologii hybrydowych.



Rys. 2.6 Udział grup materiałowych w mikroobróbce [40]

W pracy [117] autorzy zauważają, że podczas mikrofrezowania rozmiar ziaren może być większy niż wartość posuwu na ostrze. W pracy tej został porównany proces mikroskrawania stali nierdzewnej ze stalą o bardzo małym rozmiarze ziaren (ok $1.5\mu\text{m}$). W przypadku, gdy rozmiar ziaren materiału obrabianego jest znacznie większy niż posuwu na ostrze można zauważyć efekt wpływu struktury fazowej materiału. Współczynniki materiałowe różnych faz w mikrostrukturze również będą się różnić. Temat rozmiaru ziaren oraz mikroobróbki materiałów wielofazowych poruszany był w wielu pracach [118–120]. W tematyce tej prace skupiają się na modelowaniu mikroobróbki materiałów wielofazowych pod kątem dynamiki procesu, bowiem ciągła zmiana twardości obrabianego materiału może być postrzegana jako czynnik wzbudzający drgania [121].

3. Teza, cel i zakres pracy

Na podstawie przeglądu literatury oraz przeprowadzonych badań wstępnych sformułowano główny cel pracy:

Budowa modelu sił oraz struktury geometrycznej powierzchni obrabianej podczas procesu mikrofrezowania ze szczególnym uwzględnieniem podatności mikronarzędzia oraz topografii powierzchni obrabianej przygotówki wykonanej metodą selektywnego spiekania proszków metalicznych (SLM).

W związku z przyjętym celem i tematem pracy sformułowano tezę:

Struktura geometryczna powierzchni przygotówki ma istotny wpływ na siły rejestrowane podczas procesu mikrofrezowania części wytworzonych metodą selektywnego spiekania proszków metalicznych.

Ponadto sformułowano dwie tezy pomocnicze:

Osiowa sztywność układu OUPN ma istotny wpływ na strukturę geometryczną powierzchni obrabianej.

Na podstawie rejestrowanych sił podczas mikrofrezowania elementów wytworzonych metodą selektywnego spiekania proszków metalicznych można wnioskować na temat struktury geometrycznej powierzchni obrabianej przygotówki.

W celu udowodnienia postawionej tezy oraz tezy pomocniczej, a także realizacji głównego celu pracy zrealizowano zadania szczegółowe:

- Dokonano przeglądu literatury z zakresu mikrofrezowania oraz modelowania mikrofrezowania ze szczególnym naciskiem na mikrowytwarzanie hybrydowe.
- Budowa modelu sił skrawania procesu mikrofrezowania wraz z badaniami doświadczalnymi weryfikującymi jego poprawność.
- Budowa modelu topografii powierzchni obrabianej wraz z badaniami doświadczalnymi weryfikującymi jego poprawność.
- Budowa modelu o odwróconym przepływie informacji umożliwiającego rekonstrukcję powierzchni obrabianej na podstawie sił zarejestrowanych podczas procesu mikrofrezowania.

Praca składała się z 7 rozdziałów, w których zostały przedstawione kolejne etapy prac nad modelowaniem mikrofrezowania oraz badaniami doświadczalnymi mającymi na celu weryfikację poprawności budowanego modelu.

W rozdziale pierwszym dokonano krótkiego wprowadzenia w tematykę, przedstawiony został kontekst prowadzonych badań oraz motywacja do podjęcia prac.

W rozdziale drugim przedstawiony został aktualny stan wiedzy z zakresu modelowania mikrofrezowania. Przegląd objął kluczowe różnice między obróbką w skali mikro oraz w skali makro, sposoby modelowania sił oraz powierzchni, sposoby modelowania ugięcia narzędzia. W przeglądzie literatury przedstawiono również trendy w materiałach wykorzystywanych zarówno w mikroobróbce jak i w wytwarzaniu przyrostowym.

W rozdziale trzecim przedstawiono tezę, cel i zakres prac.

W rozdziale czwartym przedstawiono algorytmy działania geometrycznego modelu mikrofrezowania. Przedstawiona została zasada działania modelu w konfiguracji uproszczonej, nieuproszczonej oraz prostej i odwrotnej.

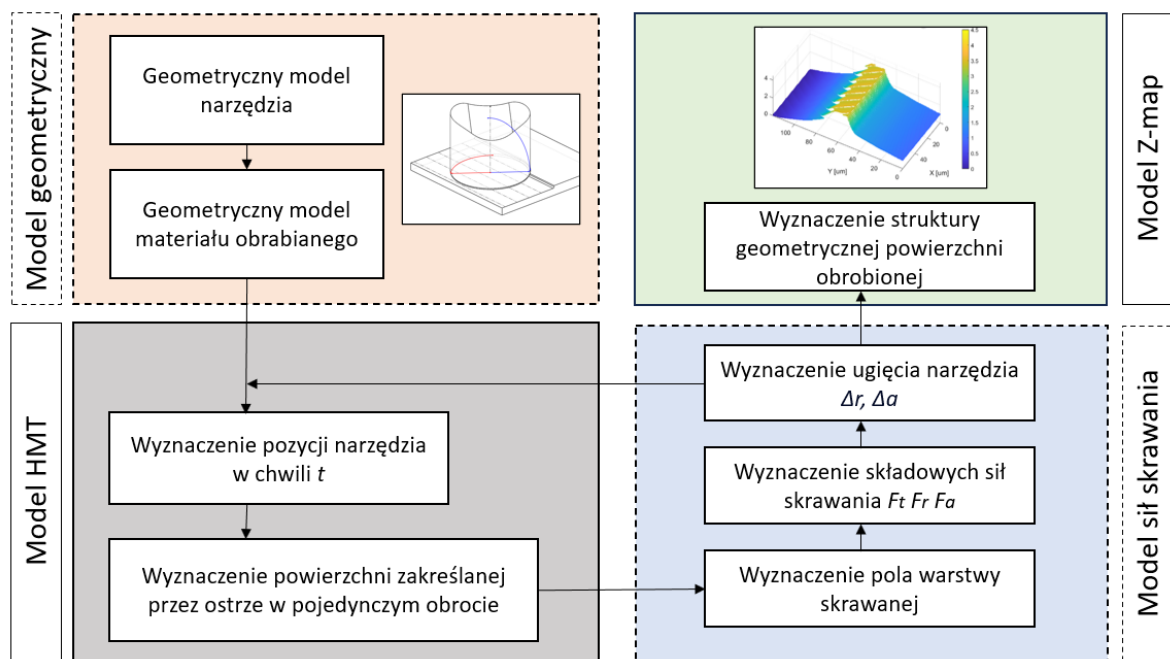
W rozdziale piątym przedstawiono aparat matematyczny stojący za prezentowanym modelem mikroskrawania. Opis rozbito na etapy modelowania, zaczynając od prostego modelu geometrycznego, następnie uwzględniając bicie oraz ugięcie narzędzia. Przedstawiono sposób działania modelu w konfiguracji prostej oraz odwrotnej.

W rozdziale szóstym przedstawiono badania doświadczalne, których celem była weryfikacja modelu. Przedstawiono wyniki czterech badań. W każdym badaniu weryfikowany był inny aspekt prezentowanego modelu.

W rozdziale siódmym przedstawiono podsumowanie prac opisanych w niniejszej pracy. Podsumowane zostały założone cele oraz tezy. Ponadto w rozdziale tym wypunktowano innowacyjne aspekty pracy, a także zarysowano możliwości kontynuowania podjętej tematyki.

4. Geometryczny model mikrofrezowania

W prezentowanej pracy przedstawia się model hybrydowy. Struktura modelu podzielona jest na cztery segmenty (Rys. 4.1). Część geometryczną, część HMT, część modelowania sił skrawania oraz część Z-map. Część geometryczna obejmuje model mikronarzędzia oraz model powierzchni przygotówki. Model jako całość opiera się na geometrii tych dwóch elementów, jednak to w jego pierwszej części są one definiowane. W części HMT iteracyjnie wyznaczane jest położenie narzędzia. Położenie wyznaczone jest za pomocą przekształcenia jednorodnego (HMT z ang. *homogeneous matrix transformation*). W dalszej kolejności w rozpatrywanej pozycji narzędzia wyznaczane są wartości składowych sił skrawania oraz ich wpływ na ugięcie narzędzia. Finalnie w części poświęconej modelowi Z-map wyznaczana jest struktura geometryczna powierzchni obrobionej.



Rys. 4.1 Struktura prezentowanego modelu geometrycznego mikrofrezowania

Pozycja ostrzy w chwili t wyznaczana jest za pomocą przekształcenia jednorodnego. Co więcej ugięcie narzędzia w każdej iteracji również uwzględniane jest poprzez przekształcenie jednorodne. Konieczność stosowania modelu HMT wynika z dyskretnej postaci ostrza skrawającego. Model HMT wykorzystuje się w celu wyznaczenia

pola warstwy skrawanej przez określenie pozycji ostrza aktywnego w chwili t , a także do wyznaczenia powierzchni zakreślonej przez poprzedzające ostrze. Warto w tym miejscu wypunktować kilka uwag związanych z wykorzystaniem modelu HMT do wyznaczania pozycji ostrza.

- Dzięki zastosowanemu modelowi HMT możliwe jest modelowanie sił podczas obróbki z dowolną trajektorią narzędzia. W przypadku zdefiniowania trajektorii narzędzia w postaci parametrycznej nie ma konieczności stosowania prostoliniowej trajektorii, ponieważ macierz translacji może być wyrażona w funkcji czasu.
- Dzięki wykorzystaniu w modelu HMT macierzy rotacji w poszczególnych osiach możliwe jest nie tylko modelowanie ruchu obrotowego narzędzia wokół własnej osi, lecz również modelowanie pochylenia narzędzia w dowolnym kierunku, co z kolei pozwala na uzyskanie różnych prędkości obwodowych wynikających z kinematyki ruchu narzędzia.
- Zastosowanie przekształcenia jednorodnego w modelowaniu ruchu narzędzia nie pozwala na utrzymanie ustalonej siatki w modelu geometrycznym narzędzia, ani w modelu geometrycznym powierzchni zakreślonej przez ostrze. Co więcej siatka narzędzia oraz powierzchni zakreślonej różni się dla kolejnych ostrzy narzędzia. Zastosowanie modelu HMT wymusza zatem stosowanie interpolacji w części modelu opartej na Z-mapie.

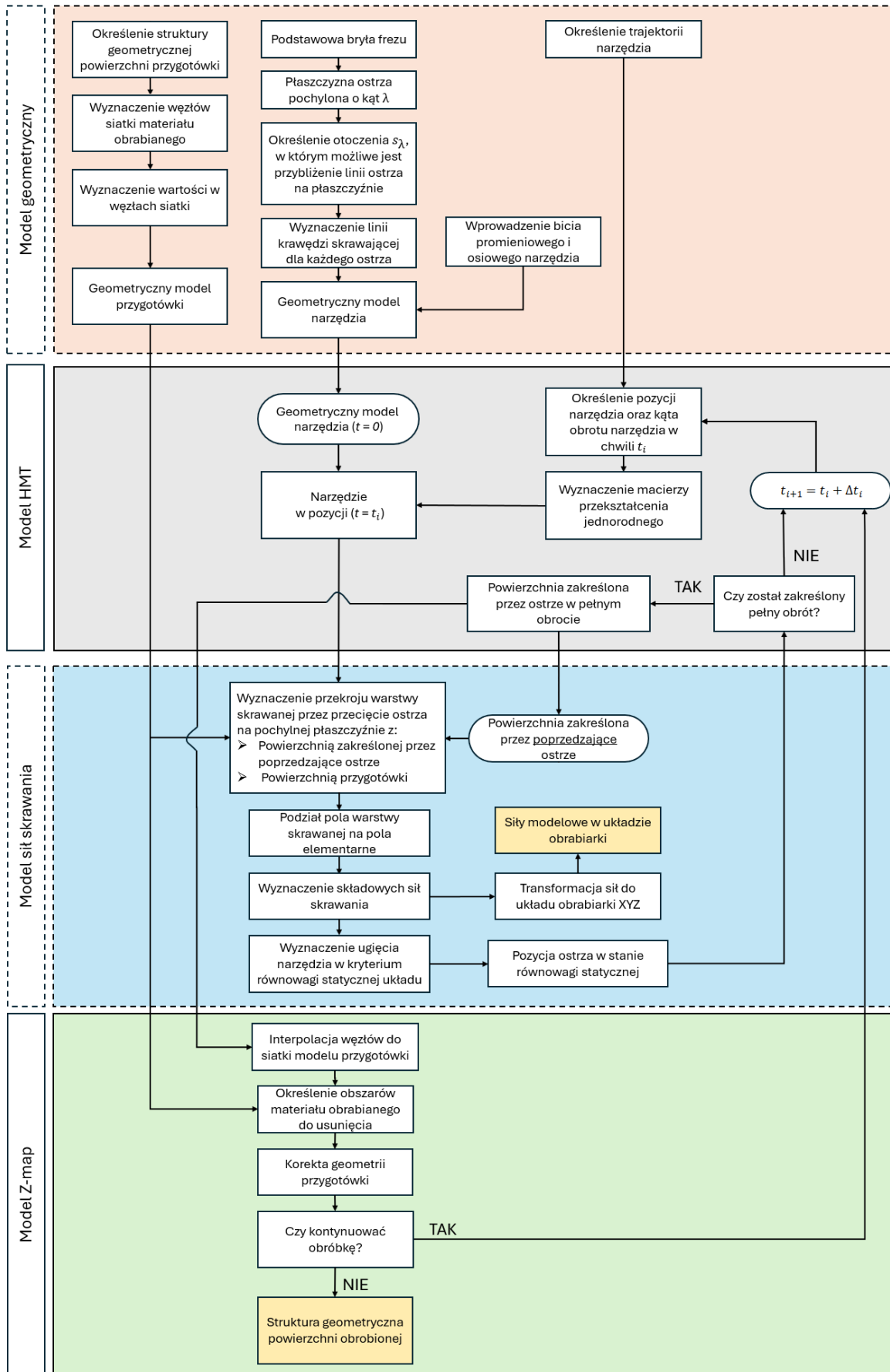
Struktura geometryczna obrobionej powierzchni modelowana jest za pomocą algorytmów Z-map. Algorytmy Z-map operują na wartościach punktów węzłowych rozpiętej siatki. Wartości te w modelu Z-map interpretowane są jako odległość punktu znajdującego się na powierzchni przygotówki od płaszczyzny referencyjnej. Obszary kontaktu narzędzia (powierzchni zakreślonej przez ostrze) wyznaczane są przez porównanie wartości w węzłach siatki. W przypadku, gdy węzły siatek się nie pokrywają dokonuje się interpolacji siatki narzędziowej do siatki materiału obrabianego. W związku z zastosowaniem metody Z-map do generowania topografii powierzchni obrobionej, należy wypunktować trzy główne cechy wprowadzonego modelu:

- Modelowanie na zasadzie Z-mapy w opisywanym przypadku nie zachodzi na bieżąco, tzn. nie wyznacza się topografii powierzchni obrabianej w każdej zdefiniowanej pozycji narzędzia. Kontakt pomiędzy narzędziem, a materiałem obrabianym wyznacza się po zakreśleniu pełnego obrotu przez ostrze. Sposób ten znacząco skraca czas działania modelu.
- Siatka powierzchni zakreślanej przez ostrze w jednym obrocie, nie jest bezpośrednio geometrią bryły narzędzia. Siatkę wyznacza się na podstawie położenia ostrza skrawającego w kolejnych rozpatrywanych chwilach czasowych. Siatka jest zatem pewną powierzchnią obrotową (trochoidalną), której osią obrotu jest stale poruszająca się oś narzędzia. Tworzącą zakreślanej powierzchni jest linia ostrza wyznaczona na pochylonej powierzchni.
- Siatka materiału obrabianego jest siatką nadrzędną. W celu wyznaczenia struktury geometrycznej powierzchni obrabianej modyfikowane są wartości właśnie w siatce materiału obrabianego. Pomimo to węzły definiowane są również przez siatkę materiałową. Węzły siatki narzędziowej z racji na ciągły obrót narzędzia rozmieszczone są nieregularnie.

Szczegółowy opis składowych modułów proponowanego modelu mikrofrezowania został przedstawiony w kolejnym rozdziale.

4.1. Algorytm działania modelu

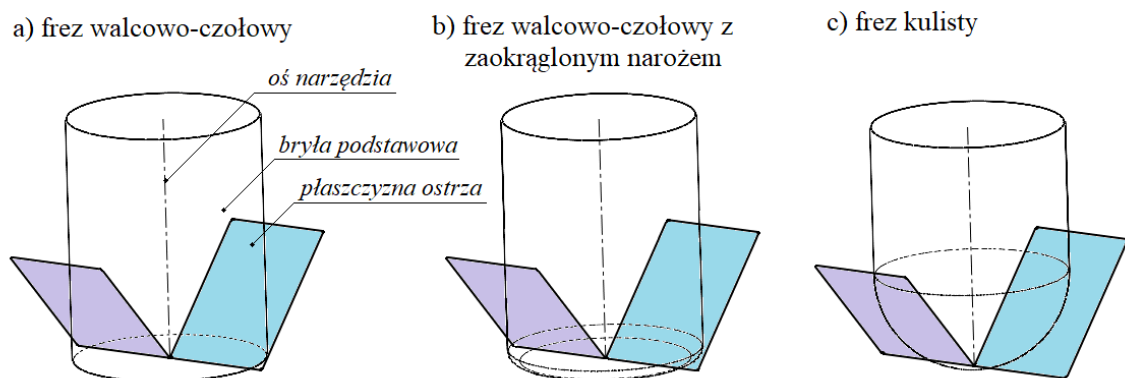
Zaprezentowany schemat strukturalny (Rys. 4.1) można rozpisać bardziej szczegółowo. Pomiędzy kolejnymi modułami przesyłany jest szereg informacji, przy czym przepływ ten nie jest jednostronny. Poszczególne moduły muszą komunikować się ze sobą ze względu na iteracyjny charakter prezentowanego modelu. Nie mniej jednak można nakreślić kierunek przepływu informacji. Geometria narzędzia, przygotówki oraz trajektoria narzędzia generowane są w pierwszej kolejności, następnie określa się pozycję narzędzia w przestrzeni. W trzeciej kolejności wyznacza się składowe siły skrawania, natomiast struktura powierzchni obrabianej generowana jest jako ostatnia. Poniżej przedstawiono szczegółowy schemat modelu z wyodrębnionymi modułami (Rys. 4.2).



Rys. 4.2 Schemat prezentowanego modelu hybrydowego

Część modelu odpowiedzialna za geometrię składa się z trzech głównych wątków: część modelową geometrii elementu obrabianego, część modelową geometrii mikrofrezu oraz trajektorii narzędzia. Trzy gałęzie modelowane są w całości niezależnie od siebie. Użytkownik może zdefiniować geometrię poszczególnych elementów parametrycznie lub też wykorzystać modele zdefiniowane w programach zewnętrznych. Wymagane jest, aby wcześniej zdefiniowane modele posiadały format chmury punktów.

W pierwszej kolejności wyznacza się geometrię narzędzia. Pierwszym krokiem jest definicja bryły podstawowej. W przypadku frezów walcowo-czołowych bryłą podstawową jest walec o średnicy narzędzia. Gdy rozpatruje się narzędzie o pewnym promieniu naroża, bryłą podstawową jest walec o zaokrąglonych krawędziach. Promień zaokrąglenia krawędzi odpowiada promieniowi zaokrąglenia naroża r_ε . W przypadku modelowania narzędzia kulistego bryłą podstawową jest kula o promieniu równym promieniowi narzędzia. W szczególnym przypadku, gdy narzędzie kulowe pracuje również fragmentem walcowym, bryła podstawowa składa się z odwróconego walca zwieńczonego kopułą (Rys. 4.3).



Rys. 4.3 Bryła podstawowa oraz płaszczyzny ostrzy (a) frezu walcowo – czołowego (b) frezu walcowo – czołowego z zaokrąglonym narożem (c) frezu kulistego

Gdy geometria bryły podstawowej została zdefiniowana, przechodzi się do definicji płaszczyzny pochylonej o wartość kąta pochylenia linii śrubowej ostrza λ . Dla każdego z ostrzy narzędzia definiuje się osobną płaszczyznę. Położenie każdej z płaszczyzn ostrza odpowiada rozlokowaniu ostrzy w modelowanym narzędziu. Po wyznaczeniu płaszczyzn należy określić w jakim zakresie linia ostrza może zostać zamodelowana na utworzonej płaszczyźnie. W rzeczywistości linia ostrza leży na wirtualnej powierzchni helikalnej. Zakres

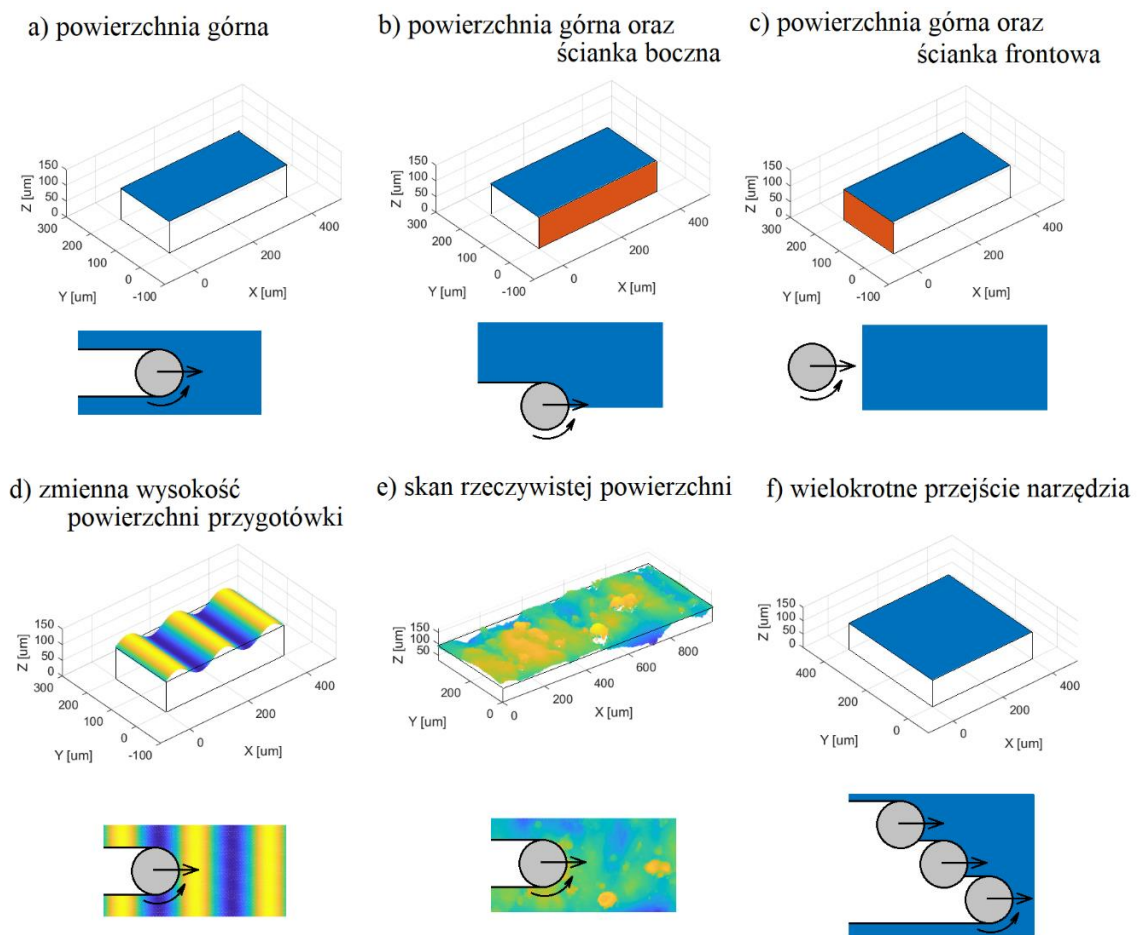
modelowania s_λ ostrza definiowany jest przez otoczenie, w którym powierzchnia helikalna może być aproksymowana przez wyznaczoną płaszczyznę.

Linia krawędzi skrawającej każdego z ostrzy definiowana jest poprzez przecięcie linii podstawowej mikrofrezu oraz pochylonej płaszczyzny ostrza w wyznaczonym otoczeniu s_λ . W przypadku, gdy modelowane jest bicie osiowe oraz promieniowe wprowadza się odpowiadającą korektę do geometrii wyznaczonych ostrzy. Przygotowana w ten sposób geometria ostrzy mikrofrezu jest gotowa do wykorzystania w kolejnych modułach modelu. Każde z ostrzy definiowane jest osobno i stanowi samodzielną geometrię.

Trajektoria narzędzia definiowana jest za pomocą równań opisujących położenie środka narzędzia w przestrzeni. Równania te są równaniami ruchu ciała sztywnego. Równania mogą być definiowane w dziedzinie czasu (kinematyczne równania ruchu) lub w postaci funkcji niezależnej od czasu (równanie toru ruchu). Równania te mogą być definiowane w przestrzeni lub na dowolnej przyjętej płaszczyźnie. Rekomenduje się, aby trajektoria narzędzia definiowana była w postaci toru ruchu (w funkcji niezależnej od czasu), bowiem w takim przypadku położenie w chwili t może zostać wyznaczone przez wartość posuwu. Rozwiązanie takie bezpośrednio koresponduje z rzeczywistym sposobem definiowania trajektorii narzędzia. Trajektoria narzędzia modelowana może być w dowolny sposób. Modelować można obróbkę rowków, planowanie, czy frezowanie powierzchni swobodnych. Modelować można obróbkę współbieżną oraz przeciwbieżną.

Geometria przygotówki może zostać zdefiniowana poprzez płaszczyzny, powierzchnie swobodne lub też w innej formie np. poprzez skan powierzchni rzeczywistej. W zależności od sposobu wykorzystania modelu struktura geometryczna obrabianego elementu może mieć kluczowe znaczenie, dlatego tak ważna jest decyzja o sposobie jej modelowania. Warto nakreślić, iż w zależności od rozmiaru modelowanego narzędzia oraz typu obróbki znaczenie mogą mieć cechy geometryczne przedmiotu obrabianego, falistość powierzchni, a nawet chropowatość. Struktura geometryczna powierzchni przygotówki oraz szczegółowość jej odwzorowania zawsze powinna być dobierana do konkretnego przypadku uwzględniając rozmiar narzędzia, typ narzędzia, rodzaj obróbki, czy głębokość skrawania.

Element obrabiany modelowany jest poprzez geometrię powierzchni. Sposób ten określany jest mianem reprezentacji granicznej (z ang. *boundary representation*). Modelowane powinny być te powierzchnie, z którymi ostrze skrawające ma kontakt. W przypadku, gdy modelowana jest obróbka rowków, wystarczy że zamodelowana zostanie wyłącznie górna powierzchnia przygotówki. W przypadku obróbki z pewną promieniową głębokością skrawania zamodelowana musi zostać również ścianka przygotówki z którą następuje pierwszy kontakt (Rys. 4.4).



Rys. 4.4 Sposób modelowania (a) powierzchni górnej przygotówki (b) powierzchni górnej oraz bocznej przygotówki (c) powierzchni górnej oraz frontowej przygotówki (d) powierzchni przygotówki o zmiennej wysokości (e) powierzchni przygotówki jako skanu powierzchni rzeczywistej (f) powierzchni przygotówki przy modelowaniu wielokrotnego przejścia narzędzia

Nie bez znaczenia jest geometria narzędzia. Obróbka z wieloma przejściami musi zostać zamodelowana w inny sposób dla narzędzi walcowo - czołowych pracujących powierzchnią walcową i w inny sposób dla narzędzi kulowych. W przypadku narzędzi

kulowych wszystkie przejścia mogą być zamodelowane w jednej symulacji (Rys. 4.4 (f)), natomiast każde przejście narzędzia walcowo - czołowego musi być modelowane osobno z uwzględnieniem płaszczyzny ścianki bocznej (Rys. 4.4 (b)). Wynika to ze sposobu działania algorytmu Z-map, który jest w stanie generować powierzchnię przez odcisnięcie tylko w jednej osi. Ścianki pionowe muszą być modelowane na osobnej siatce.

Geometria przygotówki definiowana jest za pomocą regularnej chmury punktów. Pierwszym krokiem przy modelowaniu powierzchni elementu obrabianego jest zatem pozycja węzłów siatki. Węzły siatki nie muszą koniecznie znajdować się w płaszczyźnie posuwu narzędzia XY . W przypadku, gdy modeluje się pionowe ścianki siatka rozpinana jest w płaszczyźnie XZ lub YZ . Należy jednak mieć na uwadze, że powierzchnie rozpięte na różnych siatkach powinny stanowić osobne obiekty.

Po wygenerowaniu elementów modułu geometrycznego przyjmuje się pozycję narzędzia w chwili $t = 0$. Pozycja ta odpowiada pozycji kątowej $\varphi = 0$. W pozycji tej ostrze robocze znajduje się w pozycji normalnej do kierunku posuwu, w taki sposób, że skrawanie nie jest jeszcze inicjowane. Pozycja ta jest pozycją wejściową, położenie narzędzia w każdej chwili $\varphi(t_i)$ wyznaczane jest bazując od tej pozycji.

Narzędzie w przestrzeni pozycjonowane jest za pomocą przekształcenia jednorodnego. Zanim jednak to nastąpi należy określić pozycję narzędzia (położenie oraz rotację) na podstawie zdefiniowanej trajektorii. Następnie konstruowane są macierze przekształcenia jednorodnego, co dopiero pozwala na ustawienie narzędzia w wymaganej pozycji.

Ostrze w kolejnych wyznaczanych pozycjach stanowi krzywą tworzącą pewnej powierzchni. Jest to powierzchnia zakreślana przez ostrze skrawające. Materiał przygotówki, który zostaje usunięty, jest wyznaczany przez tak skonstruowaną powierzchnię. Na potrzeby modelu powierzchnia zakreślana przez ostrze dzielona jest na fragmenty zakreślane podczas pojedynczego obrotu. Obszar pomiędzy powierzchniami zakreślonymi w kolejnych obrotach stanowi usuwany materiał.

W celu wyznaczenia grubości warstwy skrawanej w pozycji $\varphi(t_i)$ konieczna jest znajomość geometrii powierzchni zakreślonej przez ostrze w poprzedzającym obrocie. Oznacza to, że zanim wyznaczona zostanie grubość warstwy skrawanej w pierwszym

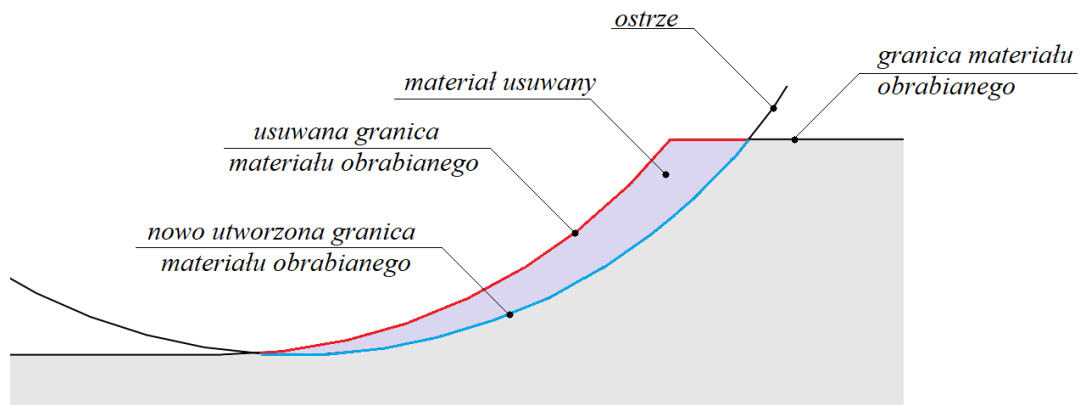
obrocie narzędzia, należy wykreślić inicjacyjną powierzchnię. Powierzchnia inicjacyjna wykreślana jest jako pierwsza, podczas jej wykreślania nie wyznacza się grubości warstwy skrawanej, a co za tym idzie, nie wyznacza się składowych sił skrawania, ani ugięcia.

Pole warstwy skrawanej wyznacza się na pochylonej o kąt λ płaszczyźnie ostrza. Linia ostrza, która stanowi pierwszą krzywą ograniczającą pole warstwy skrawanej jest zdefiniowana na rozpatrywanej płaszczyźnie. Druga krzywa ograniczająca pole powstaje na skutek przecięcia płaszczyzny ostrza z powierzchnią zakreślonej przez ostrze w poprzednim obrocie. Ostatnią krzywą, która domyka pole warstwy skrawanej jest krzywa powstała na skutek przecięcia powierzchni materiału obrabianego. Grubość warstwy skrawanej wyznaczana jest w kierunku prostopadłym do linii ostrza.

Po wyznaczeniu pola warstwy skrawanej oraz grubości warstwy skrawanej wyznacza się wersory składowych sił skrawania. W dalszej kolejności wyznacza się wartości kolejnych składowych. Wersory oraz wartości składowych sił skrawania pozwalają na wyznaczenie wektorów sił w układzie związanym z narzędziem. Dysponując składowymi siłami skrawania można dokonać transformacji do układu globalnego (związanego z maszyną). Układ globalny jest układem, w którym dokonuje się pomiaru sił.

Na podstawie wyznaczonych sił wylicza się wartość ugięcia narzędzia w kierunku promieniowym oraz osiowym. Wartość ugięcia wyznacza się iteracyjnie za pomocą metody ugięcia elementarnego. Warunkiem ustalenia pozycji narzędzia jest równowaga statyczna pomiędzy składowymi siłami skrawania a siłami sprężystości. Po ustaleniu wartości ugięcia narzędzia dokonuje się korekty pozycji narzędzia. Powierzchnię zakreślaną przez ostrze wyznacza się na podstawie linii ostrza uwzględniających ugięcie.

Dysponując powierzchniami zakreślonymi przez każde z ostrzy (uwzględniającymi ugięcie narzędzia) wyznacza się strukturę geometryczną powierzchni obrabianej. W tym celu w zamodelowanej już powierzchni materiału obrabianego odciska się kolejno powierzchnie zakreślane przez każde z ostrzy w każdym obrocie. Odcisnięcie powierzchni rozumie się w opisywanym przypadku jako określenie obszarów na powierzchni przygotówki, w których usuwany jest materiał obrabiany. Następnie obszary te są zastępowane przez powierzchnię zakreśloną przez ostrze (Rys. 4.5). Proces modelowania procesu mikroobróbki kończy się, gdy narzędzie przebędzie całą zdefiniowaną trajektorię.

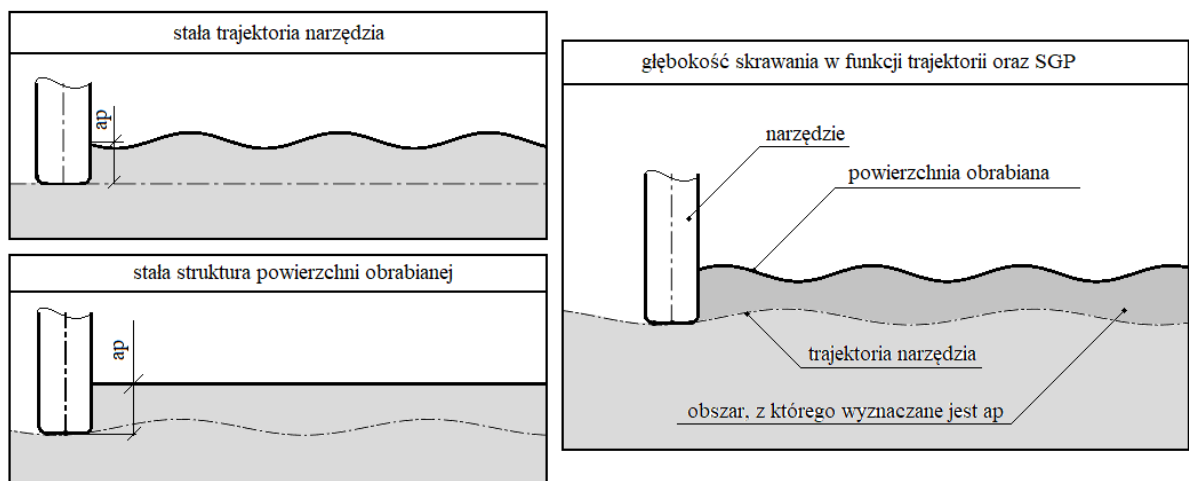


Rys. 4.5 Sposób budowy struktury geometrycznej materiału obrabianego

4.2. Konfiguracje modelu mikrofrezowania

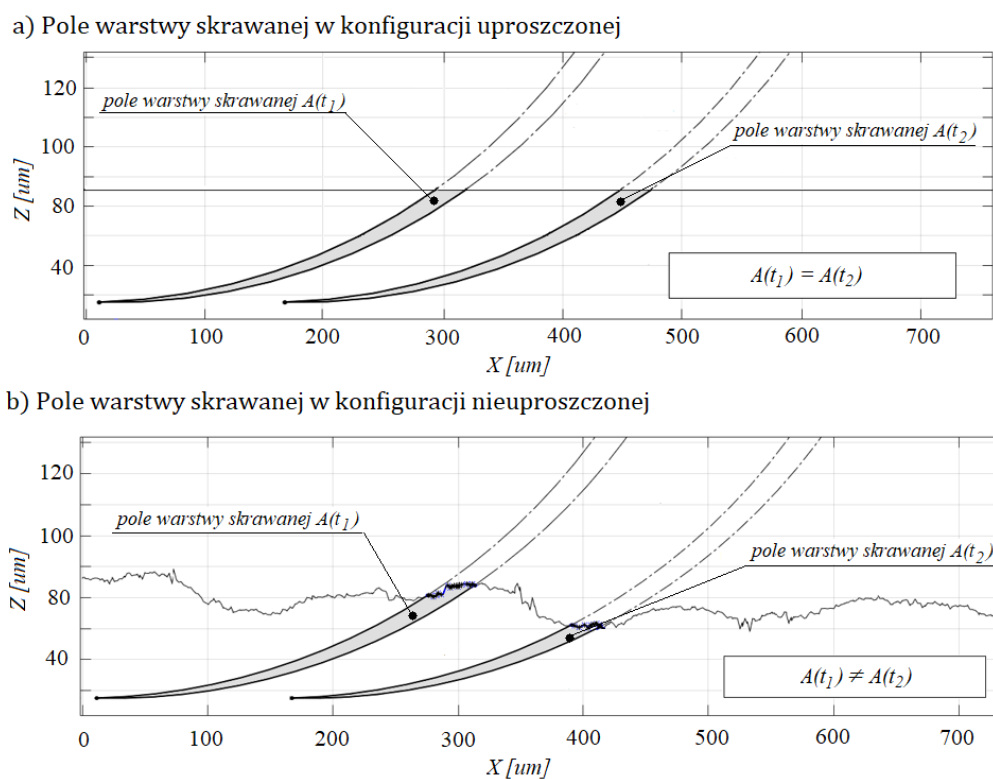
4.2.1. Konfiguracja uproszczona i nieuproszczona

Prezentowany model mikrofrezowania może występować w dwóch konfiguracjach: konfiguracji nieuproszczonej oraz konfiguracji uproszczonej. W konfiguracji nieuproszczonej wszystko odbywa się tak, jak zostało to opisane w poprzednim rozdziale (4.1). Model uproszczony natomiast dedykowany jest do przypadków, w których nie zmienia się głębokość prowadzonej obróbki. Głębokość skrawania jest wielkością względną zależną za równo od trajektorii narzędzia, jak i struktury materiału obrabianego (Rys. 4.6). W przypadku, gdy choć jedna z tych geometrii opisana jest funkcją zmienną, konieczne jest wykorzystanie modelu nieuproszczonego.



Rys. 4.6 Relacja pomiędzy strukturą powierzchni przygotówki oraz trajektorii narzędzia, a głębokością skrawania

W modelu nieuproszczonym przekrój warstwy skrawanej wyznaczone są na przestrzeni całej trajektorii. W symulacji takiej wszystkie obliczenia prowadzone są w każdym położeniu ostrza w chwili t_i w każdym obrocie narzędzia. Obliczenia takie wymagają przeprowadzenie wielu iteracji. Konieczne jest to w przypadkach, gdy jak to już zostało wspomniane, głębokość skrawania zmienia się w czasie (Rys. 4.7). W momencie, gdy zakłada się, iż wartość pola warstwy skrawanej (w określonej pozycji kątowej narzędzia) jest stała, można wykorzystać konfigurację uproszczoną modelu.

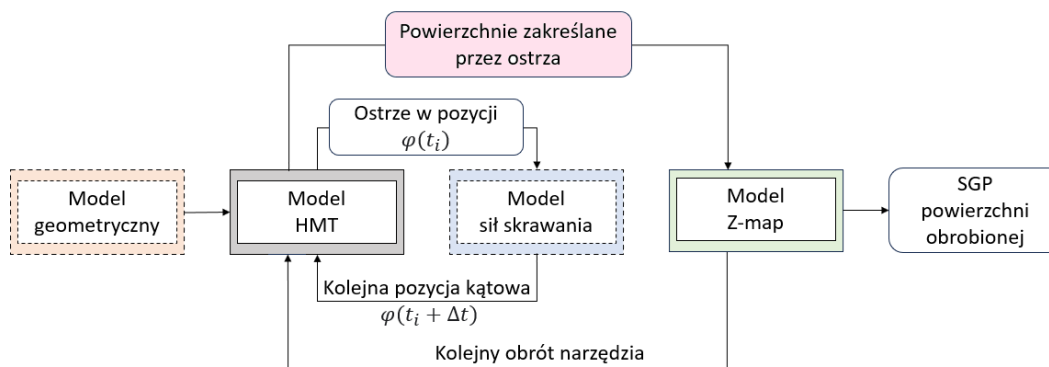


Rys. 4.7 Różnice w wartości pola warstwy skrawanej na przestrzeni trajektorii a modelu (a) uproszczonym (b) nieuproszczonym

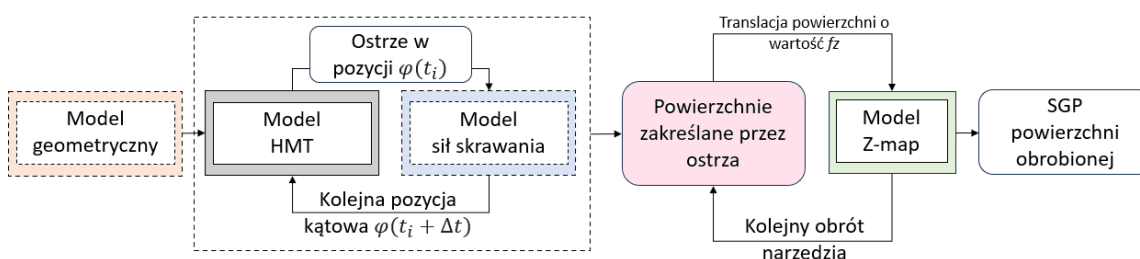
W modelu uproszczonym wykorzystuje się to, iż na przestrzeni całej trajektorii głębokość skrawania nie zmienia się. W takim przypadku modeluje się wyłącznie pierwsze kilka obrotów narzędzia. Następnie z jednego z obrotów wyodrębnia się rejestrowane siły, ugięcie oraz zakreślone przez ostrza powierzchnie. Ważne jest, aby wybrany obrót był ustabilizowany, a sam proces musi być w pełni rozwinięty. Zakłada się, że przebiegi sił w pojedynczym okresie w całym czasie trwania obróbki się nie zmienia. Można zatem w prosty sposób multiplikować wyznaczony przebieg sił. Zakłada się również, że pod

wpływem wyznaczonych sił narzędzie ugnie się w taki sam sposób. Stąd też można poczynić założenie, że powierzchnie zakreślane przez ostrza również nie zmieniają się w czasie trwania obróbki. Strukturę geometryczną powierzchni obrobionej uzyskuje się zatem przez wielokrotne odcisnięcie wyznaczonych powierzchni zakreślonych przez każde z ostrzy narzędzia. Powierzchnie zakreślane przez ostrza są jedynie przesuwane o wartość posuwu na ostrze. Podejście takie znacząco skraca czas działania modelu ze względu na ograniczenie liczby iteracji, w których wyznacza się składowe siły skrawania. Schemat modelu w konfiguracji uproszczonej i nieuproszczonej został przedstawiony na rysunku (Rys. 4.8).

a) schemat model w konfiguracji niuproszczonej



b) schemat modelu w konfiguracji uproszczonej

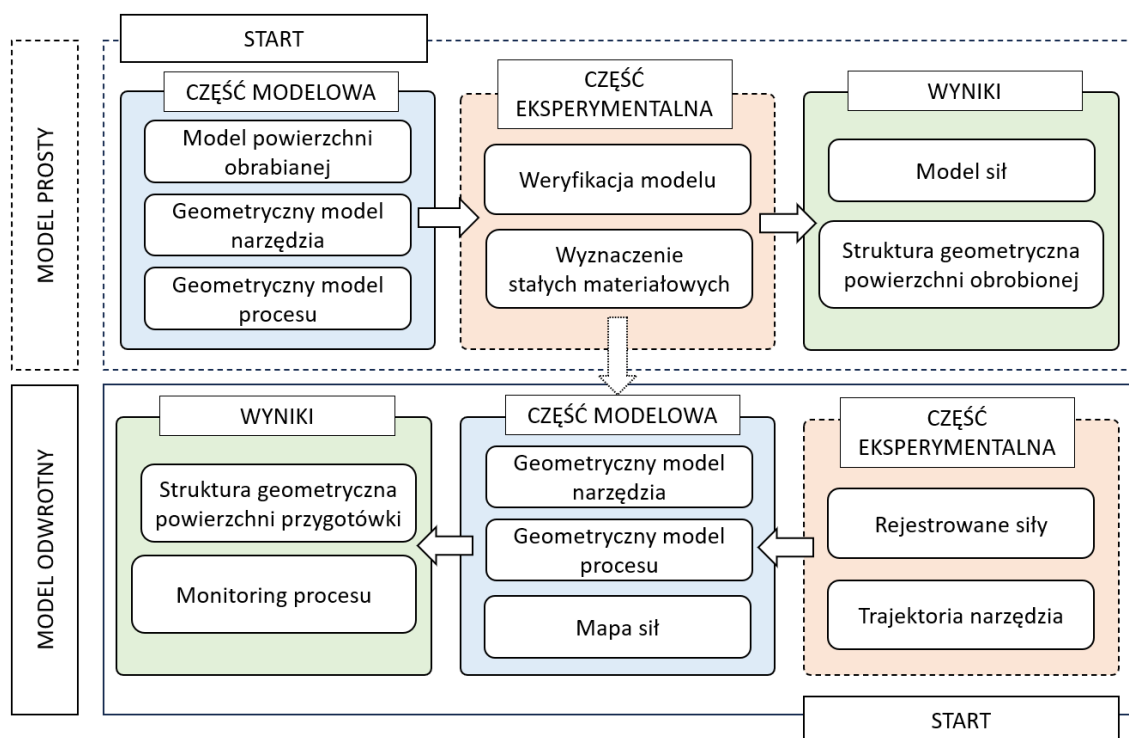


Rys. 4.8 Schemat modelu w konfiguracji (a) nieuproszczonej (b) uproszczonej

4.2.2. Konfiguracja prosta i odwrotna

Prezentowany model można rozpatrywać w ujęciu zagadnienia odwrotnego. Zagadnienie odwrotne w odniesieniu do prezentowanego modelu opisuje kierunek przepływu informacji. W modelu prostym znając geometrię narzędzia oraz materiału obrabianego, a także parametry nastawcze procesu, modeluje się siły skrawania oraz strukturę powierzchni obrobionej. W modelu odwrotnym natomiast znając siły skrawania

możliwe jest odtworzenie struktury geometrycznej powierzchni przygotówki bazując na mapie sił. Przez mapę sił w opisywanej pracy rozumie się funkcję, która określonej głębokości skrawania przypisuje wartości rejestrowanej siły. Dysponując skalibrowaną mapą sił możliwe jest określenie głębokości skrawania w chwili t na podstawie wartości zarejestrowanej w tej chwili siły. Schemat przepływu informacji w modelu prostym i odwrotnym został przedstawiony na rysunku (Rys. 4.9).



Rys. 4.9 Schemat przepływu informacji w modelu prostym oraz odwrotnym

Mimo szczegółowego rozpatrywania postawionego problemu nie należy spodziewać się dokładnego odwzorowania powierzchni obrabianej podczas mikrofrezowania. Należy mieć na uwadze, że wyniki mogą być zafałszowane przez m.in. porowatość materiału, twarde wydzielenia międzykrystaliczne, czy skomplikowany stan naprężeń, gdy minimalna grubość warstwy skrawanej nie jest przekroczona. Ze względu na opisywane czynniki, rekonstrukcji powierzchni dokonuje się wyłącznie w stosunkowo wąskim paśmie osi narzędzia, gdzie udział nagniatania materiału obrabianego jest najniższy. Porównywaniom powinno poddawać się makro-geometrię (w postaci profilu uśrednionego), czy też wskaźników chropowatości powierzchni. O ile model prosty

wykorzystywany może być do predykcji sił skrawania, czy też do predykcji struktury geometrycznej powierzchni obrobionej, o tyle model odwrotny może znaleźć zastosowanie w monitoringu samego procesu. Model działający w locie (tzn. analizując sygnały na bieżąco zbierane z siłomierza) jest w stanie dać informacje na temat m.in. rzeczywistej głębokości skrawania. Kontrola procesu skrawania może polegać na monitorowaniu głębokości skrawania na podstawie ścieżki narzędzia wygenerowanej w programie CAM oraz z rzeczywistym przebiegiem siły. Niezgodność wyników modelu odwrotnego z symulacją obróbki CAM może świadczyć o szeregu nieprawidłowości:

- niepoprawnym bazowaniu przedmiotu obrabianego,
- pobraniu niepoprawnego narzędzia z magazynu,
- niepoprawnej długości narzędzia,
- niepoprawnym zamocowaniu narzędzia w uchwycie (bicie),
- niepoprawnej geometrii przedmiotu obrabianego,
- wadzie przedmiotu obrabianego,
- poluzowaniu przedmiotu obrabianego w uchwycie,
- kolizji.

W kontekście wytwarzania hybrydowego model odwrotny może zostać wykorzystany do oceny jakości przygotówki wytworzonej metodą przyrostową. Wszelkie niedokładności wymiarowo kształtowe, czy wady materiałowe będą mieć swoje odbicie w wartościach rejestrowanych sił. Monitoring taki jest szczególnie ważny, gdy proces produkcyjny zachodzi na jednej maszynie. W takim wypadku pomiar powierzchni, czy ocena jakości detalu pomiędzy procesem przyrostowym, a ubytkowym wymaga demontażu elementu. Ocena jakości procesu przyrostowego na podstawie sił procesu ubytkowego pozwala wyeliminować ten etap skracając czas wytworzenia wyrobu.

5. Implementacja aparatu matematycznego

W niniejszym rozdziale przedstawiany jest sposób realizacji prezentowanych algorytmów przy pomocy narzędzi matematycznych. Rozdział ten podzielony jest na podrozdziały, w których opisuje się kolejno dodawane aspekty modelu.

W podrozdziale pierwszym pokazany jest podstawowy model geometryczny obejmujący sposób modelowania narzędzia oraz jego pozycji w przestrzeni, a także sposób wyznaczania struktury geometrycznej materiału obrobionego. Prezentowany w tym podrozdziale model jest w pełni funkcjonalny, jednak nie zawiera w sobie modułu wyznaczającego wartości sił skrawania, ugięcia, czy bicia narzędzia.

W drugim podrozdziale prezentowany jest sposób modelowania bicia promieniowego oraz osiowego. Ponadto przedstawiono możliwości jakie niesie za sobą zaimplementowany model bicia. W podrozdziale tym przedstawiono poglądowe wyniki działania po implementacji opisywanego modułu do podstawowego modelu geometrycznego.

W podrozdziale trzecim przedstawiono sposób modelowania składowych sił skrawania. Przedstawiono sposób w jaki modeluje się kierunek oraz zwrot wektorów tych sił oraz ich wartości.

Sposób wyznaczania ugięcia narzędzia przedstawiony został w podrozdziale czwartym. Przedstawiono warunki równowagi narzędzia oraz algorytm bazujący na metodzie ugięcia elementarnego.

Sposób wyznaczania stałych materiałowych oraz uzasadnienie doboru prezentowanego modelu sił przedstawione zostały w podrozdziale piątym.

W podrozdziale szóstym przedstawiono sposób rekonstruowania powierzchni. Pokazano również sposób budowy mapy sił oraz korekty położenia narzędzia.

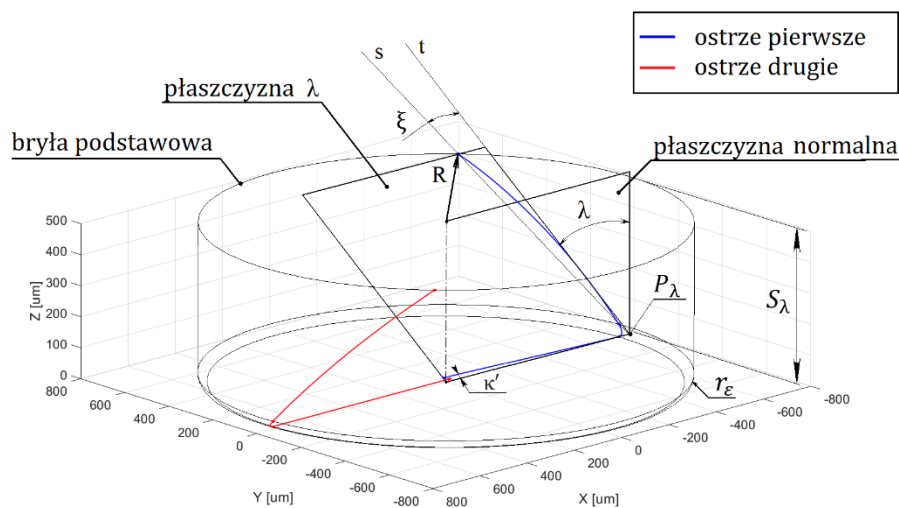
5.1. Model geometryczny

5.1.1. Geometryczny model narzędzia

Krawędź skrawająca tworzona jest poprzez wyznaczenie przecięcia bryły frezu z płaszczyzną linii ostrza pochyloną o kąt λ . Płaszczyzna linii ostrza λ aproksymuje

powierzchnię helikalną w otoczeniu S_λ . Otoczenie S_λ , a zatem obszar, w którym możliwe jest modelowanie linii ostrza wyznaczone jest na podstawie kąta ξ pomiędzy prostą t oraz cięciwą s . Prosta t jest prostą leżącą na płaszczyźnie λ styczną do powierzchni walcowej bryły frezu w punkcie P_λ leżącym na krawędzi styku powierzchni walcowej oraz czołowej, gdyby promień zaokrąglenia naroża wynosił $r_\varepsilon = 0 \mu\text{m}$. Cięciwa s jest to cięciwa łącząca najdalej wysunięty punkt linii ostrza z punktem P_λ . Wartość otoczenia S_λ można wyrazić za pomocą formuły (5.1). Ostrza skrawające frezu walcowo-czołowego, dwuostrzowego z zaokrąglonym narożem zostały przedstawione na rysunku (Rys. 5.1).

$$S_\lambda = \frac{\text{tg}(2 \cdot \xi)}{\text{tg}\lambda} \cdot R \quad (5.1)$$



Rys. 5.1 Wyznaczone ostrza frezu walcowo-czołowego z zaokrąglonym narożem

Przyjmuje się, że płaszczyzna λ wystarczająco dobrze aproksymuje płaszczyznę helikalną, gdy kąt ξ przyjmuje niewielkie wartości tzn. takie, gdy $\xi \approx \sin\xi$, a zatem $\xi < 8^\circ$. Wyznaczone zakresy modelowania dla narzędzi wykorzystywanych w prezentowanej pracy wraz z zestawieniem wartości parametrów zostały zebrane w tabeli (

Tab. 5.1). Zakres ten zależy od dwóch parametrów geometrycznych narzędzia. Im kąt pochylenia płaszczyzny ostrza jest mniejszy oraz im większa średnica narzędzia, tym zakres modelowania narzędzia jest większy.

Tab. 5.1 Zakres modelowania wykorzystywanych narzędzi

Narzędzie			S_λ [um]
typ	Średnica [um]	λ [deg]	
walcowo - czołowy	1.5	46	208
kulisty	1.0	30	248
walcowo - czołowy	0.5	30	124

W zależności od typu narzędzia z krawędzi skrawającej można wyodrębnić n obszarów, które opisywane są różnymi równaniami. W przypadku frezów walcowo – czołowych wyodrębnić można trzy takie obszary, natomiast w przypadku frezów kulowych dwa. Każdy z tych obszarów należy zamodelować osobno ze względu na inną geometrię powierzchni tworzących bryłę frezu. Formuła opisująca linię ostrza została zapisana jako wzór (5.2), gdzie współrzędne punktów ostrza x_t, y_t, z_t powstają przez złożenie n poszczególnych odcinków ostrza (5.3) - (5.5). Równanie ostrza frezu w poszczególnych odcinkach definiuje się w postaci parametrycznej.

$$Cutting\ Edge(t = 0) = \begin{bmatrix} x_t \\ y_t \\ z_t \end{bmatrix} \quad (5.2)$$

$$x_t = \begin{cases} x_1 \\ \dots \\ x_n \end{cases} \quad (5.3)$$

$$y_t = \begin{cases} y_1 \\ \dots \\ y_n \end{cases} \quad (5.4)$$

$$z_t = \begin{cases} z_1 \\ \dots \\ z_n \end{cases} \quad (5.5)$$

Frezy walcowo – czołowe dzielone są na obszar krawędzi części walcowej, obszar krawędzi części promienia zaokrąglenia naroża oraz obszar części czołowej. Równania parametryczne opisujące linię ostrza w poszczególnych obszarach zostały kolejno przedstawione za pomocą formuł (5.6) - (5.8). Wartość promienia naroża oznaczono jako r_ε , natomiast kąt pomocniczej krawędzi skrawającej jako κ' .

$$\begin{cases} x_1 = \frac{u_1}{\tan(90^\circ - \lambda)} \\ y_1 = \sqrt{R^2 - \left(\frac{u_1}{\tan(90^\circ - \lambda)}\right)^2} \\ z_1 = u_1 \end{cases}, \text{ gdzie } u_1 \in \langle r_\varepsilon; S_\lambda \rangle \quad (5.6)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} x_2 = \frac{u_2}{\tan(90^\circ - \lambda)} \\ y_2 = \sqrt{\left(R - r_\varepsilon + \sqrt{r_\varepsilon^2 - (r_n - u_2)^2}\right)^2 - \left(\frac{u_2}{\tan(90^\circ - \lambda)}\right)^2}, \text{ gdzie } u_2 \in \langle 0; r_\varepsilon \rangle \\ z = u_2 \end{array} \right. \quad (5.7)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} x_3 = \frac{u_3}{\tan(90^\circ - \lambda)} \\ y_3 = u_3 \\ z_3 = \tan(\kappa') \cdot (R - r_\varepsilon - u_3) \end{array} \right. , \text{ gdzie } u_3 \in \langle 0; R - r_\varepsilon \rangle \quad (5.8)$$

Linia ostrza frezów kulowych dzieli się na dwa obszary: linię w części sferycznej narzędzia, oraz linię w części walcowej. Należy mieć na względzie, że linia ostrza w części walcowej może być modelowana w ten sposób bardzo rzadko, bowiem konieczne jest, aby spełniona została zależność (5.9). Podstawiając zależność (5.1) oraz przekształcając (pamiętając, że $\xi < 8^\circ$) można wyznaczyć wartości kąta pochylenia linii śrubowej ostrza λ , dla których poprawne jest modelowanie części walcowej mikrofrezów kulowych (5.10).

$$S_\lambda > R \quad (5.9)$$

$$\lambda < 16 \text{ deg} \quad (5.10)$$

Równania linii ostrza frezu kulistego w części sferycznej oraz w części walcowej zostały kolejno przedstawione za pomocą równań (5.11) oraz (5.12).

$$\left\{ \begin{array}{l} x_1 = \sqrt{R^2 - (R - u_1)^2 - (u_1 \cdot \tan(\lambda))^2} \\ y_1 = u_1 \cdot \tan(\lambda) \\ z_1 = u_1 \end{array} \right. , \text{ gdzie } u_1 \in \langle 0; R \rangle \quad (5.11)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} x_2 = \frac{u_2}{\tan(90^\circ - \lambda)} \\ y_2 = \sqrt{R^2 - \left(\frac{u_2}{\tan(90^\circ - \lambda)}\right)^2}, \text{ gdzie } u_2 \in \langle R; S_\lambda \rangle \\ z_2 = u_2 \end{array} \right. \quad (5.12)$$

Współrzędne punktów tworzących linię ostrza frezu dla kąta obrotu $\varphi(t = 0) = 0^\circ$ zostały zdefiniowane w układzie maszynowym XYZ. W dalszej części pracy dla rozróżnienia elementów układu narzędzie - materiał obrabiany oraz elementów geometrii narzędzia definiowane są dodatkowe układy współrzędnych. Dlatego też należy wyraźnie zaznaczyć, iż współrzędne punktów tworzących linię ostrza, które zostały wyznaczone za pomocą formuł (5.6) - (5.8) oraz (5.11), (5.12) są przede wszystkim współrzędnymi w układzie związanym z narzędziem. W dalszej części pracy układ narzędziowy nazywany jest układem *TRA*, jednak w szczególnym przypadku $\varphi(t = 0) = 0^\circ$, zachodzi zależność $TRA = XYZ$.

5.1.2. Pozycja narzędzia w przestrzeni

Określenie dokładnej pozycji ostrza jest kluczową kwestią w prezentowanym modelu. Pozycja ostrza determinuje pole warstwy skrawanej w chwili t , a co za tym idzie wyznaczane siły skrawania są zmiennymi w funkcji położenia kątownego. Ponadto pozycje ostrzy w zakresie jednego obrotu narzędzia stanowią tworzące dla powierzchni zakreślanej przez ostrze. Powierzchnia ta wykorzystywana jest m.in. do wyznaczenia struktury geometrycznej powierzchni obrobionej. Pozycja narzędzia w przestrzeni determinuje zatem wszystkie aspekty prezentowanego modelu.

Krawędź skrawająca ostrza dana jest w sposób dyskretny (5.2). Pozycja ostrza skrawającego w chwili t wyznaczana jest za pomocą przekształcenia jednorodnego. Przekształcenie jednorodne pozwala na wyznaczenie rotacji obiektu, ale też i jego translacji. W tym celu format w jakim zdefiniowana jest geometria ostrza musi zostać rozwinięta, tak aby możliwe było wykonywanie operacji macierzowych. Zmiana formatu polega na dodaniu jednego wiersza będącego wektorem jednostkowym (5.13). Liczba punktów budujących linię ostrza została oznaczona jako n .

$$Cutting\ Edge(t = 0) = \begin{bmatrix} x_1 & \dots & x_n \\ y_1 & \dots & y_n \\ z_1 & \dots & z_n \\ 1 & \dots & 1 \end{bmatrix} \quad (5.13)$$

Pozycja ostrza w chwili $t = t_i$ wyznaczana jest za pomocą równania (5.14), gdzie macierz rotacji wokół osi narzędzia ma postać (5.15), wokół osi kierunku posuwowego

(5.16), wokół kierunku normalnego do posuwu (5.17), natomiast macierz translacji ma postać (5.18). Kąty nachylenia narzędzia w odpowiadających kierunkach zostały oznaczone jako α_t oraz α_l .

$$Cutting\ Edge^T|_{t=t_i} = CuttingEdge^T|_{t=0} \cdot R_z(t_i) \cdot R_y(t_i) \cdot R_x(t_i) \cdot T(t_i) \quad (5.14)$$

$$R_z(t_i) = \begin{vmatrix} \cos(\varphi(t_i)) & -\sin(\varphi(t_i)) & 0 & 0 \\ \sin(\varphi(t_i)) & \cos(\varphi(t_i)) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \quad (5.15)$$

$$R_x(t_i) = \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\alpha_l(t_i)) & -\sin(\alpha_l(t_i)) & 0 \\ 0 & \sin(\alpha_l(t_i)) & \cos(\alpha_l(t_i)) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \quad (5.16)$$

$$R_y(t_i) = \begin{vmatrix} \cos(\alpha_t(t_i)) & 0 & \sin(\alpha_t(t_i)) & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin(\alpha_t(t_i)) & 0 & \cos(\alpha_t(t_i)) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \quad (5.17)$$

$$T(t_i) = \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 & x(t_i) \\ 0 & 1 & 0 & y(t_i) \\ 0 & 0 & 1 & z(t_i) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \quad (5.18)$$

Zarówno położenie narzędzia, jak i jego rotacja wyznaczone są ze zdefiniowanej wcześniej trajektorii. W szczególnym przypadku, gdy narzędzie porusza się ruchem jednostajnym ze stałą głębokością skrawania, pozycję narzędzia w przestrzeni można wyznaczyć za pomocą równań (5.19) - (5.21).

$$x(t) = 2 \cdot t \cdot f_z \cdot \omega \quad (5.19)$$

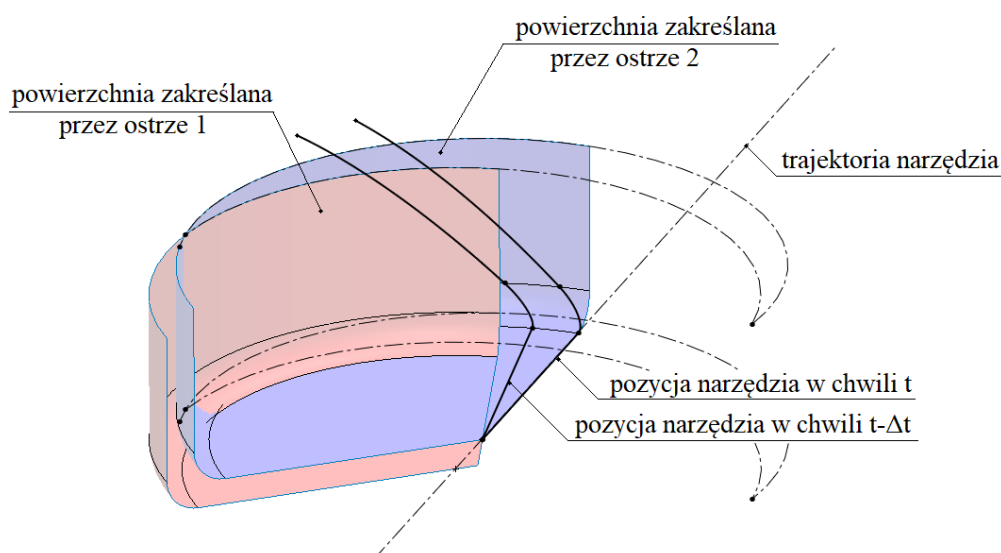
$$y(t) = k \cdot ae \quad (5.20)$$

$$z(t) = ap \quad (5.21)$$

W każdej chwili t_i wyznaczana jest pozycja narzędzia. Pozycje narzędzia w kolejnych chwilach stanowią tworzące powierzchni zakreslanej przez ostrze. Kolejne

chwile czasowe ustanawiane są w taki sposób, że różnica rotacji położenia $\varphi(t_i)$ oraz $\varphi(t_i + \Delta t)$ wynosi 1° (5.22). Pozycja ostrzy zmienia się jednak nie tylko poprzez obrót narzędzia, ale również przez jego translację. Powierzchnia zakreślana przez każde z ostrzy ma zatem charakter trochoidalny. Każde z ostrzy zakreśla inną powierzchnię. Jakiegokolwiek z ostrzy nie podąża dokładnie torem ruchu żadnego innego ostrza. Liczba konstruowanych powierzchni odpowiada zatem liczbie ostrzy i posiadają one ściśle określoną kolejność. Powierzchnia zakreślana przez dwa kolejne ostrza frezu walcowo – czołowego przedstawiona została na rysunku (Rys. 5.2).

$$\varphi(t + \Delta t) - \varphi(t) = 1^\circ \quad (5.22)$$



Rys. 5.2 Powierzchnie zakreślane przez kolejne ostrza frezu walcowo – czołowego

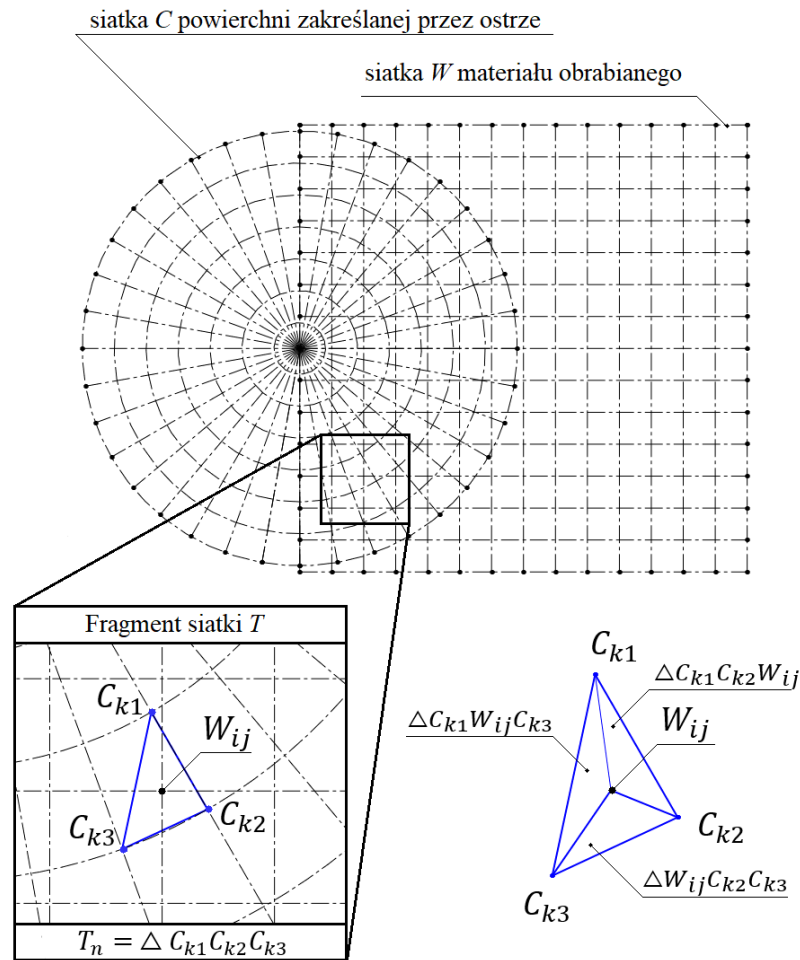
5.1.3. Struktura geometryczna powierzchni obrabianej

Struktura geometryczna powierzchni obrobionej wyznaczana jest za pomocą modelu Z-map. W skład tego modelu wchodzi zawsze dwie powierzchnie. Pierwsza powierzchnia jest powierzchnią przygotówki, natomiast druga powierzchnia to powierzchnia zakreślana przez jedno z ostrzy w jednym obrocie. Zasada działania tego modelu opiera się na porównywaniu wysokości punktów obu powierzchni. Jednak aby tego dokonać siatki obu obiektów muszą się ze sobą pokrywać. Ujednoczenie siatek obu powierzchni jest najważniejszym zagadnieniem związanym z prezentowanym modelem Z-map.

Przez siatkę punktów w modelu Z-map rozumie się rozmieszczenie węzłów w płaszczyźnie XY. Wartości punktów w węzłach siatki stanowią o wysokości powierzchni. Przy właściwym wyznaczaniu topografii powierzchni obrabianej siatki obu powierzchni muszą się ze sobą pokrywać. Gdy siatki obu struktur są takie same porównuje się wartości punktów w węzłach.

Struktura powierzchni obrabianej generowana jest poprzez modyfikację geometrii przygotówki. To w geometrii przygotówki odciskane są wyznaczone powierzchnie zakreślane przez kolejne ostrza. Należy zatem przyjąć, że siatka materiału obrabianego jest siatką nadrzędną. Pozostaje ona niezmienna, a to do niej interpolowane są wartości wysokości powierzchni opartych na pozostałych siatkach. Opisywane podejście oprócz zapewnienia niezmiennej siatki materiału w ciągu trwania symulacji, zapewnia jeszcze jedną pożądaną cechę. Siatka powierzchni materiału obrabianego jest siatką prostokątną o równomiernym rozkładzie węzłów. Oznacza, to że tworzony model dziedziczyć będzie prostokątną siatkę materiału obrabianego o równym rozkładzie węzłów. Należy mieć na względzie, że niektóre używane wskaźniki do opisu geometrii powierzchni obrobionej wrażliwe są na nierównomierny rozkład punktów w siatce. Dzięki zachowaniu równomiernej siatki modelu nie ma konieczności dodatkowego ujednociania otrzymanej geometrii. Dodatkowo przez siatkę o rozkładzie prostokątnym zdecydowanie prościej wyznacza się przekroje poprzeczne oraz wzdłużne powierzchni.

Powierzchnia zakreślana przez ostrze budowana jest przez kolejne położenia krawędzi skrawającej. Siatka tej powierzchni jest zatem siatką promieniową. Powierzchnia ta nie posiada z góry założonych węzłów. Pozycje węzłów wynikają z położenia ostrza w danym momencie. Oznacza to, że między sobą różnią się nie tylko siatki powierzchni zakreślanej oraz powierzchni materiału obrabianego, ale również powierzchni zakreślanych przez dwa kolejne ostrza oraz powierzchni zakreślanych przez jedno ostrze w kolejnych obrotach narzędzia. Problem różnicy położenia węzłów siatek materiału obrabianego oraz powierzchni zakreślonej przez ostrze pokazany został na rysunku (Rys. 5.3).



Rys. 5.3 Różnice położenia węzłów siatek materiału obrabianego oraz powierzchni zakreślonej przez ostrza oraz schemat interpolacji

Przyjmijmy, że siatka materiału obrabianego posiada $i \times j$ punktów w i rzędach oraz j kolumnach. Każdy z punktów w siatce materiału obrabianego oznaczony jest jako W_{ij} . Biorąc pod uwagę, że siatka powierzchni zakreślonej przez ostrze jest nieregularna, dlatego też punkty w tej siatce oznaczane są za pomocą jednego numeratora k , punkty w siatce powierzchni zakreślonej przez ostrze oznaczane są zatem jako C_k . Punkty W_{ij} oraz C_k w przestrzeni mogą być zapisane kolejno za pomocą formuł (5.23) oraz (5.24).

$$W_{ij} = \begin{bmatrix} x_{ij} \\ y_{ij} \\ z_{ij} \end{bmatrix} \quad (5.23)$$

$$C_k = \begin{bmatrix} x_k \\ y_k \\ z_k \end{bmatrix} \quad (5.24)$$

W pierwszej kolejności dokonuje się triangulacji siatki C , tak aby otrzymać siatkę T . Siatkę C dzieli się na $n = k - 2$ trójkątów (sympleksów) w taki sposób, że każdy z trójkątów siatki T w swoim wierzchołku posiada punkt siatki C . Siatka ta zbudowana jest w taki sposób, że sympleksy siatki nie nakładają się, czy też nie przecinają się. Dwa dowolne trójkąty mogą mieć ze sobą wspólny wierzchołek, bok, lub nie sąsiadować ze sobą. Siatka ta tworzona jest za pomocą metody triangulacji Delaunaya. Pojedynczy trójkąt siatki T oznacza się za pomocą formuły (5.25) Rys. 5.3.

$$T_n = \Delta C_{k_1}C_{k_2}C_{k_3}, \text{ gdzie } \begin{cases} n = \{1, 2, \dots, k - 2\} \\ k_1, k_2, k_3 \in \langle 1, k \rangle \end{cases} \quad (5.25)$$

W dalszej kolejności wyznaczane zostają interpolowane wartości siatki C w węzłach siatki W na podstawie sympleksów siatki T . W tym celu w pierwszej kolejności do każdego punktu W_{ij} przyporządkowywany jest sympleks T_n w taki sposób, że spełniony jest warunek (5.26). Warunek ten zapewnia, że punkt W_{ij} leży wewnątrz trójkąta $\Delta C_{k_1}C_{k_2}C_{k_3}$.

$$P_{\Delta C_{k_1}C_{k_2}W_{ij}} + P_{\Delta C_{k_1}W_{ij}C_{k_3}} + P_{\Delta W_{ij}C_{k_2}C_{k_3}} = P_{\Delta C_{k_1}C_{k_2}C_{k_3}} \quad (5.26)$$

Następnie konstruowana jest siatka D_{ij} . Współrzędne punktu D_{ij} siatki D wyznacza się za pomocą formuły (5.27). Siatka D_{ij} posiada węzły siatki W_{ij} , lecz wartości $z_{T_{ij}}$ wyznaczane są na podstawie sparowanego trójkąta $\Delta C_{k_1}C_{k_2}C_{k_3}$ siatki T (5.28), gdzie $z_{k_1}, z_{k_2}, z_{k_3}$ są wartościami wysokości wierzchołków trójkąta $\Delta C_{k_1}C_{k_2}C_{k_3}$ w osi Z .

$$D_{ij} = \begin{bmatrix} x_{ij} \\ y_{ij} \\ z_{T_{ij}} \end{bmatrix} \quad (5.27)$$

$$z_{T_{ij}} = \frac{z_{k_1} \cdot P_{\Delta W_{ij}C_{k_2}C_{k_3}} + z_{k_2} \cdot P_{\Delta C_{k_1}W_{ij}C_{k_3}} + z_{k_3} \cdot P_{\Delta C_{k_1}C_{k_2}W_{ij}}}{P_{\Delta C_{k_1}C_{k_2}C_{k_3}}} \quad (5.28)$$

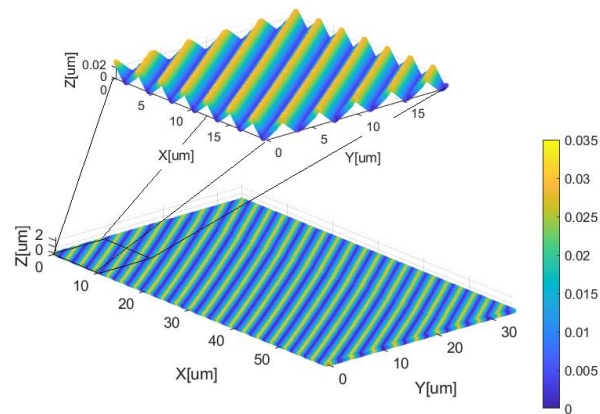
Biorąc pod uwagę, iż dziedziny siatki W oraz siatki C nie pokrywają się, może dojść do sytuacji, gdzie nie zostanie spełniony warunek (5.26) dla żadnego z sympleksów siatki T , co oznacza że niektóre punkty W_{ij} nie zostaną sparowane z żadnym z trójkątów T_n . W takim wypadku przyjmuje się, że $z_{T_{ij}}$ przyjmuje wartość z_{ij} .

Posiadając powierzchnię określaną przez ostrze opisaną na tej samej siatce, co materiał obrabiany można przejść bezpośrednio do głównego warunku Z-map. Model Z-map bazuje na porównywaniu wartości wysokości dwóch geometrii w odpowiadających sobie węzłach siatek. Jedną z siatek jest siatką modyfikowaną, a drugą siatką modyfikującą. W prezentowanym przypadku geometrią modyfikowaną jest materiał obrabiany oparty na siatce W , natomiast geometrią modyfikującą jest siatka powierzchni określanej przez ostrze oparta na siatce D . Mając na względzie, że punkty w siatce W oraz D posiadają notacje wyrażoną odpowiednio za pomocą formuł (5.23) oraz (5.27) dokonuje się porównania wartości z_{ij} oraz z_{Tij} . W przypadku, gdy wartość punktu w siatce D jest mniejsza niż wartość odpowiadającego punktu w siatce W , modyfikuje się wartość z_{ij} , w taki sposób, że $z_{ij} = z_{Tij}$ (5.29).

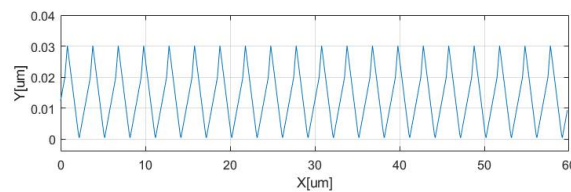
$$W_{ij} = \begin{cases} \begin{bmatrix} x_{ij} \\ y_{ij} \\ z_{ij} \end{bmatrix} & \text{dla } z_{ij} \leq z_{Tij} \\ \begin{bmatrix} x_{ij} \\ y_{ij} \\ z_{Tij} \end{bmatrix} & \text{dla } z_{ij} > z_{Tij} \end{cases} \quad (5.29)$$

Należy zwrócić uwagę, iż modyfikowana jest sama geometria materiału obrabianego bez zmiany pozycji węzłów siatki. Modyfikacji dokonuje się przez zmianę wartości współrzędnej w osi Z w danym punkcie, natomiast sama siatka materiału obrabianego jest niezmienna. Cały przedstawiony powyżej algorytm powtarzany jest dla każdego z ostrzy w każdym obrocie narzędzia. Wytworzona w ten sposób geometria przygotówki wykorzystywana jest w modelowaniu dalszych obrotów oraz przejść narzędzia. Siatka materiału obrabianego modyfikowana jest w każdym iterowanym przejściu narzędzia. Fragmentaryczny model struktury powierzchni obrobionej frezem walcowo – czołowym $R = 750\mu\text{m}$ z promieniową głębokością skrawania $ae = 300\mu\text{m}$ oraz posuwem $fz = 3\mu\text{m}$ przedstawiony został na rysunku (Rys. 5.4).

a) Powierzchnia symulowana - model geometryczny



b) Profil przez wygenerowaną powierzchnię $y = 15 \mu\text{m}$

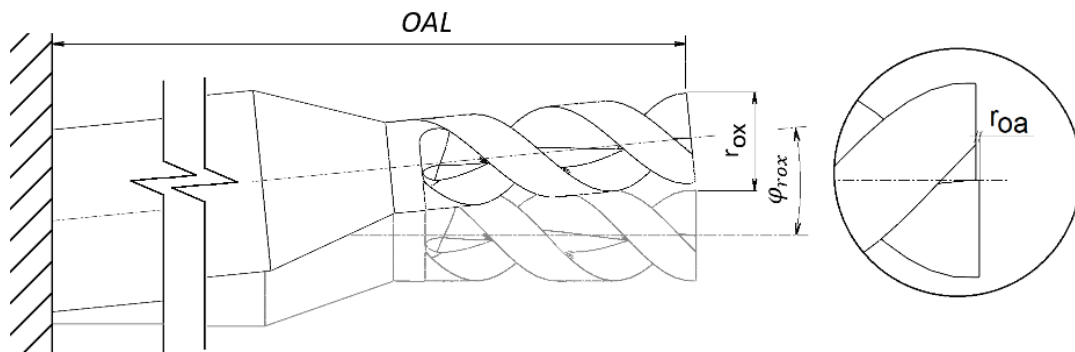


Rys. 5.4 Fragmentaryczny widok powierzchni symulowanej podczas obróbki frezem walcowo-czołowym (a) oraz przekrój wzdłużny przez wygenerowaną powierzchnię (b);

$$R = 0.75\text{mm}, a_p = 100\mu\text{m}, a_e = 300\mu\text{m}, f_z = 3\mu\text{m}$$

5.2. Model bicia promieniowego oraz osiowego

Bicie zostało zamodelowane poprzez kąt umocowania narzędzia φ_{rox} [66]. Podejście takie pozwala zamodelować nie tylko ugięcia narzędzia jako translację w płaszczyźnie skrawania, ale także zmianę kąta pracy narzędzia. Przedstawiona metoda pozwala na połączenie bicia promieniowego r_{ox} oraz kąta przekoszenia narzędzia φ_{rox} . W celu zamodelowania zużycia narzędzia oraz niedokładności wykonania frezu wprowadzono dodatkowo bicie osiowe r_{oa} . Bicie osiowe zamodelowano przez korektę położenia jednej z krawędzi skrawających wzdłuż osi narzędzia. Metoda modelowania bicia została przedstawiona na rysunku (Rys. 5.5) na przykładzie mikrofrezu walcowo - czołowego.



Rys. 5.5 Metoda modelowania bicia promieniowego oraz osiowego na przykładzie frezu walcowo - czołowego

Bicie osiowe narzędzia modeluje się już na etapie definiowania geometrii ostrzy skrawających. Na tym etapie zaczyna się rozróżniać ostrze pierwsze oraz ostrze drugie. Bicie wprowadza się poprzez macierz translacji bicia T_r (5.30). Jedno dowolnie wybrane ostrze transformuje się wzdłuż osi narzędzia Z o wartość bicia osiowego. Formuła użyta do wprowadzenia bicia promieniowego została zapisana w postaci (5.31).

$$T_r = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & r_{oa} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.30)$$

$$CuttingEdge_1^T|_{t=0}^{r_{oa}} = CuttingEdge_1^T|_{t=0} \cdot T_r \quad (5.31)$$

Bicie promieniowe modelowane jest za pomocą macierzy rotacji wokół osi Y. Wartość kąta przekoszenia wyznaczana jest ze wzoru (5.32). Macierz rotacji R_r została przedstawiona za pomocą formuły (5.33). Formuła (5.34) przedstawia finalną geometrię ostrzy po wprowadzeniu bicia promieniowego oraz bicia osiowego.

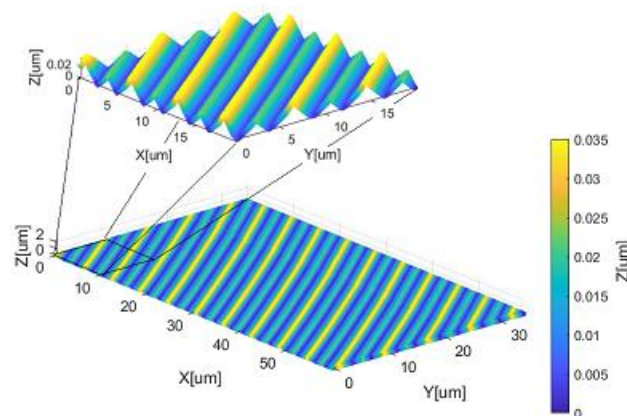
$$\varphi_{rox} = \arctg\left(\frac{r_{ox}}{OAL}\right) \quad (5.32)$$

$$R_r = \begin{bmatrix} \cos(\varphi_{rox}) & 0 & \sin(\varphi_{rox}) & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin(\varphi_{rox}) & 0 & \cos(\varphi_{rox}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.33)$$

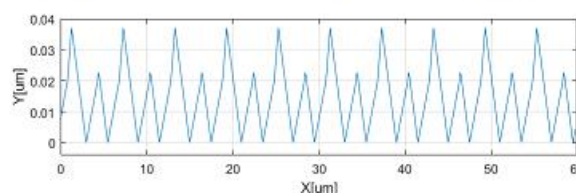
$$CuttingEdge_{1,2}^T|_{t=0}^{r_{oa}} = CuttingEdge_{1,2}^T|_{t=0} \cdot R_r \quad (5.34)$$

Należy zwrócić uwagę, że bicie osiowe wprowadza się przez zmianę położenia tylko jednego z ostrzy. Bicie promieniowe wprowadza się przez zmianę kąta umocowania całego narzędzia, a więc każdej z modelowanych krawędzi skrawających. Bicie osiowe oraz promieniowe należy wprowadzać dokładnie w prezentowanej kolejności. Bicie osiowe musi zostać wprowadzone jeszcze przed modelowaniem kąta zamocowania narzędzia. Na rysunku (Rys. 5.6) przedstawiono fragmentaryczny widok struktury powierzchni obrobionej frezem walcowo – czołowym $R = 750\mu\text{m}$ z promieniową głębokością skrawania $a_e = 300\mu\text{m}$ oraz posuwem $f_z = 3\mu\text{m}$ z wprowadzonym do modelu biciem osiowym oraz promieniowym.

a) Powierzchnia symulowana - model geometryczny z uwzględnieniem bicia promieniowego i osiowego



b) Profil przez wygenerowaną powierzchnię $y = 15\ \mu\text{m}$

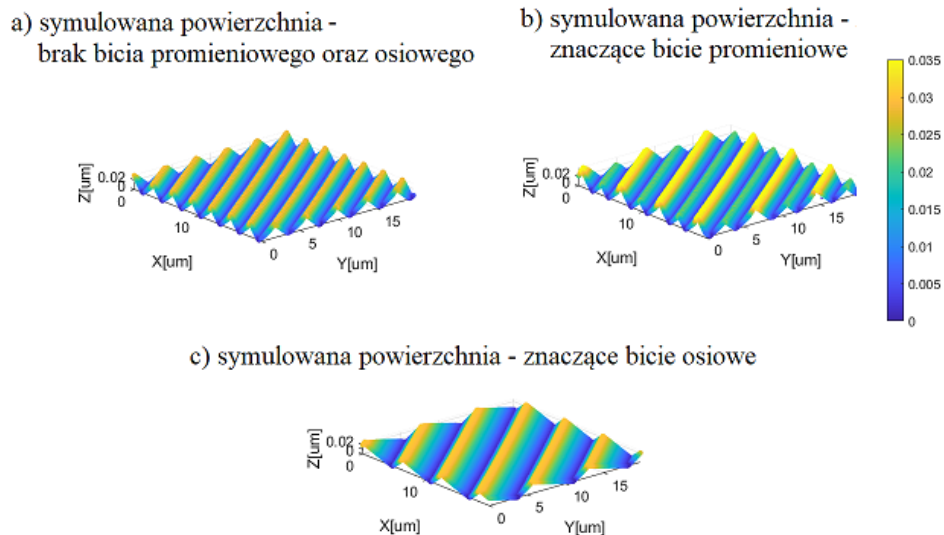


Rys. 5.6 Fragmentaryczny widok powierzchni symulowanej podczas obróbki frezem walcowo-czołowym z wprowadzonym biciem czołowym oraz promieniowym (a) oraz przekrój wzdłużny przez wygenerowaną powierzchnię (b);

$$R = 0.75\text{mm}, a_p = 100\mu\text{m}, a_e = 300\mu\text{m}, f_z = 3\mu\text{m}$$

W prezentowanym modelu uwzględnia się za równo bicie osiowe jak i promieniowe. O ile bicie promieniowe można zmierzyć w stosunkowo łatwy sposób, to bicie osiowe jest trudne do pomiaru. Oba rodzaje bicia narzędzia pozostawiają na powierzchni obrabianej charakterystyczne ślady. W przypadku wystąpienia znaczącego

bicia promieniowego obserwuje się zmianę odległości między kolejnymi śladami ostrzy oraz zmienną wysokość śladów ostrza pierwszego oraz drugiego. W przypadku wystąpienia znaczącego bicia osiowego może dojść nawet do usunięcia śladu jednego z ostrzy. Na rysunku (Rys. 5.7) został przedstawiony wpływ bicia promieniowego oraz osiowego na strukturę geometryczną powierzchni.

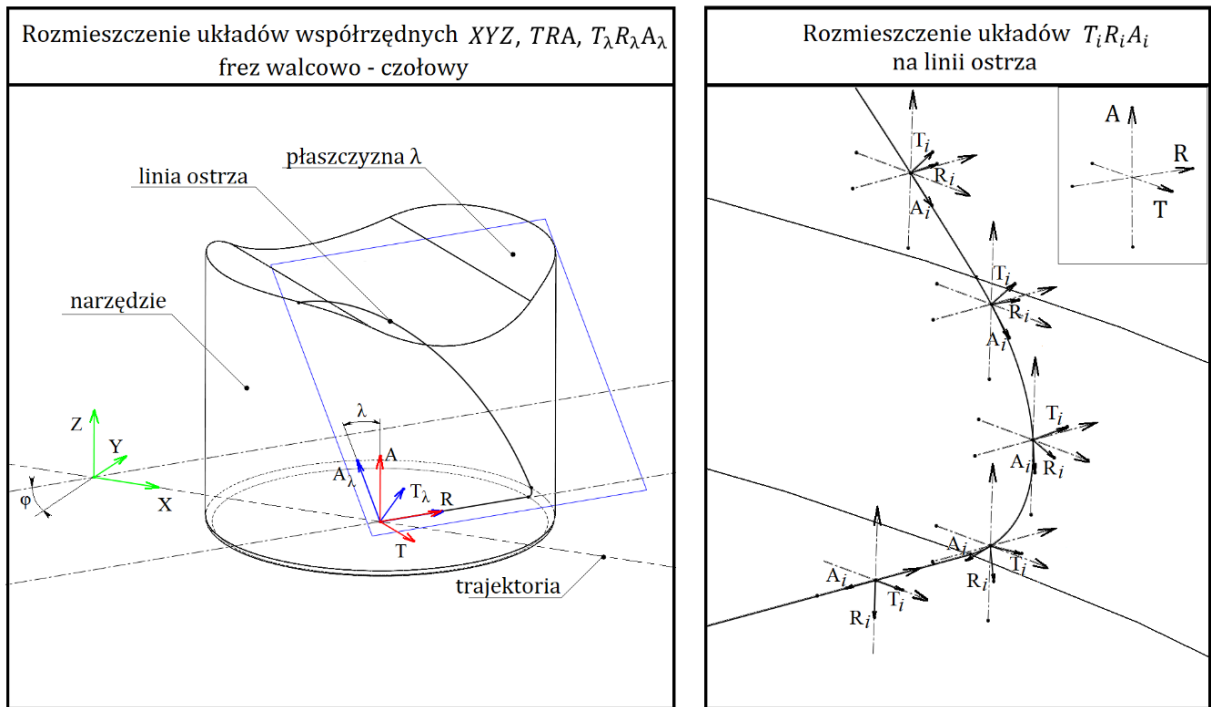


Rys. 5.7 Struktura geometryczna modelowanych powierzchni (a) bez uwzględnienia bicia narzędzia, (b) z uwzględnieniem znaczącego bicia promieniowego, (c) z uwzględnieniem znaczącego bicia osiowego

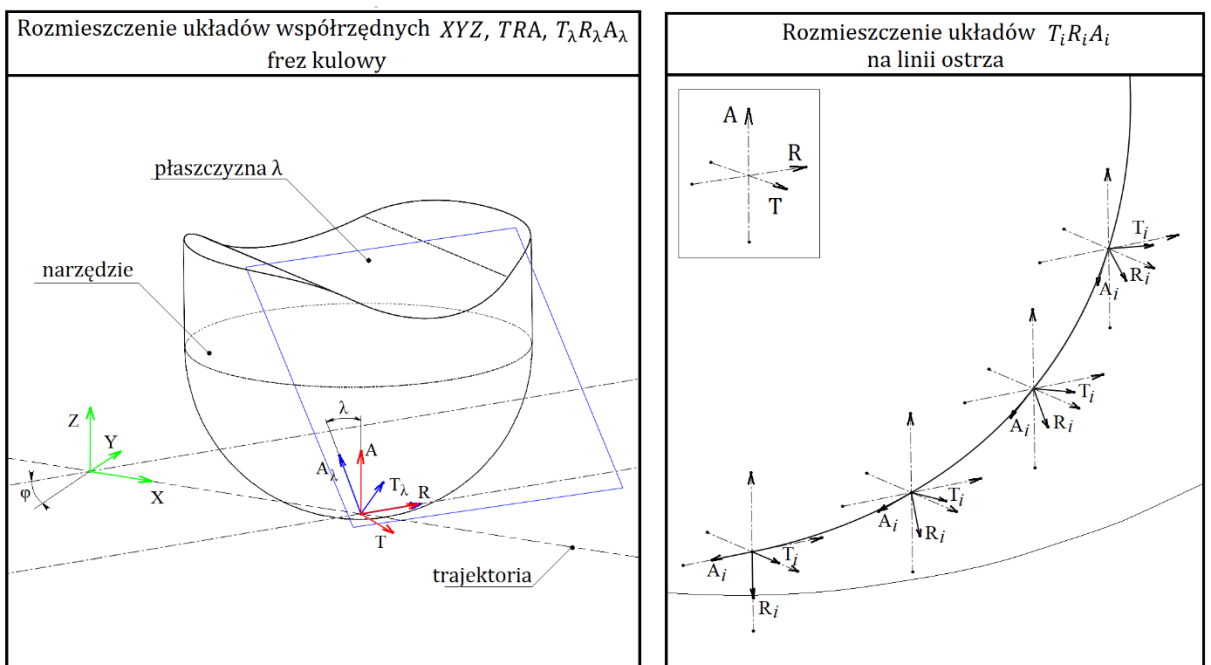
5.3. Wyznaczanie składowych sił skrawania

5.3.1. Definiowane układy współrzędnych

Model operuje na czterech układach współrzędnych XYZ , TRA , $T_\lambda R_\lambda A_\lambda$, $T_i R_i A_i$. Układ XYZ powiązany jest z materiałem obrabianym. Jest to jednocześnie układ maszynowy. Układy TRA , $T_\lambda R_\lambda A_\lambda$, $T_i R_i A_i$ są natomiast układami powiązanymi z geometrią narzędzia. Każdy z wymienionych układów zdefiniowany jest za pomocą różnych wersorów. Układy te zostały dobrane tak, że siły wyznaczone w kolejnych etapach modelu definiowane są za pomocą ich wersorów osi. Na rysunkach przedstawione zostały wszystkie przyjęte układy. Układy te różnią się w zależności od typu narzędzia. Na rysunku (Rys. 5.8) przedstawione zostały układy dla mikrofrezu walcowo-czołowego. Na rysunku (Rys. 5.9) przedstawiono natomiast orientację układów dla mikrofrezu kulistego.



Rys. 5.8 Rozmieszczenie układów współrzędnych XYZ, TRA, T_λR_λA_λ, T_iR_iA_i pary kinematycznej narzędzie - materiał obrabiany frezu walcowo - czołowego



Rys. 5.9 Rozmieszczenie układów współrzędnych XYZ, TRA, T_λR_λA_λ, T_iR_iA_i pary kinematycznej narzędzie - materiał obrabiany frezu kulowego

Wersory osi układów TRA , $T_\lambda R_\lambda A_\lambda$, $T_i R_i A_i$ ściśle wynikają z geometrii ostrzy. Wzajemna pozycja między tymi układami może być zdefiniowana na podstawie parametrów geometrycznych narzędzia. Aby przejść z układów narzędziowych do układu maszynowego XYZ konieczna jest informacja o pozycji narzędzia w przestrzeni. Opis poszczególnych układów wraz z równaniami pozwalającymi na transformację wersorów osi przedstawiono poniżej.

- Układ XYZ – w tym układzie wyznaczane są rejestrowane siły, jest to klasyczny układ, gdzie Z jest zgodny z osią narzędzia (zakładając, że narzędzie nie jest pochylone), X jest kierunkiem ruchu, a Y wynika ze zwrotu osi X oraz Z .
- Układ TRA – układ narzędziowy, punktem zerowym układu jest czubek (ważne ze względu na jednoznaczne zdefiniowanie osi R), gdzie oś R leży na kierunku promieniowym, oś A jest zgodna z osią narzędzia, natomiast zwrot i kierunek osi T wynika ze zwrotu osi A oraz R . Układ TRA wiruje wraz z narzędziem, w tym układzie wyznaczane jest ugięcie narzędzia. Transformując siły z układu TRA do XYZ otrzymuje się formuły (5.35) - (5.37).

$$F_X = F_T \cdot \cos\varphi + F_R \cdot \sin\varphi \quad (5.35)$$

$$F_Y = -F_T \cdot \sin\varphi + F_R \cdot \cos\varphi \quad (5.36)$$

$$F_Z = F_A \quad (5.37)$$

- Układ $T_\lambda R_\lambda A_\lambda$ – układ znajduje się na pochylonej płaszczyźnie λ . Osie tego układu zorientowane są w taki sposób, że gdyby kąt λ wynosił $\lambda = 0$, to pokryłby się on z układem TRA . W układzie $T_\lambda R_\lambda A_\lambda$ wyznaczane są wartości grubości warstwy skrawanej w polu elementarnym. Transformując siły z układu $T_\lambda R_\lambda A_\lambda$ do TRA otrzymuje się (5.38) - (5.40).

$$F_T = F_{T_\lambda} \cdot \sin\lambda - F_{A_\lambda} \cdot \cos\lambda \quad (5.38)$$

$$F_R = F_R \quad (5.39)$$

$$F_A = F_{T_\lambda} \cdot \cos\lambda + F_{A_\lambda} \cdot \sin\lambda \quad (5.40)$$

Podstawiając wyznaczone wartości do formuł (5.35) - (5.37) otrzymuje się zależności (5.41) - (5.43).

$$F_X = F_{T_\lambda} \cdot \sin\lambda \cdot \cos\varphi + F_R \cdot \sin\varphi - F_{A_\lambda} \cdot \cos\lambda \cdot \cos\varphi \quad (5.41)$$

$$F_Y = -F_{T_\lambda} \cdot \sin\lambda \cdot \sin\varphi + F_R \cdot \cos\varphi + F_{A_\lambda} \cdot \cos\lambda \cdot \sin\varphi \quad (5.42)$$

$$F_Z = F_{T_\lambda} \cdot \cos\lambda + F_{A_\lambda} \cdot \sin\lambda \quad (5.43)$$

- Układ $T_i R_i A_i$ – geometria ostrza skrawającego sformułowana jest w sposób dyskretny. Ostrze zbudowane jest ze skończonej liczby równo rozłożonych punktów P_i . Układ $T_i R_i A_i$ definiowany jest oddzielnie w każdym punkcie P_i . Kierunek osi układu $T_i R_i A_i$ definiuje kierunki wektorów składowych sił skrawania $\hat{F}_{t_i}^\lambda$, $\hat{F}_{r_i}^\lambda$ oraz $\hat{F}_{a_i}^\lambda$. Kierunki osi zależą od położenia punktu P_i na zdefiniowanym ostrzu skrawającym. Współrzędne punktu P_i można zapisać jako $P_i = [P_{t_i} \ P_{r_i} \ P_{a_i}]$, natomiast transformację z układu $T_i R_i A_i$ do układu TRA można zapisać za pomocą równań (5.44) - (5.46). Kąt α_λ określa kąt między osią T_i oraz osią T w płaszczyźnie TR , różnica $\lambda - \lambda_{\text{eff}}$ określa kąt pomiędzy osią T_i a osią T w płaszczyźnie TA , natomiast kąt β_λ określa kąt między osią R_i a osią R w płaszczyźnie AR . W rozpatrywanym otoczeniu S_λ można przyjąć, że oś R_i leży w płaszczyźnie AR , ponieważ w płaszczyźnie TR $\cos\angle R_i R \approx 0$. Wartości funkcji trygonometrycznych kątów α_λ oraz β_λ zostały przedstawione za pomocą równań (5.47) - (5.50) (Rys. 5.10). Kąta λ_{eff} wyznacza się za pomocą formuły (5.51).

$$F_T = F_{t_i} \cdot (\cos\lambda_{\text{eff}} \cdot \cos\alpha_\lambda - \sin\lambda_{\text{eff}} \cdot \sin\beta_\lambda \cdot \sin\alpha_\lambda) + F_{r_i} \cdot (-\cos\lambda_{\text{eff}} \cdot \sin\alpha_\lambda - \sin\lambda_{\text{eff}} \cdot \sin\beta_\lambda \cdot \cos\alpha_\lambda) + F_{a_i} \cdot \sin\lambda_{\text{eff}} \cdot \cos\beta_\lambda \quad (5.44)$$

$$F_R = F_{t_i} \cdot \cos\beta_\lambda \cdot \sin\alpha_\lambda + F_{r_i} \cdot \cos\beta_\lambda \cdot \cos\alpha_\lambda + F_{a_i} \cdot \sin\beta_\lambda \quad (5.45)$$

$$F_A = F_{t_i} \cdot (\sin\lambda_{\text{eff}} \cdot \cos\alpha_\lambda - \cos\lambda_{\text{eff}} \cdot \sin\beta_\lambda \cdot \sin\alpha_\lambda) + F_{r_i} \cdot (-\sin\lambda_{\text{eff}} \cdot \sin\alpha_\lambda - \cos\lambda_{\text{eff}} \cdot \sin\beta_\lambda \cdot \cos\alpha_\lambda) + F_{a_i} \cdot \cos\lambda_{\text{eff}} \cdot \cos\beta_\lambda \quad (5.46)$$

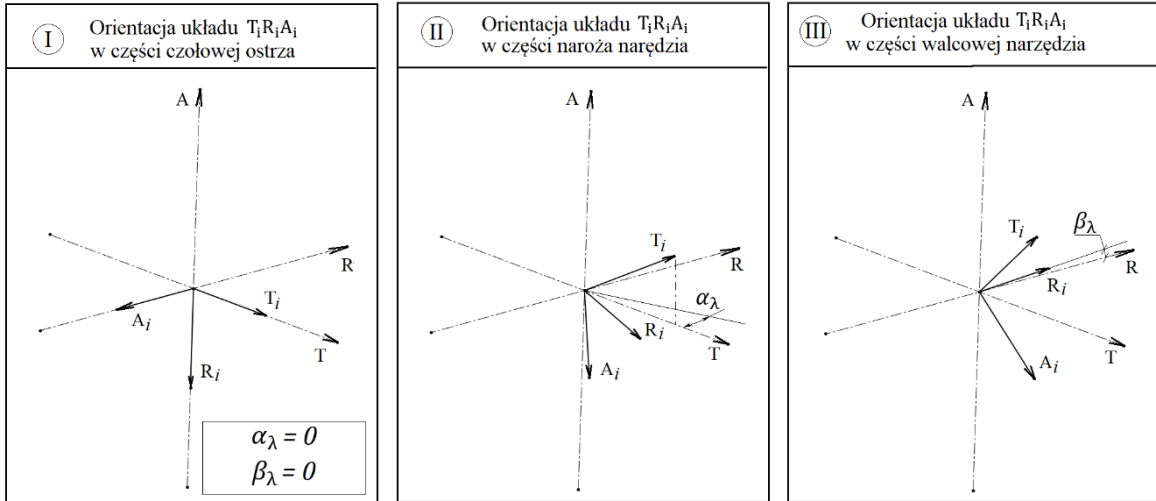
Ze względu na bardzo rozbudowany zapis transformacji wektorów sił z układu $T_i R_i A_i$ do układu $T_\lambda R_\lambda A_\lambda$ oraz z układu $T_\lambda R_\lambda A_\lambda$ do układu XYZ zdecydowano się na nieformułowanie równań pozwalających na bezpośrednią transformację z układu $T_i R_i A_i$ do układu XYZ . Transformacji takiej można dokonać pośrednio przez układ $T_\lambda R_\lambda A_\lambda$.

$$\sin\alpha_\lambda = \frac{|P_{t_i}P_{t_0}|}{\sqrt{|P_{t_i}P_{t_0}|^2 + |P_{r_i}P_{r_0}|^2}} \quad (5.47)$$

$$\sin\beta_\lambda = \frac{|P_{r_i}P_{r_{i-1}}|}{\sqrt{|P_{a_i}P_{a_{i-1}}|^2 + |P_{r_i}P_{r_{i-1}}|^2}} \quad (5.49)$$

$$\cos\alpha_\lambda = \frac{|P_{r_i}P_{r_0}|}{\sqrt{|P_{t_i}P_{t_0}|^2 + |P_{r_i}P_{r_0}|^2}} \quad (5.48)$$

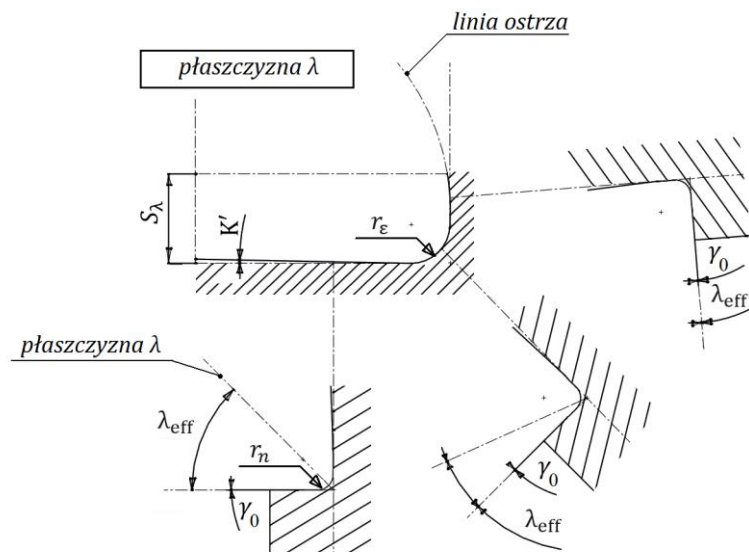
$$\cos\beta_\lambda = \frac{|P_{a_i}P_{a_{i-1}}|}{\sqrt{|P_{a_i}P_{a_{i-1}}|^2 + |P_{r_i}P_{r_{i-1}}|^2}} \quad (5.50)$$



Rys. 5.10 Orientacja układów $T_i R_i A_i$ na linii ostrza frezu walcowo – czołowego z oznaczonymi kątami α_λ oraz β_λ

Efektywny kąt pochylenia krawędzi skrawającej λ_{eff} definiuje się w prezentowanej pracy jako kąt pomiędzy powierzchnią natarcia (o kącie nachylenia $\gamma = 0^\circ$), a powierzchnią ostrza pochyloną o kąt linii śrubowej λ . Kąt λ_{eff} wyznaczany jest niezależnie w każdym punkcie P_i . Kąt ten jest ważny dla zrozumienia zmiany kierunku działania głównej siły skrawania $\vec{F}_{t_i}^\lambda$, bowiem kąt λ_{eff} definiuje również kąt pomiędzy osią T_λ , a osią T_i . Efektywny kąt pochylenia płaszczyzny ostrza λ_{eff} wyznaczany jest jako kąt pomiędzy wektorami \hat{v}_{r_i} oraz $\hat{F}_{t_i}^\lambda$. Formuła wyrażająca wartość kąta λ_{eff} dana jest wzorem (5.51). Kąt λ_{eff} zmienia swoją wartość w zależności od wartości pochylenia linii ostrza – od wartości λ w punkcie P_i leżącym w części czołowej narzędzia do 0° w punkcie P_i leżącym w części walcowej. Zmiana efektywnego kąta pochylenia krawędzi skrawającej została przedstawiona na rysunku (Rys. 5.11). Otoczenie w którym powierzchnię helikalną można rozpatrywać jako płaszczyznę λ oznaczono jako S_λ .

$$\lambda_{\text{eff}} = \cos^{-1} \frac{\hat{v}_{r_i} \circ \hat{F}_t^\lambda}{|\hat{v}_{r_i}| \cdot |\hat{F}_t^\lambda|} \quad (5.51)$$



Rys. 5.11 Efektywny kąt pochylenia płaszczyzny ostrza λ_{eff}

5.3.2. Sposób wyznaczania wektorów składowych sił skrawania

W każdym punkcie P_i wyznaczana jest główna siła skrawania $\vec{F}_{t_i}^\lambda$, siła promieniowa $\vec{F}_{r_i}^\lambda$ oraz siła osiowa $\vec{F}_{a_i}^\lambda$. Założono, że kąt natarcia wynosi $\gamma = 0^\circ$. W pierwszej kolejności wyznaczana jest prosta r_{i_i} w układzie TRA normalna do osi A, zawierająca promień narzędzia i przechodząca przez punkt $P_i = [P_{t_i} \ P_{r_i} \ P_{a_i}]$. Równanie parametryczne prostej r_{i_i} ma postać formuły (5.52). Następnie wyznaczany jest jednostkowy wektor kierunkowy \hat{r}_{i_i} prostej r_{i_i} w punkcie P_i o zwrocie skierowanym w stronę osi A (5.53).

$$r_{i_i}: \begin{cases} t = P_{t_i} - P_{t_i} \cdot p \\ r = P_{r_i} - P_{r_i} \cdot p \\ a = P_{a_i} \end{cases}, p \in \mathbb{R} \quad (5.52)$$

$$\hat{r}_{i_i} = \frac{1}{\sqrt{P_{t_i}^2 + P_{r_i}^2}} \cdot [P_{t_i} \ P_{r_i} \ 0] \quad (5.53)$$

Jednostkowy wektor kierunkowy prędkości obwodowej \hat{v}_{r_i} jest prostopadły do wektora $\hat{r}_{i_i} = [r_{t_i} \ r_{r_i} \ r_{a_i}]$, leży w płaszczyźnie TR, a jego zwrot jest zgodny z

kierunkiem ruchu obrotowego narzędzia. Wektor \hat{v}_{r_i} przyłożony jest w punkcie P_i , a wyrażony jest wzorem (5.54). Podstawiając wartości współrzędnych wektora \hat{r}_{t_i} (5.53) oraz upraszczając otrzymuje się formułę daną wzorem (5.55).

$$\hat{v}_{r_i} = \frac{1}{\sqrt{Pt_i^2 + \left(\frac{-r_{t_i} \cdot P_{t_i}}{r_{r_i}}\right)^2}} \cdot \begin{bmatrix} Pt_i & \frac{-r_{t_i} \cdot P_{t_i}}{r_{r_i}} & 0 \end{bmatrix} \quad (5.54)$$

$$\hat{v}_{r_i} = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{P_{t_i}}{P_{r_i}}\right)^2}} \cdot \begin{bmatrix} 1 & -\frac{P_{t_i}}{P_{r_i}} & 0 \end{bmatrix} \quad (5.55)$$

W dalszej kolejności wyznacza się wektor jednostkowy \hat{s}_i styczny do linii ostrza w punkcie P_i . Jak już zostało to opisane, linia ostrza tworzona jest poprzez przecięcie bryły podstawowej frezu z płaszczyzną ostrza pochyloną o kąt λ , jednakże linia ostrza frezu wyznaczana jest w sposób dyskretny. Linia ostrza frezu w układzie *TRA* ma postać wyrażoną wzorem (5.56), gdzie n to liczba punktów budujących linię ostrza.

$$cuttingEdge = \begin{bmatrix} t_1 & \cdots & t_n \\ r_1 & \cdots & r_n \\ a_1 & \cdots & a_n \end{bmatrix} \quad (5.56)$$

W przypadku, gdyby linia ostrza w przestrzeni *TRA* dana była ciągłą, różniczkowalną funkcją parametru u w postaci $cuttingEdge = \gamma(u)$ (5.57), a pochodna funkcji $\gamma(u)$ miała postać $\dot{\gamma}(u)$ (5.58), to jednostkowy wektor styczny \hat{s}_i w punkcie P_i miałby postać przedstawioną za pomocą formuły (5.59).

$$\gamma(u) = \begin{cases} t(u) \\ r(u), u \in \mathbb{R} \\ a(u) \end{cases} \quad (5.57)$$

$$\dot{\gamma}(u) = \begin{cases} \dot{t}(u) \\ \dot{r}(u), u \in \mathbb{R} \\ \dot{a}(u) \end{cases} \quad (5.58)$$

$$\hat{s}_i = \frac{\dot{\gamma}(u)}{|\dot{\gamma}(u)|} \Big|_{\gamma(u_0) = P_i} \quad (5.59)$$

Jednakże funkcja opisująca linię ostrza jest dyskretna, zatem pochodna $\dot{\gamma}(u)$ w punkcie P_i może zostać zastąpiona równaniem prostej s_i przechodzącej przez punkty P_i oraz P_{i-1} , której wektor kierunkowy oznacza się jako $\overrightarrow{P_i P_{i-1}}$. Wektor jednostkowy \hat{s}_i styczny do linii ostrza wyznaczany jest za pomocą formuły (5.60).

$$\hat{s}_i \approx \frac{\overrightarrow{P_i P_{i-1}}}{|\overrightarrow{P_i P_{i-1}}|} \quad (5.60)$$

W dalszej kolejności wyznaczany jest wektor jednostkowy \hat{x}_{γ_i} leżący na powierzchni natarcia będący normalny do krawędzi skrawającej oraz normalny do prędkości obwodowej w punkcie P_i . Wektor \hat{x}_{γ_i} można zatem wyznaczyć za pomocą formuły (5.61) Zakłada się, iż kąt natarcia wynosi $\gamma = 0^\circ$.

$$\hat{x}_{\gamma_i} = \frac{\hat{v}_{r_i} \times \hat{s}_i}{|\hat{v}_{r_i} \times \hat{s}_i|} \quad (5.61)$$

Po wyznaczeniu jednostkowych wektorów pomocniczych \hat{v}_{r_i} , \hat{s}_i , \hat{x}_{γ_i} można przejść do wyznaczania właściwych jednostkowych wektorów kierunkowych składowych sił skrawania w punkcie P_i . W pierwszej kolejności wyznaczana zostaje jednostkowy wektor kierunkowy głównej siły skrawania $\hat{F}_{t_i}^\lambda$. Wektor $\hat{F}_{t_i}^\lambda$ jest normalny do wektora \hat{s}_i oraz \hat{x}_{γ_i} . Jednostkowy wektor kierunkowy siły $F_{t_i}^\lambda$ wyrażony jest zatem formułą (5.62).

$$\hat{F}_{t_i}^\lambda = \frac{\hat{s}_i \times \hat{x}_{\gamma_i}}{|\hat{s}_i \times \hat{x}_{\gamma_i}|} \quad (5.62)$$

Jednostkowy wektor kierunkowy składowej siły promieniowej $F_{r_i}^\lambda$ w punkcie P_i jest zgodny z wektorem jednostkowym leżącym na płaszczyźnie natarcia \hat{x}_{γ_i} (5.63), natomiast jednostkowy wektor kierunkowy składowej osiowej siły skrawania $\hat{F}_{a_i}^\lambda$ jest zgodny z jednostkowym wektorem stycznym do linii ostrza \hat{s}_i w punkcie P_i co do kierunku, lecz posiada przeciwny zwrot (5.64).

$$\hat{F}_{r_i}^\lambda = \hat{x}_{\gamma_i} \quad (5.63)$$

$$\hat{F}_{a_i}^\lambda = -\hat{s}_i \quad (5.64)$$

5.3.3. Sposób wyznaczania grubości warstwy skrawanej

Pole warstwy skrawanej A wyznaczone jest w układzie $T_\lambda R_\lambda A_\lambda$ na płaszczyźnie λ wyznaczonej przez osie R oraz A_λ . Pole warstwy skrawanej A wyznaczone jest z jednej strony przez krzywe powstałe na skutek przecięcia powierzchni obrabianej oraz powierzchni ukształtowanej przez poprzedzające ostrze z płaszczyzną λ , a z drugiej strony przez krawędź skrawającą (Rys. 5.12). Obszar warstwy skrawanej dzielony jest na k pól elementarnych A_i z zachowaniem 4 zasad.

- Liczba punktów, w których granice pól elementarnych przecinają linię krawędzi skrawającej jest taka sama, co liczba punktów przecinających linię powierzchni zakreślonej przez poprzedzające ostrze. Liczba punktów przecięcia na każdej linii wynosi $k + 1$. Punkty na krawędzi skrawającej oznaczane są jako Q_i , natomiast na linii płaszczyzny zakreślonej przez poprzedzające ostrze oznaczone są jako S_i . W skrajnym przypadku, gdy grubość warstwy skrawanej h_i w polu elementarnym A_i wynosi zero punkty Q_i oraz S_i pokrywają się.
- Granice pomiędzy kolejnymi obszarami elementarnymi są normalne do linii ostrza. Biorąc pod uwagę, iż za równo linia ostrza oraz linia powierzchni zakreślonej przez poprzedzające ostrze są zdefiniowane w sposób dyskretny, zatem warunek ten może zostać zapisany za pomocą formuły (5.65).

$$\overrightarrow{Q_i S_i} \circ \overrightarrow{Q_i Q_{i-1}} = 0 \quad (5.65)$$

- Odcinki wyznaczone przez kolejne punkty przecięcia granic obszarów elementarnych z linią ostrza są sobie równe co do wartości (5.66).

$$|Q_{i-1} Q_i| - |Q_i Q_{i+1}| = 0 \quad (5.66)$$

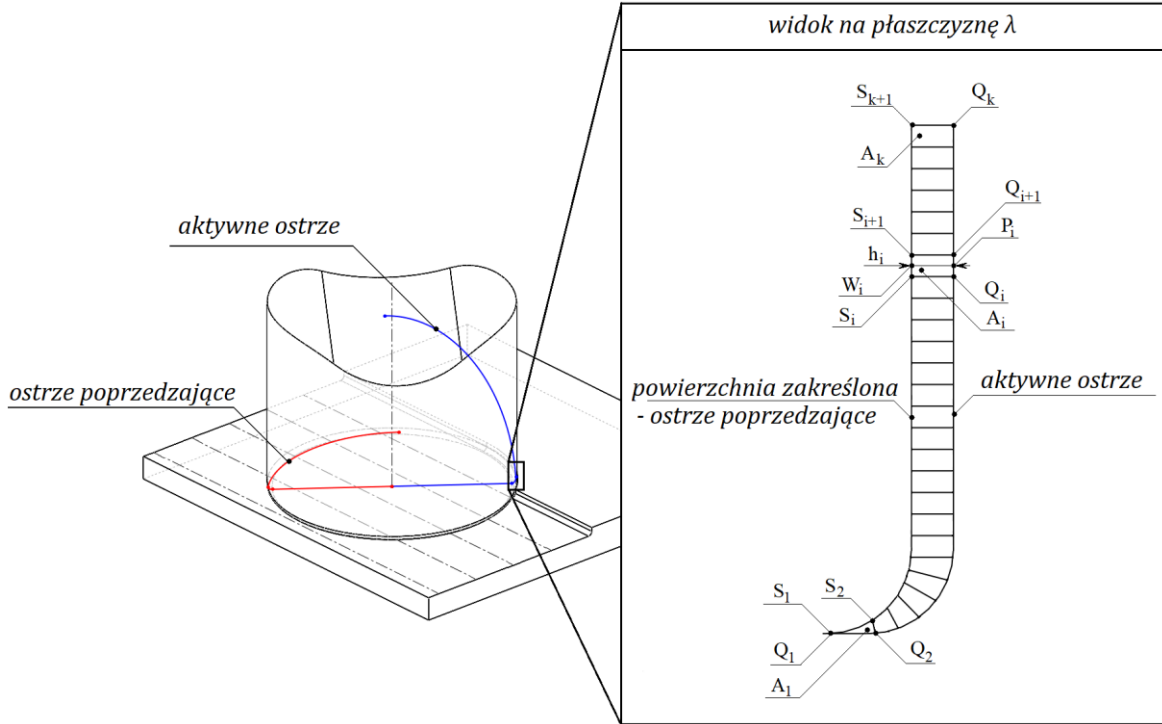
- Suma wartości wszystkich pól elementarnych A_i daje wartość pola powierzchni warstwy skrawanej A (formuła 12).

$$\sum_{i=1}^k A_i = A \quad (5.67)$$

W każdym odcinku elementarnym $Q_i Q_{i+1}$ wyznacza się punkt P_i , taki że spełniony jest warunek dany formułą (5.68). Punkt P_i jest miejscem przyłożenia składowych sił

skrawania wyznaczanych na podstawie elementarnej grubości warstwy skrawanej h_i w elementarnym polu A_i .

$$|Q_i P_i| - |P_i Q_{i+1}| = 0 \quad (5.68)$$



Rys. 5.12 Podział obszaru warstwy skrawanej na pola elementarne; grubość warstwy skrawanej w polu elementarnym

W celu wyznaczenia wartości elementarnej grubości warstwy skrawanej wyznacza się prostą l_i normalną do odcinka $Q_i Q_{i+1}$ w punkcie P_i oraz prostą q_i zawierającą odcinek $S_i S_{i+1}$. Aby jednoznacznie wyznaczyć równanie parametryczne prostej l_i oraz q_i należy przyjąć poniższą notację punktu P_i (5.69), punktu S_i (5.70) oraz wektora $Q_i Q_{i+1}$ (5.71). Proste oraz wektory wyznaczane są na płaszczyźnie ostrza.

$$P_i = [P_{r_i} \quad P_{a_{\lambda_i}}] \quad (5.69)$$

$$S_i = [S_{r_i} \quad S_{a_{\lambda_i}}] \quad (5.70)$$

$$Q_i Q_{i+1} = [Q_{r_{i+1}} - Q_{r_i} \quad Q_{a_{\lambda_{i+1}}} - Q_{a_{\lambda_i}}] \quad (5.71)$$

Równanie prostej l_i na płaszczyźnie λ ma postać daną formułą (5.72), natomiast prosta q_i ma postać daną formułą (5.73).

$$l_i: \begin{cases} r = P_{r_i} + (Q_{a_{\lambda_i}} - Q_{a_{\lambda_{i+1}}}) \cdot p_1 \\ a_{\lambda} = P_{a_{\lambda_i}} + (Q_{r_{i+1}} - Q_{r_i}) \cdot p_1 \end{cases}, p_1 \in \mathbb{R} \quad (5.72)$$

$$q_i: \begin{cases} r = S_{r_i} + (S_{r_{i+1}} - S_{r_i}) \cdot p_2 \\ a_{\lambda} = S_{a_{\lambda_i}} + (S_{a_{\lambda_{i+1}}} - S_{a_{\lambda_i}}) \cdot p_2 \end{cases}, p_2 \in \mathbb{R} \quad (5.73)$$

Punkt przecięcia prostych l_i oraz q_i oznaczany jest jako W_i . Punkt W_i jako punkt leżący na prostej q_i wyrażony został przy pomocy formuły (5.74), natomiast wartość parametru p_2 przedstawiona została wzorem (5.75). Punkt W_i wraz z punktem P_i wyznaczają grubość warstwy skrawanej h_i za pomocą formuły (5.76).

$$W_i = \begin{cases} W_{r_i} = S_{r_i} + (S_{r_{i+1}} - S_{r_i}) \cdot p_2 \\ W_{a_{\lambda_i}} = S_{a_{\lambda_i}} + (S_{a_{\lambda_{i+1}}} - S_{a_{\lambda_i}}) \cdot p_2 \end{cases} \quad (5.74)$$

$$p_2 = \frac{(P_{a_{\lambda_i}} - S_{a_{\lambda_i}})(Q_{a_{\lambda_i}} - Q_{a_{\lambda_{i+1}}}) - (P_{r_i} - S_{r_i})(Q_{r_{i+1}} - Q_{r_i})}{(S_{a_{\lambda_{i+1}}} - S_{a_{\lambda_i}})(Q_{a_{\lambda_i}} - Q_{a_{\lambda_{i+1}}}) - (S_{r_{i+1}} - S_{r_i})(Q_{r_{i+1}} - Q_{r_i})} \quad (5.75)$$

$$h_i = |P_i W_i| \quad (5.76)$$

5.3.4. Sposób wyznaczania wartości składowych sił skrawania

Wartości składowych F_{ti}^{λ} , F_{ri}^{λ} oraz F_{ai}^{λ} siły skrawania wyznaczane są w każdym punkcie P_i na podstawie wartości prędkości obwodowej v_{r_i} , grubości warstwy skrawanej h_i w kierunku normalnym do ostrza skrawającego oraz zmierzonej wartości zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n . Metoda wyznaczania wartości składowych sił skrawania została szerzej opisana w pracy [78]. Opisana zależność dana jest wzorem (5.77) dla wartości siły F_{ti}^{λ} , wzorem (5.78) dla wartości siły F_{ri}^{λ} oraz wzorem (5.79) dla wartości siły F_{ai}^{λ} . Stałe materiałowe zostały oznaczone jako $p_1 - p_{27}$. Opis oraz sposób wyznaczania stałych materiałowych został przedstawiony w rozdziale 5.5.

$$F_{ti}^{\lambda} = p_1 v_i^{p_2} (1 - e^{p_3 h_i}) + r_n^{p_4} (p_5 v_i + p_6) (1 - e^{(p_7 r_n^{p_8} + p_9) h_i}) \quad (5.77)$$

$$F_{ri}^{\lambda} = p_{10} v_i^{p_{11}} (1 - e^{p_{12} h_i}) + r_n^{p_{13}} (p_{14} v_i + p_{15}) (1 - e^{(p_{16} r_n^{p_{17}} + p_{18}) h_i}) \quad (5.78)$$

$$F_{ai}^{\lambda} = p_{19} v_i^{p_{20}} (1 - e^{p_{21} h_i}) + r_n^{p_{22}} (p_{23} v_i + p_{24}) (1 - e^{(p_{25} r_n^{p_{26}} + p_{27}) h_i}) \quad (5.79)$$

Wartość siły skrawania F_{ti}^{λ} , F_{ri}^{λ} oraz F_{ai}^{λ} wyliczone została na podstawie grubości warstwy skrawanej h_i w polu elementarnym A_i , dlatego też należy je znormalizować (5.80). W przeciwnym wypadku wartości sił były by wrażliwe na liczbę pól elementarnych A_i , na jakie został podzielony obszar warstwy skrawanej A . $F_{ti}^{\lambda n}$, $F_{ri}^{\lambda n}$, $F_{ai}^{\lambda n}$ są to wartości znormalizowane, natomiast k jest to liczba pól elementarnych przy czym $i \in \{1, 2, \dots, k\}$.

$$\begin{cases} F_{ti}^{\lambda n} = \frac{F_{ti}^{\lambda}}{N} \\ F_{ri}^{\lambda n} = \frac{F_{ri}^{\lambda}}{N} \\ F_{ai}^{\lambda n} = \frac{F_{ai}^{\lambda}}{N} \end{cases} \quad (5.80)$$

Znając wartości znormalizowane $F_{ti}^{\lambda n}$, $F_{ri}^{\lambda n}$, $F_{ai}^{\lambda n}$ oraz jednostkowe wektory kierunkowe $\hat{F}_{t_i}^{\lambda}$, $\hat{F}_{r_i}^{\lambda}$, $\hat{F}_{a_i}^{\lambda}$ można wyznaczyć właściwe wektory składowych sił skrawania \vec{F}_{ti}^{λ} , \vec{F}_{ri}^{λ} , \vec{F}_{ai}^{λ} . Sposób wyznaczania składowych wektorów sił skrawania został przedstawiony za pomocą formuł (5.81) - (5.83). Każdy z wyznaczonych wektorów przyłożony jest w odpowiadającym mu punkcie P_i .

$$\vec{F}_{ti}^{\lambda} = F_{ti}^{\lambda n} \cdot \hat{F}_{t_i}^{\lambda} \quad (5.81)$$

$$\vec{F}_{ri}^{\lambda} = F_{ri}^{\lambda n} \cdot \hat{F}_{r_i}^{\lambda} \quad (5.82)$$

$$\vec{F}_{ai}^{\lambda} = F_{ai}^{\lambda n} \cdot \hat{F}_{a_i}^{\lambda} \quad (5.83)$$

5.4. Sposób modelowania ugięcia narzędzia

Ugięcie narzędzia wyznacza się w układzie TRA , podczas, gdy składowe siły skrawania wyznaczone zostały w układzie $T_i R_i A_i$. W pierwszej kolejności należy zatem wyznaczyć wartości sił F_{Ti} , F_{Ri} , F_{Ai} w układzie TRA . Dokonuje się tego za pomocą formuł (5.44) - (5.46). Wyznaczone siły F_{Ti} , F_{Ri} , F_{Ai} w układzie TRA nadal przyłożone są w odpowiadających punktach P_i . Położenie ostrza w chwili t jest wynikiem stanu równowagi pomiędzy wypadkowymi siłami skrawania w osiach, a siłami sprężystości narzędzia.

Dlatego też w celu wyznaczenia ugięcia wszystkie siły F_{Ti} , F_{Ri} , F_{Ai} sumuje się, tak aby uzyskać siły wypadkowe działające zgodnie z osiami układu TRA (5.84)-(5.86).

$$F_T = \sum_{i=1}^{k-1} F_{Ti} \quad (5.84)$$

$$F_R = \sum_{i=1}^k F_{Ri} \quad (5.85)$$

$$F_A = \sum_{i=1}^k F_{Ai} \quad (5.86)$$

W prezentowanym modelu rozpatruje się ugięcie narzędzia Δr w kierunku promieniowym R oraz ugięcie Δa w kierunku osiowym A. Siły sprężystości w kierunku osiowym oznaczone zostały jako F_{kr} , natomiast w kierunku promieniowym F_{ka} . Wartości sił sprężystości wyznaczane są według formuł (5.87), (5.88). Sposób wyznaczania wartości sztywności został przedstawiony w rozdziale 6.2.2.

$$F_{kr} = kr \cdot \Delta r \quad (5.87)$$

$$F_{ka} = ka \cdot \Delta a \quad (5.88)$$

Układ znajduje się w stanie równowagi, gdy siły sprężystości F_{kr} , F_{ka} równoważone są przez wyznaczone składowe siły skrawania F_R , F_A . W kierunku osiowym musi zatem zostać spełniona zależność (5.89), natomiast w kierunku promieniowym zależność (5.90).

$$F_A - F_{ka} = 0 \quad (5.89)$$

$$F_R - F_{kr} = 0 \quad (5.90)$$

Ugięcie narzędzia nie może zostać wyznaczone wprost. Wprowadzenie ugięcia narzędzia skutkuje zmianą położenia krawędzi skrawającej, a co za tym idzie również zmianą wartości grubości warstwy skrawanej. Wprowadzenie ugięcia skutkuje zmianą wartości sił skrawania F_R oraz F_A . Gdyby wartości sił skrawania dane były wprost zależnością funkcyjną wyznaczenie ugięcia narzędzia polegałoby na rozwiązaniu równań

(5.89) oraz (5.90). Wartości sił skrawania wyznaczone są jednak na podstawie iteracyjnego algorytmu geometrycznego, dlatego też konieczne jest również wykorzystanie algorytmu iteracyjnego do wyznaczenia ugięcia narzędzia.

Zdecydowano się na wykorzystanie algorytmu iteracyjnego opartego na stałej, elementarnej wartości korekty położenia ostrza. W przypadku stosowania algorytmów, gdzie wartość korekty położenia narzędzia bazuje na różnicy sił skrawania oraz sprężystości występuje zagrożenie, że pierwsza wyznaczona korekta spowoduje wypchnięcie narzędzia z materiału obrabianego. W takim przypadku algorytm iteracyjny zachowuje się niestabilnie. Wykorzystanie algorytmu, gdzie elementarna wartość ugięcia jest stała, pozwala na stabilne działanie algorytmu kosztem dokładności wyznaczenia ugięcia. Kryterium (5.89) oraz (5.90) w takim algorytmie nigdy nie zostanie spełnione. Przyjmuje się zatem nowe kryterium (5.91), (5.92) dopuszczające pewną rozbieżność $F_{permitted}$ między wartościami sił skrawania F_R , F_A oraz siłami sprężystości F_{kr} , F_{ka} .

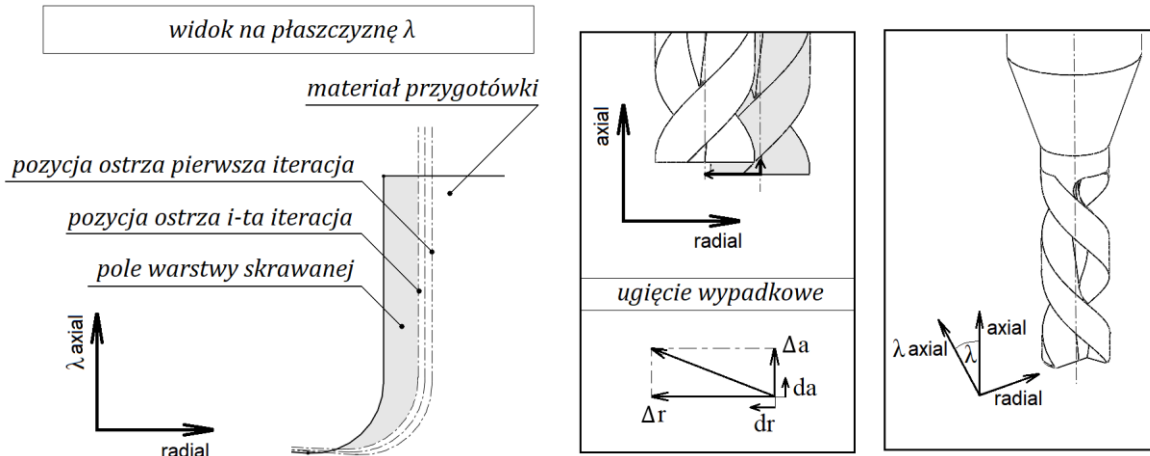
$$|F_R - F_{kr}| < F_{permitted} \quad (5.91)$$

$$|F_A - F_{ka}| < F_{permitted} \quad (5.92)$$

Wartość ugięcia elementarnego wyznaczono na podstawie $F_{permitted}$ stosując zależności (5.93) - (5.94). Wartość ugięcia elementarnego dr oraz da wyznacza się w taki sposób, że wprowadzenie go nie będzie skutkowało zmianą wartości sił przekraczającej dopuszczalną wartości $F_{permitted}$, dzięki czemu uzyskuje się pewność, że algorytm iteracyjny nie pominie ugięcia spełniającego warunki równowagi (5.93), (5.94). Kierunki ugięcia narzędzia oraz elementarnego ugięcia przedstawione zostały na rysunku (Rys. 5.13).

$$da = \frac{F_{permitted}}{2 \cdot ka} \quad (5.93)$$

$$dr = \frac{F_{permitted}}{2 \cdot kr} \quad (5.94)$$



Rys. 5.13 Sposób wyznaczania ugięcia frezu za pomocą metody ugięcia elementarnego

Wartość wypadkowej sił F_{Tj} , F_{Rj} , F_{Aj} w j -tej iteracji wyznacza się sumując wartości sił F_{Ti} , F_{Ri} , F_{Ai} we wszystkich punktach P_i , gdzie k to liczba pól elementarnych (5.95), (5.96).

$$F_{Rj} = \sum_{i=1}^k F_{Rij} \quad (5.95)$$

$$F_{Aj} = \sum_{i=1}^k F_{Aij} \quad (5.96)$$

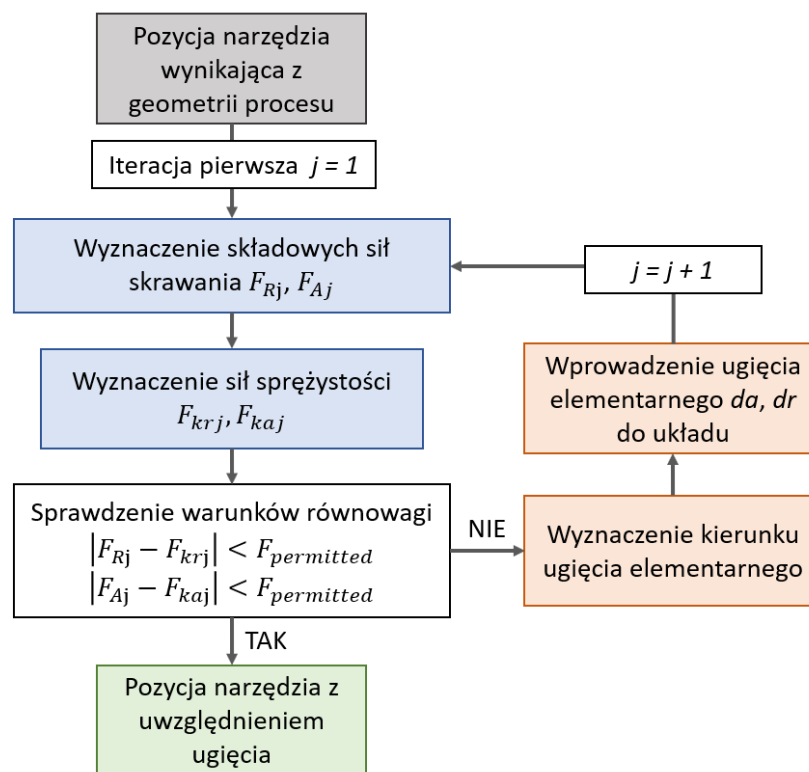
Wartości ugięcia narzędzia dr oraz da poszukuje się w sposób iteracyjny sprawdzając w każdej iteracji j warunki (5.97) - (5.98). W każdej iteracji wprowadzane jest wyznaczone ugięcie elementarne w kierunku, który prowadzi do stanu równowagi. Po wprowadzeniu ugięcia elementarnego wyznaczana jest nowa pozycja narzędzia. Wprowadzona w ten sposób zmiana położenia narzędzia skutkuje zmniejszeniem pola przekroju warstwy skrawanej. Następnie wyznaczane są nowe wartości sił skrawania działające w osiach układu TRA . W nowym położeniu narzędzia wyznaczane są na nowo siły sprężystości. Gdy w j -tej iteracji nie zostaną spełnione warunki (5.97) - (5.98), przechodzi się do iteracji $j+1$. Wartości sił sprężystości w j -tej iteracji F_{krj} , F_{kaj} wyznacza się za pomocą formuł (5.99) - (5.100), gdzie F_{Rm} , F_{Am} , F_{krm} , F_{kam} są wartościami sił w m -tej iteracji ($m < i$). Algorytm iteracyjny poszukiwania pozycji narzędzia w stanie równowagi pokazany został na rysunku (Rys. 5.14).

$$|F_{Rj} - F_{krj}| < F_{permitted} \quad (5.97)$$

$$|F_{Aj} - F_{kaj}| < F_{permitted} \quad (5.98)$$

$$F_{krj} = kr \cdot \sum_{m=1}^{j-1} \left(\frac{(F_{Rm} - F_{krm})}{|F_{Rm} - F_{krm}|} \cdot dr \right) \quad (5.99)$$

$$F_{kaj} = ka \cdot \sum_{m=1}^{j-1} \left(\frac{(F_{Am} - F_{kam})}{|F_{Am} - F_{kam}|} \cdot da \right) \quad (5.100)$$



Rys. 5.14 Schemat algorytmu iteracyjnego wyznaczania ugięcia narzędzia za pomocą metody ugięcia elementarnego

Gdy zostanie spełniony tylko jeden z warunków (5.97), (5.98), algorytm działa dalej wprowadzając ugięcie wyłącznie w kierunku, w którym nie został jeszcze spełniony warunek równowagi. Pomimo spełnienia warunku równowagi tylko w jednej z osi, w każdej kolejnej iteracji sprawdzane są warunki w obu osiach. Gdy ugięcie wprowadzone w jednym kierunku wytrąci stan równowagi w drugim, ponownie wprowadza się ugięcie elementarne w obu kierunkach. Algorytm działa tak długo, aż nie zostanie znaleziony stan

równowagi w obu osiach. Ugięcie narzędzia w stanie równowagi uzyskanym w j-tej iteracji wyznacza się za pomocą formuł (5.101), (5.102).

$$\Delta r = \sum_{i=1}^j \frac{(F_{Ri} - F_{kri})}{|F_{Ri} - F_{kri}|} dr \quad (5.101)$$

$$\Delta a = \sum_{i=1}^j \frac{(F_{Ai} - F_{kai})}{|F_{Ai} - F_{kai}|} da \quad (5.102)$$

5.5. Sposób wyznaczania stałych materiałowych

W prezentowanej pracy siły skrawania wyznaczone są za pomocą formuł (5.77) - (5.79). Formuła (5.103) została sformułowana przez zespół profesora Shuri Afazova z Uniwersytetu w Nottingham na podstawie serii eksperymentów oraz wielu analizach MES. Zaproponowane przez profesora Afazova równania opierają się na formule (5.104). Formuła ta składa się z dwóch członów. Zastosowanie dwuczłonowego równania pozwala na uchwycenie nieliniowych zależności przy małych grubościach warstwy skrawanej.

$$F = p_1 v^{p_2} (1 - e^{p_3 h}) + r_n^{p_4} (p_5 v + p_6) (1 - e^{(p_7 r_n^{p_8} + p_9) h}) \quad (5.103)$$

$$F = d_1 (1 - e^{d_2 h}) + d_3 (1 - e^{d_4 h}) \quad (5.104)$$

Wartości stałych d_1, d_2, d_3, d_4 można rozbić bardziej szczegółowo uwzględniając przy tym pochodzenie ich wpływu (5.105) - (5.108). Pierwszy człon odpowiada za wysokie wartości prędkości skrawania v_c , gdy to siła zależy wykładniczo od prędkości skrawania (5.105). Jednocześnie grubość warstwy skrawanej przy dużych prędkościach liniowo wpływa na wartości siły (5.106). Drugi człon odpowiada natomiast niskim wartościom prędkości skrawania. Przy niskich wartościach prędkości skrawania znaczenie ma nie tylko sama wartość prędkości, lecz również zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n (5.107). Ponadto przy niskich prędkościach należy również uwzględnić promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej (5.108).

$$d_1 = p_1 \cdot v_c^{p_2} \quad (5.105)$$

$$d_2 = p_3 \quad (5.106)$$

$$d_3 = r_n^{p_4} (p_5 v_c + p_6) \quad (5.107)$$

$$d_4 = p_7 r_n^{p_8} + p_9 \quad (5.108)$$

Podstawiając wartości d_1, d_2, d_3, d_4 do wzoru (5.104) otrzymuje się równanie (5.103). Wyprowadzenie zależności (5.104) wraz z szczegółowym opisem wpływu parametrów p zostało opisane przez zespół profesora Afazova m.in. w artykułach [78] oraz [122].

Model sił dany formułą (5.104) został przyjęty ze względu na szczegółowy opis wpływu grubości warstwy skrawanej, promienia zaokrąglenia naroża oraz prędkości skrawania na składowe siły. Są to wartości kluczowe dla zjawisk zachodzących podczas procesu mikroobróbki, a które jednocześnie mogą zostać ujęte w modelu geometrycznym. Szczególnie ważny jest tu wpływ grubości warstwy skrawanej (uzależniony od promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej), ponieważ jest to zależność czysto geometryczna. Dla narzędzi o małej średnicy często ciężko jest uzyskać wysoką prędkość skrawania, dlatego też równie ważne jest, że wykorzystany model uwzględnia zakresy wysokich oraz niskich prędkości skrawania. Aspekt uwzględniający szeroki zakres prędkości skrawania jest również ważny w kontekście geometrii narzędzia. Dla frezów o zarysie kulowym prędkość skrawania zmienia się wraz z odległością punktu od osi obrotu.

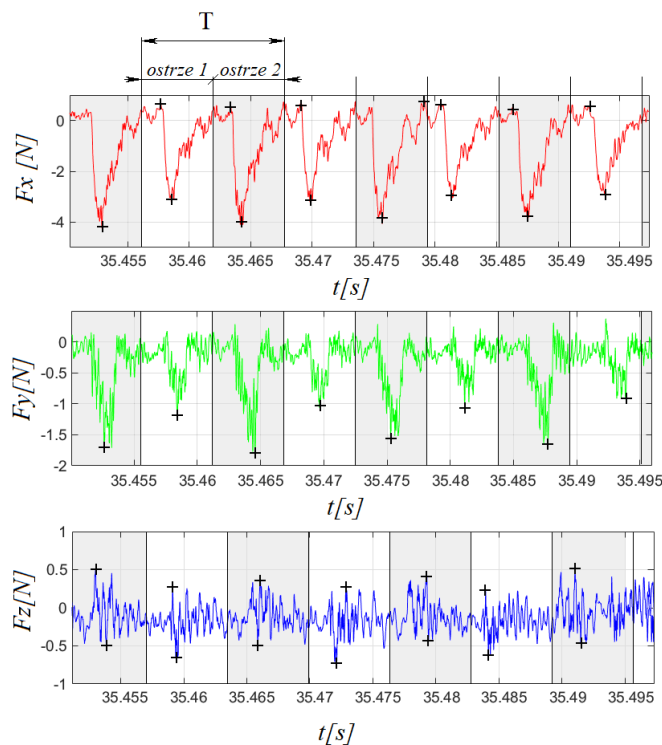
Stałe materiałowe w prezentowanej pracy wyznacza się na podstawie średnich maksymalnych wartości sił. W tym celu wyznacza się zakres czasu (t_{start}, t_{end}) w zarejestrowanym przebiegu sił z , którego wyznaczane będą stałe materiałowe. Zakres powinien obejmować ustabilizowaną obróbkę, jednocześnie zakres powinien być na tyle szeroki, żeby chwilowe wahania siły nie wpłynęły znacząco na wartości średnie w całym zakresie. Zakres ten powinien być jednocześnie wielokrotnością okresu T obrotu narzędzia. Po wyznaczeniu zakresu przebiegu, przebiegi sił w każdej osi dzieli się na n odcinków o długości połowy jednego okresu. Odcinki grupowane są tak, że rozróżnia się ostrze, na którym siła została wygenerowana (Rys. 5.15).

W każdym z tak wyznaczonych odcinków wyznacza się maksymalną oraz minimalną wartość rejestrowanej siły. W przypadku, gdy nominalna maksymalna lub minimalna wartość siły wynosi zero nie uwzględnia się jej wartości. Następnie wyliczana jest średnia z wyznaczonych minimalnych oraz maksymalnych wartości sił (5.109) - (5.111). W modelu rozróżnia się wartości generowane na obu ostrzach ze względu na zauważalny wpływ bicia narzędzia na rejestrowane siły.

$$\bar{F}_{Xreg}^{min/max} = \frac{\sum_{i=1}^n F_{iXreg}^{min/max}}{n} \quad (5.109)$$

$$\bar{F}_{Yreg}^{min/max} = \frac{\sum_{i=1}^n F_{iYreg}^{min/max}}{n} \quad (5.110)$$

$$\bar{F}_{Zreg}^{min/max} = \frac{\sum_{i=1}^n F_{iZreg}^{min/max}}{n} \quad (5.111)$$

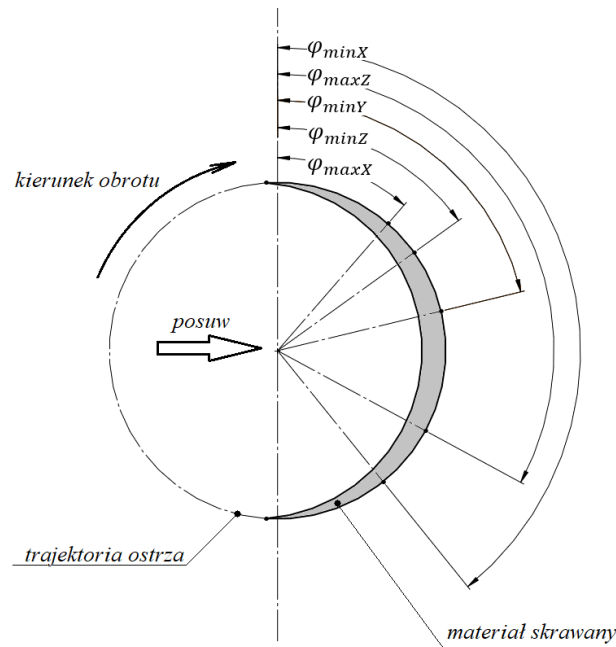


Rys. 5.15 Sposób wyznaczania średnich wartości sił minimalnych oraz maksymalnych

W dalszej części wyznaczane jest modelowe położenie narzędzia w chwili, w której siły w poszczególnych osiach przyjmują skrajne wartości. W tym celu należy poczynić założenie, że niezależnie od przyjętych wartości stałych materiałowych chwila, w której siły modelowe przyjmują wartości skrajne nie ulega zmianie. Wartości maksymalne oraz minimalne dla każdej z osi osiągnane są dla innego położenia kąтового, dlatego też wyznaczyć należy sześć pozycji kątowych φ_{maxX} , φ_{minX} , φ_{maxY} , φ_{minY} , φ_{maxZ} , φ_{minZ} dla których osiągnane są ekstrema (Rys. 5.16). W przypadku, gdy nie rozpatruje się wartości ekstremalnej w którymś z kierunków osi, dokonuje się redukcji liczby położenia kątowych.

W momencie, gdy zostały wyznaczone ekstremalne wartości sił rzeczywistych F_{Xreg}^{min} , F_{Xreg}^{max} , F_{Yreg}^{min} , F_{Yreg}^{max} , F_{Zreg}^{min} , F_{Zreg}^{max} oraz wartości położenia kątowych φ_{maxX} , φ_{minX} ,

φ_{maxY} , φ_{minY} , φ_{maxZ} , φ_{minZ} dla których te siły były rejestrowane można przejść do właściwego algorytmu wyznaczania stałych materiałowych. W pierwszej kolejności jednak dla polepszenia czytelności algorytmu należy oznaczyć maksymalne wartości sił rejestrowanych jako siłę w funkcji położenia kąтового (5.112) - (5.117).



Rys. 5.16 Pozycja ostrzy podczas osiągnięcia wartości ekstremalnych sił skrawania

$$F_{Xr} \Big|_{\varphi_{minX}} = \bar{F}_{Xreg}^{min} \quad (5.112)$$

$$F_{Xr} \Big|_{\varphi_{maxX}} = \bar{F}_{Xreg}^{max} \quad (5.113)$$

$$F_{Yr} \Big|_{\varphi_{minY}} = \bar{F}_{Yreg}^{min} \quad (5.114)$$

$$F_{Yr} \Big|_{\varphi_{maxY}} = \bar{F}_{Yreg}^{max} \quad (5.115)$$

$$F_{Zr} \Big|_{\varphi_{minZ}} = \bar{F}_{Zreg}^{min} \quad (5.116)$$

$$F_{Zr} \Big|_{\varphi_{maxZ}} = \bar{F}_{Zreg}^{max} \quad (5.117)$$

W każdym z wyznaczonych położenia narzędzia wyznaczane są wartości h_i oraz v_i . Wartości te wyznaczane są w każdym punkcie P_i . Liczba punktów P_i , w których wyznacza się wartości h_i oraz v_i zależy od chwilowej głębokości skrawania. Wartości grubości warstwy skrawanej h_i w punkcie P_i zmieniają się wraz z wartością kąta obrotu narzędzia. Natomiast wartość prędkości skrawania w punkcie P_i zależy od geometrii narzędzia oraz prędkości obrotowej narzędzia. Wartość zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n jest stała dla danego narzędzia. Wyznaczone wartości h_i , v_i , r_n są potrzebne do wyznaczenia wartości składowych sił skrawania w danym położeniu.

W sposób opisany w poprzednich rozdziałach na podstawie wyznaczonych wartości h_i, v_i, r_n w każdym punkcie P_i wyznaczane są siły symulowane w układzie XYZ. Wartości wyznaczonych sił są pośrednio funkcją położenia kąтового narzędzia. Biorąc pod uwagę, że zadaniem algorytmu jest wyznaczenie stałych materiałowych, należy przyjąć że wartości stałych materiałowych również są wartościami zmiennymi. Mając na uwadze równanie (5.103) można zapisać wartości symulowanych składowych sił skrawania jako funkcję położenia kąтового oraz stałych materiałowych (5.118) - (5.123).

$$F_{Xs} \Big|_{\varphi_{minX}} = f(\varphi_{minX}, p_0) \quad (5.118) \quad F_{Xs} \Big|_{\varphi_{maxX}} = f(\varphi_{maxX}, p_0) \quad (5.119)$$

$$F_{Ys} \Big|_{\varphi_{minY}} = f(\varphi_{minY}, p_0) \quad (5.120) \quad F_{Ys} \Big|_{\varphi_{maxY}} = f(\varphi_{maxY}, p_0) \quad (5.121)$$

$$F_{Zs} \Big|_{\varphi_{minZ}} = f(\varphi_{minZ}, p_0) \quad (5.122) \quad F_{Zs} \Big|_{\varphi_{maxZ}} = f(\varphi_{maxZ}, p_0) \quad (5.123)$$

Wartości początkowe stałych materiałowych p_0 zostały przyjęte na podstawie publikacji profesora Afazova [122]. Przyjęte wartości początkowe są to wartości stałych materiałowych wyznaczonych dla stali stopowej AISI 4340. Wartości stałych materiałowych w prezentowanej pracy zapisywane są w postaci macierzy o rozmiarze 3x9 (5.124), gdzie kolejne wiersze to wartości stałych potrzebnych do wyznaczenia składowych sił skrawania. Wartości początkowe stałych materiałowych p_0 zebrane zostały w tabeli (Tab. 5.2).

$$p = \begin{bmatrix} p_{t1} & p_{t2} & p_{t3} & p_{t4} & p_{t5} & p_{t6} & p_{t7} & p_{t8} & p_{t9} \\ p_{r1} & p_{r2} & p_{r3} & p_{r4} & p_{r5} & p_{r6} & p_{r7} & p_{r8} & p_{r9} \\ p_{a1} & p_{a2} & p_{a3} & p_{a4} & p_{a5} & p_{a6} & p_{a7} & p_{a8} & p_{a9} \end{bmatrix} \quad (5.124)$$

Tab. 5.2 Wartości początkowe stałych materiałowych p_0

p_{0t1}	p_{0t2}	p_{0t3}	p_{0t4}	p_{0t5}	p_{0t6}	p_{0t7}	p_{0t8}	p_{0t8}
380.8	-0.047	-0.0100	0.78	-0.0001	2.32	8.82	0.27	-20
p_{0a1}	p_{0a2}	p_{0a3}	p_{0a4}	p_{0a5}	p_{0a6}	p_{0a7}	p_{0a8}	p_{0a9}
5000.0	0.000	-0.0001	0.88	0.0000	2.30	10.00	0.22	-20
p_{0r1}	p_{0r2}	p_{0r3}	p_{0r4}	p_{0r5}	p_{0r6}	p_{0r7}	p_{0r8}	p_{0r9}
5000.0	0.000	-0.0001	0.88	0.0000	2.30	10.00	0.22	-20

W każdym z wyznaczonych położenia kątownych φ_{maxX} , φ_{minX} , φ_{maxY} , φ_{minY} , φ_{maxZ} , φ_{minZ} wyznaczyć można wszystkie siły w osiach XYZ. Obok zestawu oznaczeń (5.112) - (5.117) oraz (5.118) - (5.123), które utworzone zostały dla maksymalnych wartości w osiach, zdefiniować można po 12 dodatkowych oznaczeń sił w pozostałych osiach. Cały zestaw sił obejmuje zatem 18 wartości sił wyznaczonych z symulacji oraz 18 wartości sił zarejestrowanych. Całościowy zestaw oznaczeń sił zebrany został w tabeli (Tab. 5.3). W przypadku, gdy nie rozpatruje się wartości ekstremalnych w którejś z osi, redukuje się liczbę wyznaczanych wartości sił.

Tab. 5.3 zestaw oznaczeń sił wykorzystywanych do wyznaczenia stałych materiałowych

<i>Siły eksperymentalne dla φ_{maxX}</i>			<i>Siły eksperymentalne dla φ_{minX}</i>		
$F_{Xr} _{\varphi_{maxX}}$	$F_{Yr} _{\varphi_{maxX}}$	$F_{Zr} _{\varphi_{maxX}}$	$F_{Xr} _{\varphi_{minX}}$	$F_{Yr} _{\varphi_{minX}}$	$F_{Zr} _{\varphi_{minX}}$
<i>Siły symulowane dla φ_{maxX}</i>			<i>Siły symulowane dla φ_{minX}</i>		
$F_{Xs} _{\varphi_{maxX}}$	$F_{Ys} _{\varphi_{maxX}}$	$F_{Zs} _{\varphi_{maxX}}$	$F_{Xs} _{\varphi_{minX}}$	$F_{Ys} _{\varphi_{minX}}$	$F_{Zs} _{\varphi_{minX}}$
<i>Siły eksperymentalne dla φ_{maxY}</i>			<i>Siły eksperymentalne dla φ_{minY}</i>		
$F_{Xr} _{\varphi_{maxY}}$	$F_{Yr} _{\varphi_{maxY}}$	$F_{Zr} _{\varphi_{maxY}}$	$F_{Xr} _{\varphi_{minY}}$	$F_{Yr} _{\varphi_{minY}}$	$F_{Zr} _{\varphi_{minY}}$
<i>Siły symulowane dla φ_{maxX}</i>			<i>Siły symulowane dla φ_{minX}</i>		
$F_{Xs} _{\varphi_{maxY}}$	$F_{Ys} _{\varphi_{maxY}}$	$F_{Zs} _{\varphi_{maxY}}$	$F_{Xs} _{\varphi_{minY}}$	$F_{Ys} _{\varphi_{minY}}$	$F_{Zs} _{\varphi_{minY}}$
<i>Siły eksperymentalne dla φ_{maxZ}</i>			<i>Siły eksperymentalne dla φ_{minZ}</i>		
$F_{Xr} _{\varphi_{maxZ}}$	$F_{Yr} _{\varphi_{maxZ}}$	$F_{Zr} _{\varphi_{maxZ}}$	$F_{Xr} _{\varphi_{minZ}}$	$F_{Yr} _{\varphi_{minZ}}$	$F_{Zr} _{\varphi_{minZ}}$
<i>Siły symulowane dla φ_{maxZ}</i>			<i>Siły symulowane dla φ_{minZ}</i>		
$F_{Xs} _{\varphi_{maxZ}}$	$F_{Ys} _{\varphi_{maxZ}}$	$F_{Zs} _{\varphi_{maxZ}}$	$F_{Xs} _{\varphi_{minZ}}$	$F_{Ys} _{\varphi_{minZ}}$	$F_{Zs} _{\varphi_{minZ}}$

Mając zdefiniowane wszystkie potrzebne siły zarówno symulowane, jak i eksperymentalne można zdefiniować funkcję celu. Funkcja celu opiera się na różnicy pomiędzy wartościami symulowanymi, a wartościami rejestrowanymi. Należy dodatkowo określić zbiór wartości położenia kątownych wartości ekstremalnych w postaci wektora φ_{eks}

(5.125). Funkcja celu $f_c(p)$ ma zatem postać (5.126). Operator sumy w formule iterowany jest po wartościach φ_{eks} .

$$\varphi_{eks} = \{\varphi_{maxX} \quad \varphi_{minX} \quad \varphi_{maxY} \quad \varphi_{minY} \quad \varphi_{maxZ} \quad \varphi_{minZ}\} \quad (5.125)$$

$$f_c(p) = \sum_{\varphi=\varphi_{eks}(1)}^{\varphi_{eks}(6)} \left[\left| (F_{Xr}|_{\varphi} - F_{Xs}(p)|_{\varphi}) \right| + \left| (F_{Yr}|_{\varphi} - F_{Ys}(p)|_{\varphi}) \right| + \left| (F_{Zr}|_{\varphi} - F_{Zs}(p)|_{\varphi}) \right| \right] \quad (5.126)$$

Do minimalizacji opisanej funkcji wieloargumentowej użyto algorytm nieliniowej, nieograniczonej optymalizacji *fminsearch* (z ang. *unconstrained nonlinear optimization*) w środowisku *Matlab*. Funkcja *fminsearch* dedykowana jest do wielowymiarowych problemów. W opisywanym przypadku poszukiwanych jest 27 wartości poszczególnych wyrazów macierzy p . Problem ten jest nieliniowy, ponieważ zdefiniowana funkcja celu ma charakter nieliniowy, a dokładniej wartości składowych sił skrawania w funkcji stałych materiałowych mają charakter nieliniowy. Na proces optymalizacji nie nadaje się żadnych ograniczeń, ponieważ nie można takich na żadnym etapie wyszczególnić.

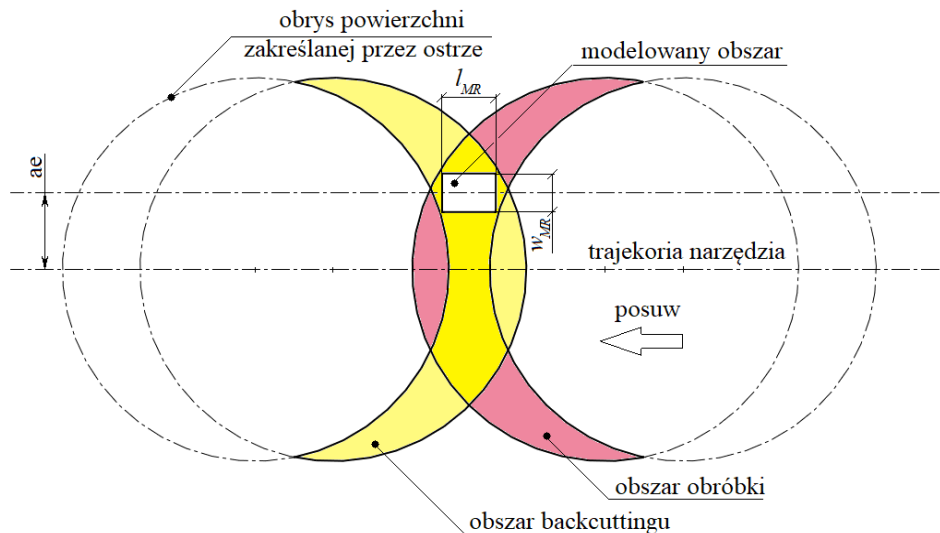
Wyznaczone wartości wyrazów macierzy p stanowią stałe materiałowe używane w prezentowanych symulacjach. Wartości stałych materiałowych wyznacza się osobno dla każdego materiału obrabianego oraz narzędzia. W przypadku zmiany osiowej oraz promieniowej głębokości skrawania, prędkości skrawania, pochylenia narzędzia, czy strategii obróbki nie ma konieczności wyznaczania na nowo wartości stałych materiałowych. Konkretnie wartości wyznaczonych stałych materiałowych podawane są bezpośrednio przy opisie kolejnych eksperymentów w dalszej części pracy.

5.6. Backcutting

Sam mechanizm backcuttingu nie jest modelowany za pomocą dodatkowych algorytmów. Powierzchnia zakreślana przez ostrze modelowana jest w pełnym zakresie obrotu ostrza. Ślady pozostawione przez ostrze zostaną zamodelowane niezależnie od miejsca cięcia. Aby jednak sam backcuttingu został zamodelowany, powracające ostrze musi przejść przez modelowany obszar.

Od liczby modelowanych obrotów NMR zależą wymiary modelowanej powierzchni. Z geometrii procesu wyznaczono wartości minimalnej liczby modelowanych obrotów pozwalających na zamodelowanie powierzchni o długości l_{MR} oraz szerokości

w_{MR} położonej w odległości ae od osi narzędzia (Rys. 5.17). Formuła (5.127) odnosi się do modelowego procesu bez uwzględniania backcuttingu, natomiast formuła (5.128) odnosi się do procesu z uwzględnieniem backcuttingu.



Rys. 5.17 Obszar modelowania obróbki z uwzględnieniem backcuttingu

$$NMR = \frac{l_{MR} + \sqrt{R^2 - \left(ae - \frac{w_{MR}}{2}\right)^2} - \sqrt{R^2 - \left(ae + \frac{w_{MR}}{2}\right)^2}}{2 \cdot fz} \quad (5.127)$$

$$NMR = \frac{l_{MR} + 2 \cdot \sqrt{R^2 - \left(ae - \frac{w_{MR}}{2}\right)^2}}{2 \cdot fz} \quad (5.128)$$

5.7. Rekonstrukcja powierzchni

Prezentowany model jest modelem iteracyjnym, zatem wyznaczenie modelu odwrotnego jest zagadnieniem skomplikowanym. W przypadku zależności funkcyjnych danych wprost zagadnienie odwrotne ogranicza się do wyznaczenia funkcji odwrotnej. W opisywanym przypadku zbudowanie modelu odwrotnego wymaga wyznaczenia mapy sił. Mapa sił jest funkcją, która zapisuje wartości składowych sił skrawania w funkcji głębokości skrawania oraz położenia kąтового. Należy zaznaczyć, że nie jest to funkcja pola powierzchni warstwy skrawanej, bowiem w prezentowanym modelu kierunki

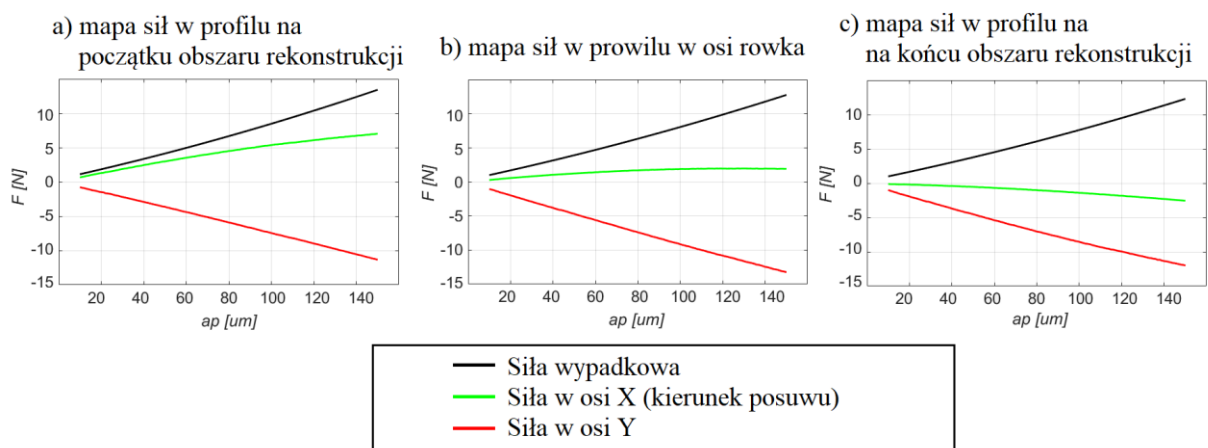
składowych sił skrawania zależą od m.in. efektywnego kąta pochylenia krawędzi skrawającej. Dla tych samych wartości pola warstwy skrawanej, a różnych warunków geometrycznych wartości rejestrowanych sił będą się różnić. W prezentowanej pracy powierzchnię rekonstruuje się poprzez serię profili. Problem rekonstrukcji powierzchni można uprościć zatem do problemu rekonstrukcji pojedynczego profilu.

5.7.1. Mapa sił

Mapę sił tworzy się na podstawie modelu prostego. Mapę sił wyznacza się dla określonego położenia kąтового narzędzia. Położenie kątowe narzędzia definiowane jest przez położenie rekonstruowanego profilu. Dla określonego położenia kąowego wyznacza się składowe siły w układzie XYZ przy różnych wartościach osiowej głębokości skrawania. Wyznaczoną w ten sposób zależność funkcyjną nazywa się mapą sił (5.129). Mapa sił dla każdego profilu (położenia kąowego) wyznaczana jest osobno. Mapę sił wyznacza się w przedziale od ap_{min} do $ap_{max} = s_\lambda$ (5.130). Wartość dolnej granicy zakresu osiowej głębokości skrawania przyjmuje się na poziomie $ap_{min} = 10\mu m$ (Rys. 5.18).

$$F = f_{map}(ap) \Big|_{\varphi=idem} \quad (5.129)$$

$$ap \in \langle ap_{min}, s_\lambda \rangle \quad (5.130)$$

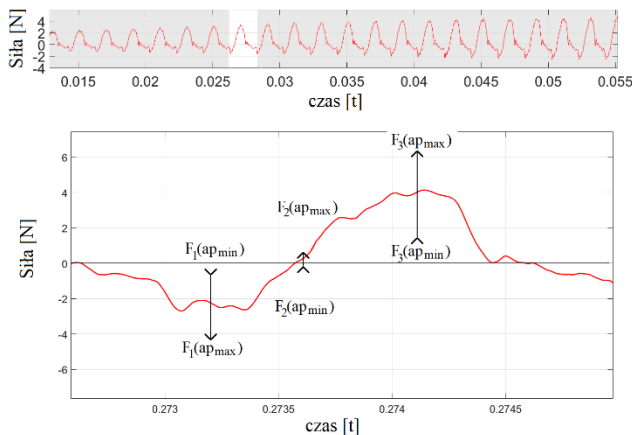


Rys. 5.18 Mapa sił dla różnych położen kątowych narzędzia (a) profil na początku obszaru rekonstrukcji (b) profil osiowy (c) profil na końcu obszaru rekonstrukcji

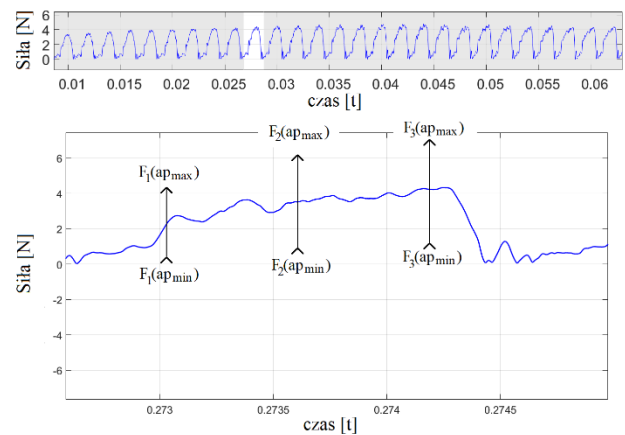
Czułość siły w funkcji głębokości skrawania rozumie się jako rozstęp wyznaczonych wartości sił w całym zakresie ap . W momencie, gdy wartości sił dla ap_{min} oraz dla s_λ znacząco się różnią należy stwierdzić, że funkcja sił jest wrażliwa na wartość głębokości. Naturalnie dąży się, aby wyznaczana mapa sił była jak najbardziej wrażliwa, a wrażliwość mapy powinna być podobna w każdym położeniu kątowym. Pozwala to na dokładne wyznaczenie rzeczywistej głębokości skrawania ap_r w chwili t w całym obszarze rekonstruowanej powierzchni. Należy mieć na względzie, że wartości składowych sił w płaszczyźnie XY mogą zmieniać swój kierunek. Wpływa to negatywnie na wrażliwość funkcji. Z tego powodu do rekonstrukcji profilu wykorzystuje się siłę wypadkową w płaszczyźnie XY wyznaczaną ze wzoru (5.131). Na rysunku (Rys. 5.19) zaznaczono zakres $\langle F(ap_{min}), F(ap_{max} = s_\lambda) \rangle$ na rzeczywistym przebiegu siły dla różnych położen kątowych narzędzia.

$$F_w = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (5.131)$$

a) Rejestrowany przebieg sił w kierunku posuwu X



b) Siła wypadkowa w płaszczyźnie XY



Rys. 5.19 Zakres wrażliwości siły w funkcji głębokości skrawania dla różnych położen kątowych naniesiony na rzeczywisty przebieg dla (a) sił w kierunku posuwu X (b) sił wypadkowych w płaszczyźnie XY

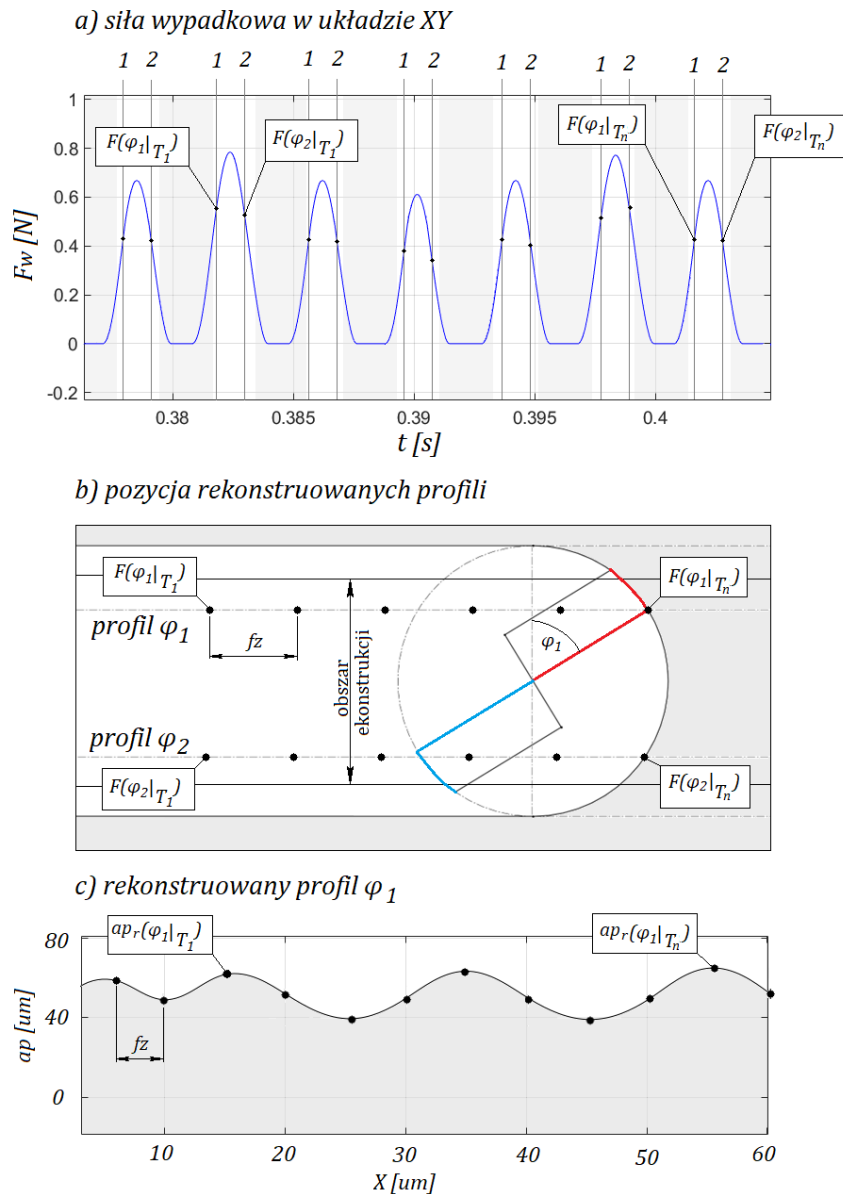
W celu wyznaczenia profilu na podstawie przebiegu sił wypadkowych należy zidentyfikować położenie narzędzia φ w chwili t . Dokonuje się tego na podstawie przebiegu symulowanego. Oznacza to, że przed wykorzystaniem modelu odwrotnego należy dokonać analizy modelu prostego. Dokonuje się korekty przebiegu rzeczywistego przez przesunięcie w czasie o $t_{korekta}$ tak, aby pokrywał się on z wyznaczonym przebiegiem symulacyjnym. Dzięki takiemu zabiegowi w łatwy sposób można określić położenie kątowe narzędzia (5.132).

Pojedynczy, rekonstruowany profil budują siły rejestrowane na każdym z ostrzy w ustalonym położeniu kątowym. Załóżmy, że w okresie T_1 narzędzie znajdzie się w pozycji $\varphi_1|_{T_1}$. Oznaczmy siłę, jaka rejestrowana jest w tej pozycji kątowej jako $F(\varphi_1|_{T_1})$. W n-tym okresie, gdy narzędzie uzyskuje taką samą pozycję kątową siła rejestrowana oznaczana jest jako $F(\varphi_1|_{T_n})$. Analogicznie profil dla pozycji kątowej narzędzia φ_2 , w n-tym okresie budowany będzie przez siłę $F(\varphi_2|_{T_n})$.

Dysponując siłą rejestrowaną w profilu $F(\varphi_1|_{T_n})$ za pomocą utworzonej mapy sił można odczytać odpowiadającą rzeczywistą głębokość skrawania $ap_r(\varphi_1|_{T_n})$ (5.133). Wyznaczając rzeczywistą głębokość skrawania w n-tym okresie w zadanym położeniu kątowym można zrekonstruować określony profil. Rozstęp między punktami tak rekonstruowanego profilu równy jest posuwowi na ząb. Sposób rekonstruowania określonego profilu został przedstawiony w kolejnych krokach na rysunku (Rys. 5.20).

$$\varphi = \frac{(t + t_{korekta}) \cdot 60}{z \cdot n} \quad (5.132)$$

$$ap_r(\varphi_1|_{T_n}) = f_{map}^{-1}(F(\varphi_1|_{T_n})) \quad (5.133)$$



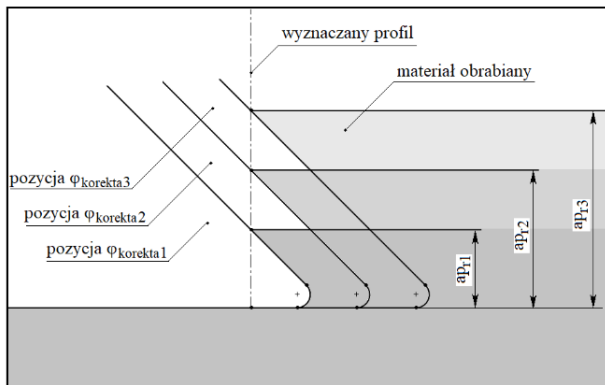
Rys. 5.20 Sposób rekonstrukcji profilu (a) wyznaczenie sił rejestrowanych w profilu (b) pozycja rekonstruowanego profilu (c) rekonstruowany profil

5.7.1. Korekta położenia kąowego

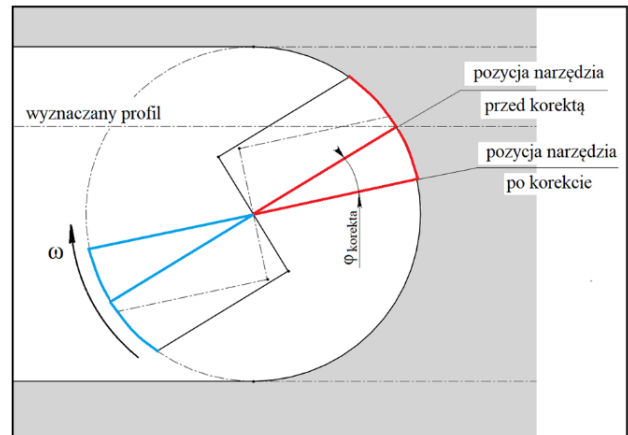
Powierzchnia na której poszukuje się rzeczywistej głębokości skrawania (płaszczyzna ostrza) jest pochylona. Głębokości skrawania osiągnęte są zatem w różnych miejscach na płaszczyźnie XY. Oznacza to, że przy poszukiwaniu rzeczywistej głębokości skrawania dla każdej z głębokości ap_r należy wyznaczyć kąt korekty $\varphi_{korekta}$ (Rys. 5.21). Dzięki korekcie

narzędzia $\varphi_{korekta}$ osiowa głębokość skrawania wyznaczana jest dokładnie w miejscu rekonstruowanego profilu. Kąt korekty można wyznaczyć za pomocą formuły (5.134).

a) osiowa głębokość skrawania
na pochylonej płaszczyźnie ostrza



b) kąt korekty pozycji narzędzia



Rys. 5.21 Kąt korekty pozycji narzędzia (a) głębokość skrawania na pochylonej płaszczyźnie ostrza
(b) sposób wprowadzania korekty

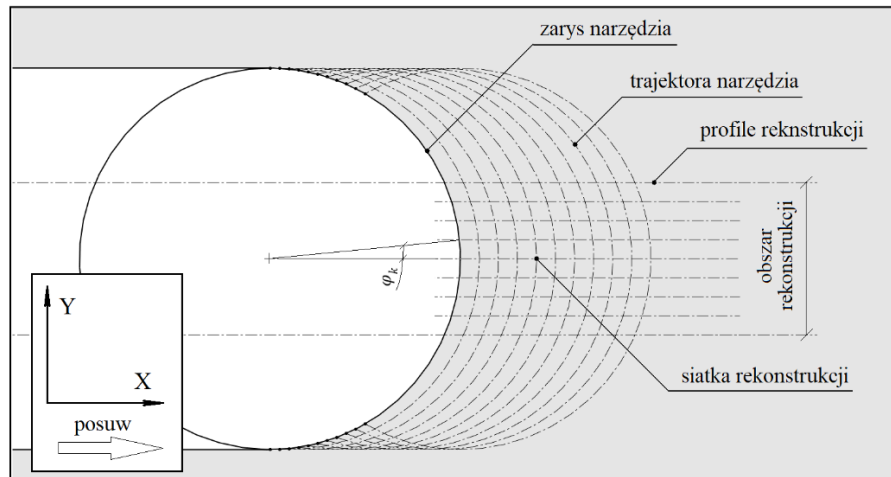
$$\varphi_{korekta} = 2 \cdot \sin^{-1} \left(\frac{ap_r}{2 \cdot R \cdot \cos \lambda} \right) \quad (5.134)$$

5.7.2. Rekonstrukcja powierzchni z serii profili

W powyższych akapitach opisany został sposób odbudowy profilu na podstawie rejestrowanych sił. Powierzchnia materiału obrabianego może być utworzona poprzez wyznaczenie serii profili. Kolejne profile jednak powinny wyznaczać reprezentatywną siatkę odtworzonej powierzchni. Rozpiętość siatki w kierunku posuwowym podyktowana jest wartością posuwu na ostrze fz . Jest to wartość odpowiadająca największej możliwej do zrealizowania prezentowaną metodą rozdzielczości. Zagęszczenie punktów na osi posuwowej nie jest możliwe z uwagi na kinematykę procesu skrawania. Siatka w kierunku normalnym do posuwu nie ma narzuconych żadnych ograniczeń, jednak aby zachować jednorodność siatki zdecydowano, że rekonstruowane profile będą oddalone od siebie o wartość posuwu na ostrze. Pozycje kątowe narzędzia, dla których konstruuje się mapę sił wyznacza się zatem z krokiem φ_k (5.135).

$$\varphi_k = 2 \cdot \sin^{-1} \left(\frac{fz}{2 \cdot R} \right) \quad (5.135)$$

Przy skrawaniu z małymi wartościami grubości warstwy skrawanej znacząco większy wpływ mają kwestie związane z zagadnieniami czysto materiałowymi takimi jak nagniatanie, formowanie wióra, czy przepychanie materiału. Dlatego też zdecydowano się na zawężenie pasma rekonstrukcji powierzchni do obszaru, gdzie grubość warstwy skrawanej jest największa. Rekonstruowany obszar zawęża się do symetrycznego pasma o szerokości $0.8R$ ($y \in (-0.4R; 0.4R)$), gdzie odniesieniem jest profil osiowy (Rys. 5.22).



Rys. 5.22 Rekonstruowany obszar powierzchni na podstawie serii profili

6. Badania doświadczalne

6.1. Plan badań

W celu udowodnienia postawionej tezy oraz wykazania poprawności skonstruowanego modelu mikroobróbki zdecydowano się na przeprowadzenie serii badań doświadczalnych. Każde z przeprowadzonych badań miało na celu wykazanie poprawności jednego z aspektów prezentowanego modelu. W badaniach wykorzystano za równo mikrofrezy walcowo-czołowe, jak i mikrofrezy kuliste. Szczególną wagę w prezentowanej pracy przykładą się do obróbki elementów o zmiennej geometrii powierzchni. Prace skupiły się na obróbce przygotówek ze stopów aluminium (Aluminium 2017 w przypadku przygotówek wykonanych metodami klasycznymi, Aluminium 6061 w przypadku przygotówek wykonanych metodą przyrostową). W jednym z eksperymentów wykorzystany został superstop Inconel 718.

Zdecydowano się na wybór stopów aluminium jako głównego materiału ze względu na szereg czynników. Aluminium jest szeroko wykorzystywanym materiałem za równo w wytwarzaniu przyrostowym, jak i w mikrofrezowaniu. Stopy aluminium (obok stopów tytanu) stanowią główny obszar badań nad technologiami hybrydowymi. W mikroobróbce niemożliwym jest uniknięcie odkształceń plastycznych materiału obrabianego. Aluminium jest materiałem wysoce plastycznym, przez co odkształcenia plastyczne, które muszą pojawić się w mikrofrezowaniu, nie będą miały tak dużego wpływu na wartości rejestrowanych sił, co w materiałach mniej plastycznych. Nie bez znaczenia są również aspekty czysto techniczne. Proszki aluminium są znacząco tańsze od proszków tytanu. Co więcej stopy aluminium są znacząco łatwiej obrabialne, co wpływa na zużycie wykorzystywanych mikrofrezów.

Badania doświadczalne zgrupowane zostały w serię czterech eksperymentów. Badanie pierwsze oraz drugie dotyczyły modelu prostego w konfiguracji uproszczonej oraz nieuproszczonej. Badanie trzecie dotyczyło modelu w konfiguracji prostej oraz odwrotnej. Badanie czwarte dotyczyło wyłącznie konfiguracji odwrotnej. W tabeli (Tab. 6.1) wypunktowano wszystkie badania, określono rodzaje wykorzystanych narzędzi, materiał przygotówki oraz typ obróbki, a także sformułowano cel każdego z eksperymentów.

Tab. 6.1 Opis serii przeprowadzonych badań

Badanie I – weryfikacja modelu o zmiennym rozkładzie składowych sił skrawania	
Typ narzędzia:	Frez walcowo – czołowy; JS512015F2C.0Z2
Średnica narzędzia:	1.5mm
Typ obróbki:	Planowanie
Materiał przygotówki:	Inconel 718; przygotówka wykonana w technologii SLM
Cel:	<i>Weryfikacja prezentowanego modelu. Wykazanie konieczności modelowania osiowej sztywności układu OUPN .</i>
Konfiguracja modelu:	Prosta uproszczona
Badanie II – weryfikacja modelu obróbki ze zmienną trajektorią narzędzia	
Typ narzędzia:	Frez kulowy; JMB542010G1B.0Z2-SIRA
Średnica narzędzia:	1mm
Typ obróbki:	Frezowanie powierzchni swobodnej
Materiał przygotówki:	Stop aluminium 2017 (PA6)
Cel:	<i>Weryfikacja modelu procesu o trajektorii narzędzia danej równaniem ruchu. Wytworzenie powierzchni o znanej geometrii, zbliżonej do struktury powierzchni uzyskiwanej przy metodzie SLM.</i>
Konfiguracja modelu:	Prosta nieuproszczona
Badanie III – weryfikacja modelu obróbki powierzchni swobodnej oraz weryfikacja modelu w konfiguracji odwrotnej	
Typ narzędzia:	Frez walcowo – czołowy; 2FESM005-010-04
Średnica narzędzia:	0.5mm
Typ obróbki:	Obróbka rowków
Materiał przygotówki:	Stop aluminium 2017 (PA6)
Cel I:	<i>Weryfikacja modelu podczas obróbki przygotówki o zmiennej, lecz znanej strukturze geometrycznej procesu. Wykazanie wpływu SGP przygotówki na proces mikrofrezowania.</i>
Konfiguracja modelu:	Prosta nieuproszczona
Cel II:	<i>Weryfikacja konfiguracji odwrotnej prezentowanego modelu</i>
Konfiguracja modelu:	Odwrotna
Badanie IV – weryfikacja działania konfiguracji odwrotnej modelu na rzeczywistej powierzchni SLM	
Typ narzędzia:	Frez walcowo – czołowy; 2FESM005-010-04
Średnica narzędzia:	0.5mm
Typ obróbki:	Frezowanie rowków
Materiał przygotówki:	Stop aluminium 6061; przygotówka wykonana w technologii SLM
Cel:	<i>Weryfikacja modelu odwrotnego na rzeczywistej powierzchni typowej dla procesu SLM.</i>
Konfiguracja modelu:	Odwrotna

6.2. Stanowisko

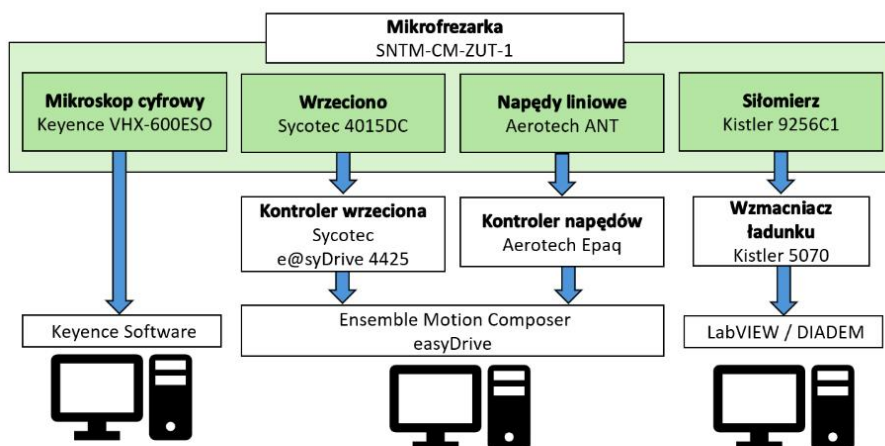
Badania doświadczalne prowadzone były na niestandardowej maszynie SNTM-CM-ZUT-1, która powstała w ramach projektu rozwojowego R03 0050 06: „Budowa prototypowego systemu do badań mikroobróbki skrawaniem – badania i modelowanie procesu”. Charakterystyki maszyny wyznaczone zostały w licznych pracach [123–127]. Mikrofrezarka wyposażona jest we wrzeciono Sycotec 4015DC oraz napędy liniowe Aerotech ANT. Pomiaru sił dokonywano na siłomierzu *Kistler MiniDyn Type 9256C*. Siłomierz podłączony został do wzmacniacza *Kistler 5070*. Składowe siły skrawania były rejestrowane za pomocą platformy *National Instruments PXI* wyposażonej w moduł *PXIe-4499*. W celu jak najdokładniejszego odwzorowania przebiegów czasowych sił skrawania, zastosowano najwyższą dostępną dla użytego sprzętu częstotliwość próbkowania *204 800 Hz*. Nie stosowano filtracji szumów sił skrawania, ponieważ obserwowany w sygnale sił szum przed inicjowaniem skrawania był pomijalnie mały. Na stanowisku do pozycjonowania narzędzia oraz wyznaczania bicia wykorzystywany był mikroskop cyfrowy *Keyence VHX-600ESO*. Schemat całego układu przedstawiony został na rysunku (Rys. 6.1).

Pomiary geometrii powierzchni przeprowadzono za pomocą multisensorycznej maszyny optycznej *Mitutoyo Quick Vision Hyper WLI*. Maszyna pomiarowa wyposażona została w obiektyw interferometryczny światła białego *QVWLI-A*, który pozwala operować z rozdzielczością do *0.2um* w każdej z osi. Do analizy danych i wyznaczenia topografii powierzchni (zgodnie z normami *ISO 4287* i *ISO 25178*) wykorzystano oprogramowanie *MCubeMap Ultimate 8 powered by Mountains technology*. Dla każdej zarejestrowanej chmury punktów, analiza topografii powierzchni obejmowała:

- określenie poziomu progowego na powierzchni *0,01-99,9%* w celu usunięcia niewiarygodnych danych powierzchniowych (usunięte punkty zostały ustawione jako parametry niemierzone);
- wyrównanie powierzchni (ze średnią powierzchnią wyznaczoną metodą najmniejszych kwadratów (*LS*));
- wyznaczenie niektórych parametrów chropowatości stereometrycznej zgodnie z normą *ISO 25178*;

- wybór interesującego profilu powierzchni zgodnie z ISO 4288 i określenie parametrów chropowatości zgodnie z ISO 4287.

a) schemat stanowiska pomiarowego



b) mikrofrezarka SNTM-CM-ZUT-1

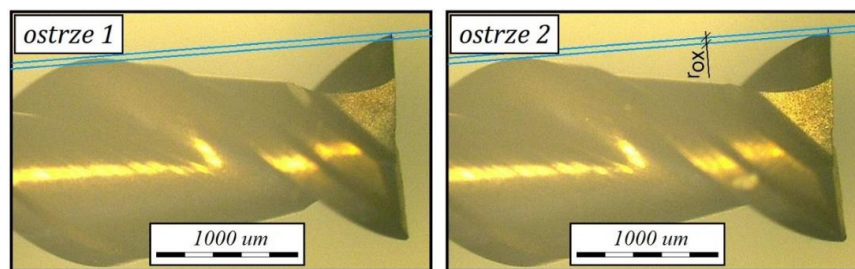


Rys. 6.1 Stanowisko pomiarowe (a) schemat (b) Mikrofrezarka SNTM-CM-ZUT-1

6.2.1. Pomiar bicia

Ze względu na małe wartości posuwu na ostrze proces mikrofrezowania jest wrażliwy na bicie narzędzia. Dlatego też tak ważny jest aspekt minimalizacji oraz wyznaczania wartości bicia. Bicie wyznacza się za pomocą prostych stycznych do linii ostrza narzędzia. Po wstępnym zamocowaniu narzędzia we wrzecionie mikrofrezarki (z niepełną siłą chwytu szczęk) za pomocą mikroskopu cyfrowego Keyence VHX-600 SO

wyznacza się proste równoległe, styczne do krawędzi skrawającej w części walcowej narzędzia (Rys. 6.2). Następnie ręcznie wprowadza się korektę przez zmianę pozycji narzędzia w szczękach, w taki sposób, aby odległość między wyznaczonymi prostymi była jak najmniejsza. Po wprowadzeniu korekty zwiększa się siłę ścisku szczęk do poziomu roboczego. Metoda taka pozwala wyregulować bicie promieniowe nawet do poziomu $r_{ox} = 1\mu m$. Wartość bicia osiowego r_{oa} przyjmuje się na z góry założonym poziomie $r_{oa} = 0.2\mu m$.



Rys. 6.2 Sposób pomiaru bicia promieniowego

Z założenia model odwrotny przeznaczony jest do monitorowania procesu mikroskrawania. W modelu odwrotnym z założenia nie dokonuje się zatem pomiaru bicia opisaną wyżej metodą. Wartość bicia wyznacza się w takim przypadku na podstawie maksymalnych wartości sił rejestrowanych na każdym z ostrzy. W tym celu należy poczynić założenie, że wartość rejestrowanych sił jest wprost proporcjonalna do wartości bicia w rozpatrywanym zakresie. Rozpatrywany zakres bicia należy dobrać do wartości posuwu, w taki sposób, aby spełnione było powyższe założenie. Korzystając z poczynionego założenia można zapisać proporcję (6.1), gdzie maksymalne wartości sił rejestrowanych na każdym ostrzu oznacza się jako $F_{w1\ max}$ oraz $F_{w2\ max}$, przy czym $F_{w2\ max} > F_{w1\ max}$.

$$\frac{F_{w1\ max}}{F_{w2\ max}} = \frac{fz - r_r}{fz + r_r} \quad (6.1)$$

Po przekształceniu proporcji (6.1), otrzymuje się wzór na szacunkową wartość bicia promieniowego r_r . Zależność ta została przedstawiona za pomocą formuły (6.2).

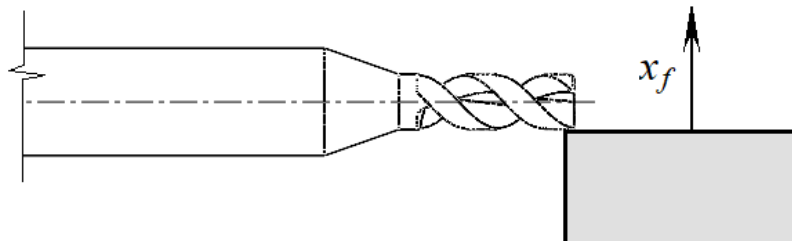
$$r_r = \frac{(F_{w2} - F_{w1}) \cdot fz}{F_{w2} + F_{w1}} \quad (6.2)$$

6.2.2. Pomiar sztywności

W prezentowanej pracy rozpatruje się ugięcie narzędzia w kierunku promieniowym oraz kierunku osiowym. O ile rozpatrywanie ugięcia w kierunku promieniowym jest klasycznym podejściem do modelowania procesu skrawania, to modelowanie ugięcia w kierunku osiowym nie jest opisywane w literaturze. Modelowanie ugięcia narzędzia jest ważną częścią prezentowanej pracy ze względu na opisywany mechanizm powstawania podniesionych pasm na powierzchni obrobionej. Przedstawiony sposób wyznaczania sztywności układu został przedstawiony na przykładzie zestawu wykorzystanego w Badaniu I.

6.2.2.1. Ugięcie promieniowe

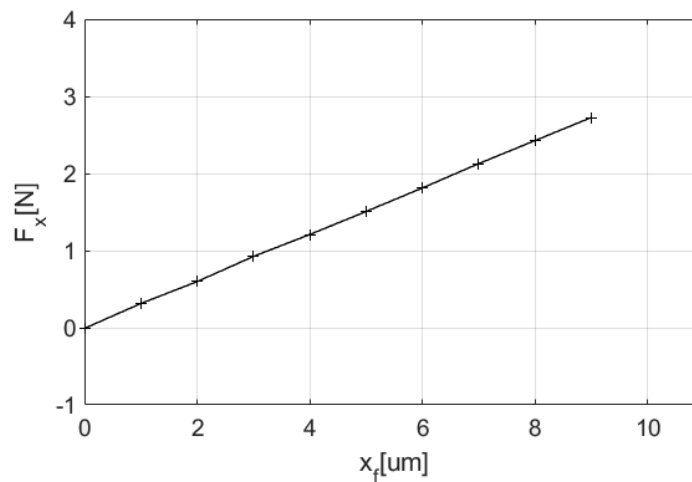
Ugięcie promieniowe narzędzia zostało wyznaczone w sposób doświadczalny. Wymuszano przemieszczenie końcówki narzędzia zamocowanego w uchwycie. Przemieszczenie x_F wymuszano poprzez bloczek zamocowany do ruchomego stołu obrabiarki. Przemieszczenie wymuszano skokowo, co $\Delta x_F = 1\mu m$. Narzędzie oparto o ruchomy bloczek powierzchnią walcową, tak aby zapobiec zatapianiu się ostrzy w materiale bloczku. Przyjęto, że podatność bloczka jest na tyle niska, że można ją pominąć. Podczas wymuszania przemieszczenia x_F mierzono wartości siły F_x . Schemat badania sztywności został pokazany na rysunku (Rys. 6.3).



Rys. 6.3 Sposób wyznaczania sztywności promieniowej układu

Zarejestrowane podczas badania siły w funkcji wymuszonego przemieszczenia zostały przedstawione na rysunku (Rys. 6.4). Mając informację na temat siły, jaka została użyta do wymuszenia przesunięcia końcówki narzędzia wyznaczono sztywność

promieniową układu k_r za pomocą wzoru (6.3). Wyznaczona wartość sztywności k_r dla narzędzia JS512015F2C.0Z2 przyjęła wartość (6.4).



Rys. 6.4 Wyznaczona charakterystyka promieniowej sztywności narzędzia JS512015F2C.0Z2

$$k_r = \frac{F_z}{x_f} \quad (6.3)$$

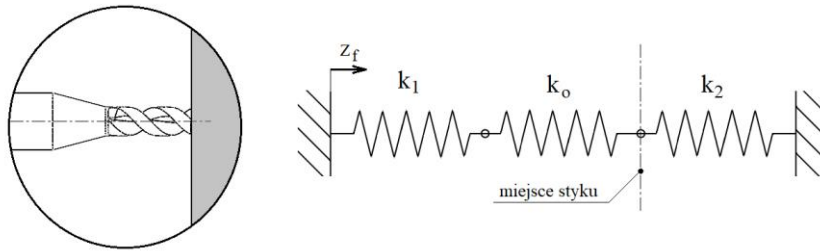
$$k_r = 0.27 \frac{N}{\mu m} \quad (6.4)$$

6.2.2.2. Ugięcie osiowe

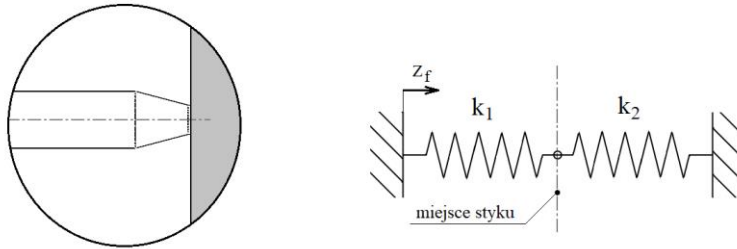
Układ zamodelowano jako trzy połączone ze sobą szeregowo elementy sprężyste (Rys. 6.5a). Sztywność elementu pierwszego k_1 zastępuje sztywności układu od strony narzędzia, natomiast sztywność elementu drugiego k_2 zastępuje sztywność układu od strony przedmiotu obrabianego. Sztywność trzeciego elementu k_o zastępuje sztywność narzędzia w odcinku ostrzy. Fragment narzędzia z ostrzami został odcięty w celu zapewnienia większej powierzchni styku. Większa powierzchnia styku zapewnia, że ostrza pod wpływem siły nie wbiją się w materiał, lecz spowodują ugięcie układu od strony przedmiotu obrabianego. Po usunięciu ostrzy narzędzia (Rys. 6.5b) eksperymentalnie wyznaczono wspólną sztywność układu k_{12} (6.5).

$$\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} = \frac{1}{k_{12}} \quad (6.5)$$

a) Sztywność układu jako połączenie szeregowe trzech elementów

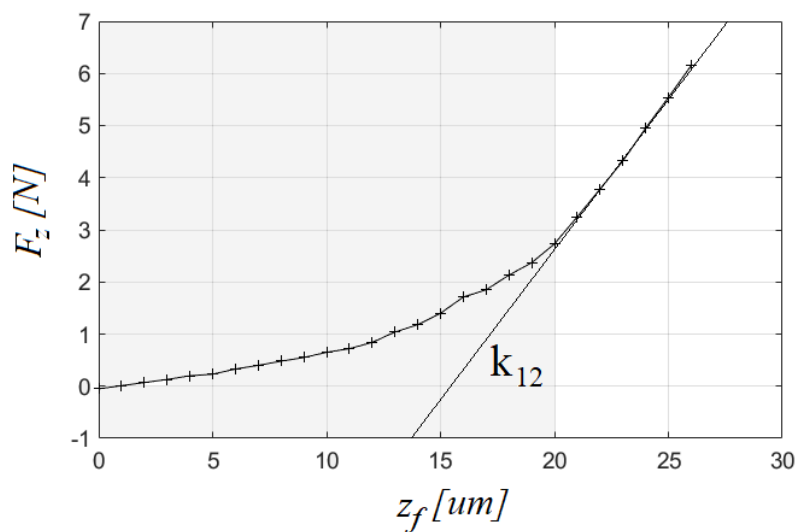


b) Sposób wyznaczania wartości składowych sztywności



Rys. 6.5 Sposób modelowania sztywności układu w osi narzędzia (a) model oparty na trzech elementach sprężystych (b) sposób eksperymentalnego wyznaczania sztywności

W celu wyznaczenia sztywności zastępczej k_{12} w próbkę wykonaną z obrabianego stopu Inconel 718 wciskano narzędzie o odciętych ostrzach. Próbkę została zamontowana na maszynie za pomocą szyn mocujących w taki sam sposób jak przy procesie obróbki. Ostrze wciskano skokowo co $\Delta z_F = 1 \mu m$ dokonując przy tym pomiaru siły. Wykres wartości rejestrowanej siły F_z pod zadaniem ugięciem z_F wraz z oznaczoną prostą sztywności został przedstawiony na rysunku (Rys. 6.6).



Rys. 6.6 Wyznaczona charakterystyka rozpatrywanego układu sprężystego

Sztywność k_{12} wyznacza się w przedziale ugięcia $20\mu m < z_F$. Układ dla mniejszych wartości wymuszonych ugięć charakteryzuje się bardzo niską wartością sztywności, co świadczy o łamaniu chropowatości. Po wymuszeniu z wartościami przewyższającymi $20\mu m$ sztywność układu znacząco rośnie. Wyznaczona sztywność układu k_{12} przyjęła wartość (6.6).

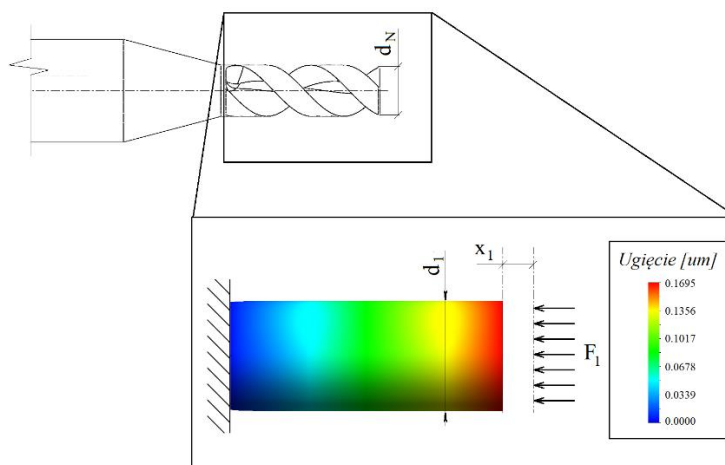
$$k_{12} = 0.56 \frac{N}{\mu m} \quad (6.6)$$

Sztywność odciętej części wyznaczono analitycznie w programie SolidWorks Simulation za pomocą metody elementów skończonych. Odcięty fragment zamodelowano jako cylinder o średnicy zastępczej d_1 , takiej że zachodzi zależność dana formułą (6.7). Średnica nominalna została oznaczona jako $d_N = 1.5\text{mm}$.

$$d_1 = 0.7 \cdot d_N \quad (6.7)$$

$$d_1 = 1.05\text{ mm} \quad (6.8)$$

Walec o średnicy d_1 (6.8) został umocowany na jednej podstawie odbierając wszystkie stopnie swobody. Do drugiej podstawy przyłożona została siła $F_1 = 10N$. Siła wywierała równomierny nacisk na całej powierzchni podstawy walca. Następnie wyznaczono wartość ugięcia x_1 płaszczyzny, do której przyłożona została siła F_1 (Rys. 6.7). Wartość sztywności odciętego elementu k_o została wyznaczona za pomocą wzoru (6.9)(6.9). Wyznaczona sztywność odciętego fragmentu narzędzia k_o wyniosła (6.10).



Rys. 6.7 Sposób wyznaczania sztywności odciętego fragmentu narzędzia

$$k_o = \frac{F_1}{x_1} \quad (6.9)$$

$$k_o = 58.97 \frac{N}{\mu m} \quad (6.10)$$

Wartość sztywności zastępczej całego układu składa się ze sztywności elementów układu po stronie narzędzia k_1 , elementów układu po stronie przedmiotu obrabianego k_2 oraz odciętego fragmentu narzędzia k_o . Tak zdefiniowaną wartość sztywności zastępczej można wyznaczyć ze wzoru (6.11). Biorąc jednak pod uwagę, że sztywność k_1 oraz k_2 zostały wyznaczone wspólnie jako k_{12} , wzór (6.11) można przekształcić do postaci (6.12). Wyznaczona wartość sztywności zastępczej przyjęła wartość (6.13).

$$\frac{1}{k_z} = \frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} + \frac{1}{k_o} \quad (6.11)$$

$$\frac{1}{k_z} = \frac{1}{k_{12}} + \frac{1}{k_o} \quad (6.12)$$

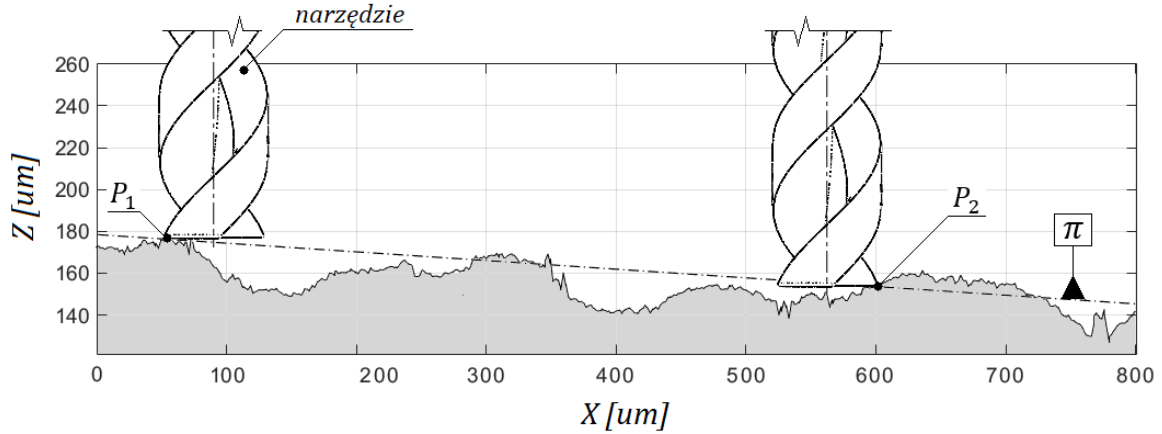
$$\frac{1}{k_z} = 0.55 \frac{N}{\mu m} \quad (6.13)$$

Wyznaczona sztywność k_{12} ma znacznie niższą wartość od wyznaczonej sztywności odciętego fragmentu narzędzia k_o . Co więcej, wyznaczona sztywność k_o opisuje fragment linii śrubowej ostrza o najmniejszej średnicy, a więc najbardziej podatny fragment całego narzędzia. Porównując zatem wyznaczone sztywności dochodzi się do wniosku, że sztywność osiowa k_z zawdzięcza swoją stosunkowo niską wartość przez podatności całego układu, natomiast samo ugięcie sprężyste narzędzia stanowi o jej niewielkiej części.

6.2.3. Baza obróbkowa

Podstawowym problemem w mikroskrawaniu elementów o nieregularnej powierzchni jest ustalenie powierzchni bazowej. Dodatkowo biorąc pod uwagę, że parametry takie jak głębokość skrawania, osiągają rząd mikrometryczny, problem staje się samo wyznaczenie bazy. Problem ten podzielić można na dwa aspekty (Rys. 6.8):

- Błąd równoległości powierzchni elementu obrabianego oraz płaszczyzny XY;
- Niejednoznaczność w ustaleniu nominalnej głębokości skrawania.



Rys. 6.8 Sposób wyznaczania płaszczyzny bazowej π

W prezentowanej pracy powierzchnię bazową wyznacza się na podstawie metody trzech punktów. Wysokość obrabianej powierzchni określana jest w trzech możliwie najszerzej rozpiętych punktach. Wysokość tak dobranych punktach mierzy się narzędziem metodą stykową. Styk narzędzia z powierzchnią materiału obrabianego określa się w zależności od charakteru powierzchni. Dla powierzchni planowanych, które są silnie refleksyjne wysokość styku narzędzia z materiałem obrabianym można określić na podstawie odbicia narzędzia na powierzchni. W przypadku powierzchni nierefleksyjnych styk narzędzia określa się w przypadku pojawienia się pierwszego wióra. W obu metodach pozycja narzędzia zmienia się w osi Z ze skokiem $1\mu m$.

Niech wyznaczone punkty styku P_1, P_2, P_3 mają współrzędne dane formułami (6.14) - (6.16). Wartość współrzędnych w punktach styku odczytuje się z systemu sterowania. Punkty P_1, P_2, P_3 leżą na płaszczyźnie bazowej π .

$$P_1 = \begin{bmatrix} P_{1x} \\ P_{1y} \\ P_{1z} \end{bmatrix} \quad (6.14) \quad P_2 = \begin{bmatrix} P_{2x} \\ P_{2y} \\ P_{2z} \end{bmatrix} \quad (6.15) \quad P_3 = \begin{bmatrix} P_{3x} \\ P_{3y} \\ P_{3z} \end{bmatrix} \quad (6.16)$$

W celu wyznaczenia równania płaszczyzny π wyznaczane są dwa wektory leżące na tej płaszczyźnie. Wektory $\overrightarrow{P_1P_2}$ oraz $\overrightarrow{P_1P_3}$ dane są równaniami (6.17), (6.18).

$$\overrightarrow{P_1P_2} = \begin{bmatrix} P_{2x} - P_{1x} \\ P_{2y} - P_{1y} \\ P_{2z} - P_{1z} \end{bmatrix} \quad (6.17) \quad \overrightarrow{P_1P_3} = \begin{bmatrix} P_{3x} - P_{1x} \\ P_{3y} - P_{1y} \\ P_{3z} - P_{1z} \end{bmatrix} \quad (6.18)$$

Następnie wyznacza się wektor jednostkowy \vec{n} normalny do płaszczyzny π . Wektor \vec{n} postaci (6.19) wyznaczany jest za pomocą równania (6.20).

$$\vec{n} = \begin{bmatrix} n_x \\ n_y \\ n_z \end{bmatrix} \quad (6.19)$$

$$n = \frac{\overrightarrow{P_1P_2} \times \overrightarrow{P_1P_3}}{|\overrightarrow{P_1P_2} \times \overrightarrow{P_1P_3}|} \quad (6.20)$$

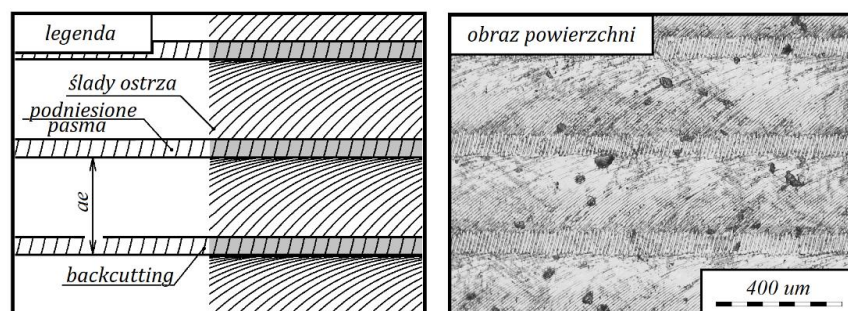
Równanie ogólne płaszczyzny π ma postać (6.21).

$$\pi: n_x \cdot (x - P_{1x}) + n_y \cdot (y - P_{1y}) + n_z \cdot (z - P_{1z}) = 0 \quad (6.21)$$

Trajektoria narzędzia wyznaczana jest w płaszczyźnie XY. Dysponując wyznaczonym równaniem płaszczyzny bazowej π , należy wprowadzić korektę trajektorii narzędzia. Zabieg taki jest konieczny, aby na przestrzeni całej obróbki utrzymywana była zadana głębokość skrawania. Nominalna głębokość skrawania wyznaczana jest od wyznaczonej płaszczyzny bazowej π .

6.3. Badanie I – weryfikacja modelu o zmiennym rozkładzie składowych sił skrawania

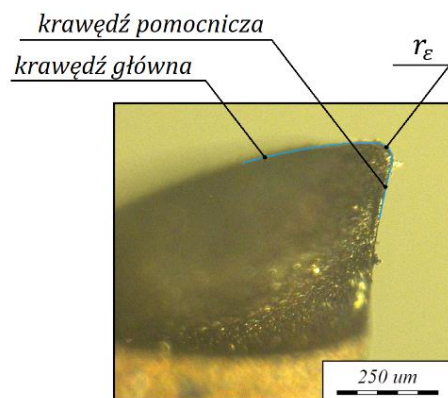
Celem badania pierwszego jest weryfikacja utworzonego modelu mikroskrawania. Obiektem obserwacji są anomalie na powierzchni przygotówki w postaci równomiernie rozmieszczonych podniesionych pasm (Rys. 6.9). Dotychczas prezentowane w literaturze naukowej modele mikroskrawania nie tłumaczą mechanizmu powstawania obserwowanych anomalii. W prezentowanym rozdziale przedstawiono oraz wytłumaczono ten mechanizm. Opisany mechanizm traktowany jest jako dowód stwierdzający poprawność prezentowanego modelu.



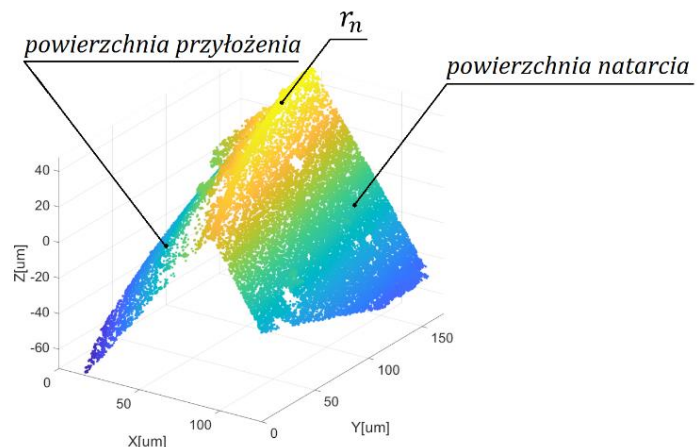
Rys. 6.9 Obserwowane anomalie

W badaniu pierwszym wykorzystywano mikrofrezy JS512015F2C.0Z2 o średnicy 1.5mm oraz kącie pochylenia linii śrubowej ostrza $\lambda = 46^\circ$. Zmierzono promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej $r_n = 3.2\mu\text{m}$ oraz promienia naroża $r_\varepsilon = 28\mu\text{m}$. Sposób wyznaczenia promieni r_n oraz r_ε został przedstawiony na rysunku (Rys. 6.10). Wartość promienia zaokrąglenia naroża r_ε zmierzona została za pomocą mikroskopu cyfrowego Keyence VHX-600 SO na stanowisku obróbczym po zamontowaniu w uchwycie wrzeciona. Wartość r_ε została wyznaczona w takiej pozycji kątowej, aby mierzony promień miał najmniejszą wartość, co pozwoliło zapewnić pomiar w płaszczyźnie krawędzi skrawającej. Pomiaru promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n dokonano na interferometrze Quick Vision Hyper WLI. Pomiaru dokonano w części walcowej mikro frezu.

a) Sposób wyznaczania promienia zaokrąglenia naroża



b) Sposób wyznaczania promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej



Rys. 6.10 Sposób pomiaru a) promienia naroża b) promienia zaokrąglenia krawędzi

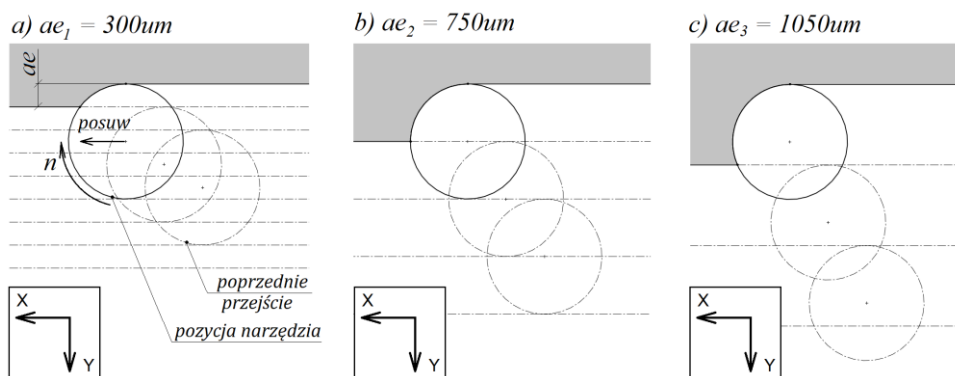
Próbki zostały wykonane metodą selektywnego spiekania proszków metalicznych (L-PBF) ze stopu Inconel 718. Próbki wytworzono z mocą lasera 200W, grubością warstwy 60 μm , szybkością skanowania 700mm/s oraz odległościami pomiędzy ścieżkami 90 μm [128]. Zastosowane parametry pozwoliły na osiągnięcie bardzo wysokiej jakości spieku. Nie zaobserwowano żadnych wad w postaci pęknięć, niestopionych ziaren proszku metalicznego, czy kraterów. Powierzchnia wytworzonej przygotówki w całym obszarze była homogeniczna. Uzyskana opisaną metodą przygotówka jakościowo była

porównywalna do tradycyjnych metod wytwarzania. Dalsza obróbka była prowadzona zgodnie z kierunkiem ścieżkowania ostatniej warstwy.

Eksperyment prowadzono dla pięciu zestawów parametrów w dwóch kategoriach. Próby skrawaniem prowadzono w kategorii zmiennego posuwu na ostrze oraz zmiennej promieniowej głębokości skrawania. Zestawienie parametrów zostało przedstawione w tabeli (Tab. 6.2). Zastosowano zestaw trzech posuwów na ostrze $fz_1 = 3\mu m$, $fz_2 = 6\mu m$, $fz_3 = 9\mu m$ oraz zestaw trzech promieniowych głębokości skrawania $ae_1 = 300\mu m$, $ae_2 = 750\mu m$ oraz $ae_3 = 1050\mu m$. Głębokość ae_2 odpowiada głębokości skrawania równej promieniowi narzędzia R , natomiast ae_3 odpowiada głębokości skrawania $ae_1 + R$. Ponadto w przypadku obróbki ze zmiennymi głębokościami ae_1 , ae_2 oraz ae_3 wprowadzono znaczące bicie promieniowe $r_{ox} = 2\mu m$. We wszystkich przypadkach zastosowano współbieżną strategię obróbki. Strategia ta została przedstawiona na rysunku (Rys. 6.11). Obróbkę prowadzono z prędkością skrawania $vc = 24.0$ m/min oraz głębokością skrawania $ap = 100\mu m$. Podczas obróbki rejestrowano siły w trzech osiach. Po zakończonej obróbce uzyskane powierzchnie zeskanowano na maszynie pomiarowej Mitutoyo Quick Vision Hyper WLI.

Tab. 6.2 Zestawienie parametrów – Badanie I

I		II	
fz [μm]	ae [μm]	fz [μm]	ae [μm]
3	300	3	300
6	300	3	750
9	300	3	1050



Rys. 6.11 Strategia obróbki z (a) ae_1 (b) ae_2 (c) ae_3

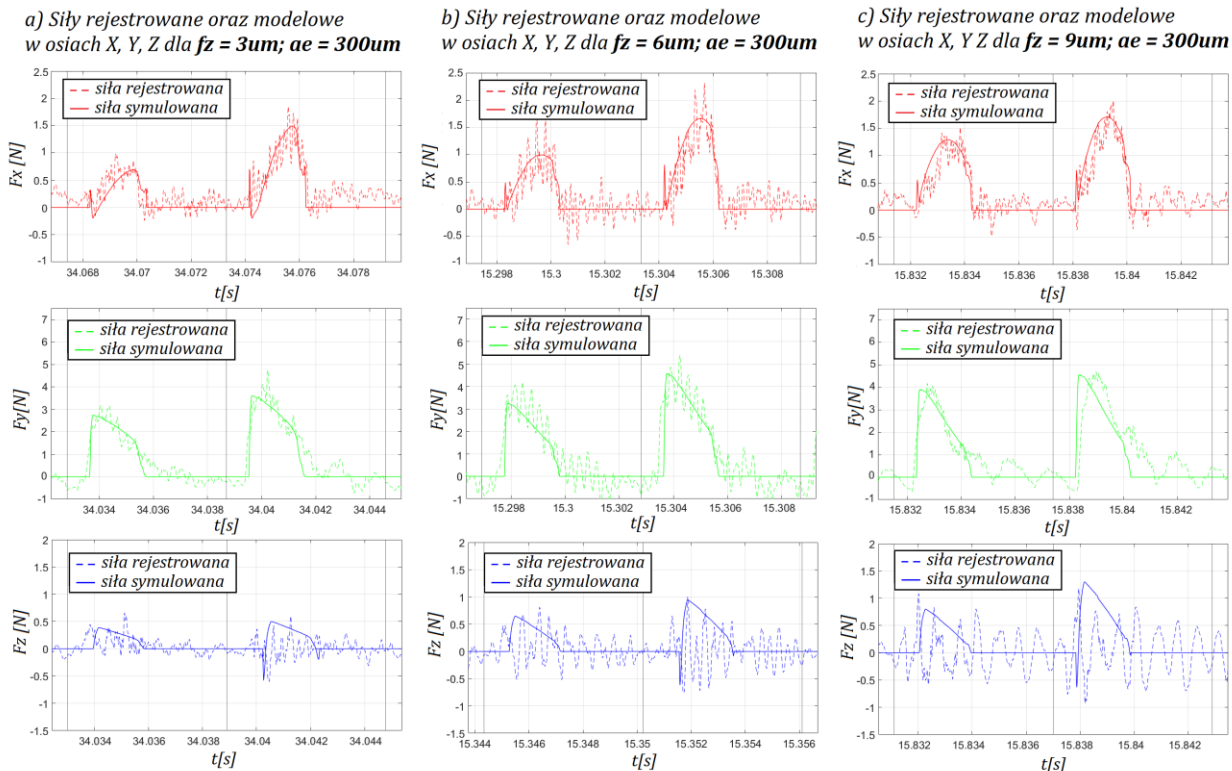
6.3.1. Wyniki i dyskusja

Analizując proces mikrofrezowania analizie poddaje się za równo rejestrowane siły, jak i strukturę geometryczną otrzymanej powierzchni. Wszystkie przebiegi sił zestawiono razem z wartościami symulowanymi. Wartości symulowane wyznaczono na podstawie wyznaczonych wartości stałych materiałowych (Tab. 6.3). Sposób wyznaczania stałych opisany został w rozdziale 5.5. Strukturę geometryczną powierzchni otrzymano bazując na symulowanych przebiegach sił. Analizie poddano jedynie niewielki obszar, w którym obserwowano anomalie. Na rysunkach przedstawiono rejestrowane przebiegi sił wraz z nałożonymi przebiegami modelowymi. Rysunek (Rys. 6.12) przedstawia wyniki dla zmiennego posuwu, rysunek (Rys. 6.13) przedstawia wyniki dla zmiennej promieniowej głębokości skrawania.

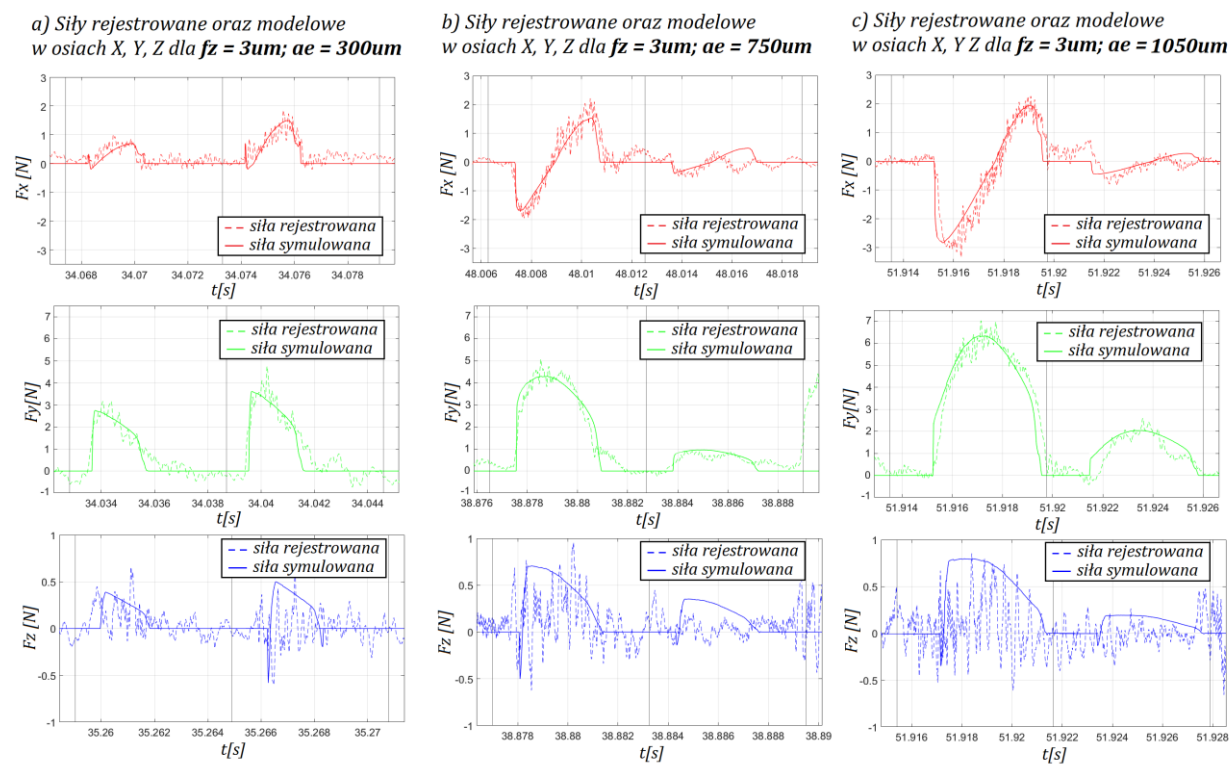
Tab. 6.3 Wyznaczone w Badaniu I wartości stałych materiałowych

p_{0t1}	p_{0t2}	p_{0t3}	p_{0t4}	p_{0t5}	p_{0t6}	p_{0t7}	p_{0t8}	p_{0t9}
61.18	-0.0775	-0.0147	0.4042	-0.0002	1.70	12.05	0.32	-24
p_{0a1}	p_{0a2}	p_{0a3}	p_{0a4}	p_{0a5}	p_{0a6}	p_{0a7}	p_{0a8}	p_{0a9}
1207	0.0063	-0.0056	0.7824	-0.0017	4.62	7.25	0.21	-18
p_{0r1}	p_{0r2}	p_{0r3}	p_{0r4}	p_{0r5}	p_{0r6}	p_{0r7}	p_{0r8}	p_{0r9}
7034	0.0022	-0.0001	0.1638	-0.0014	-0.2954	8.44	0.43	-18

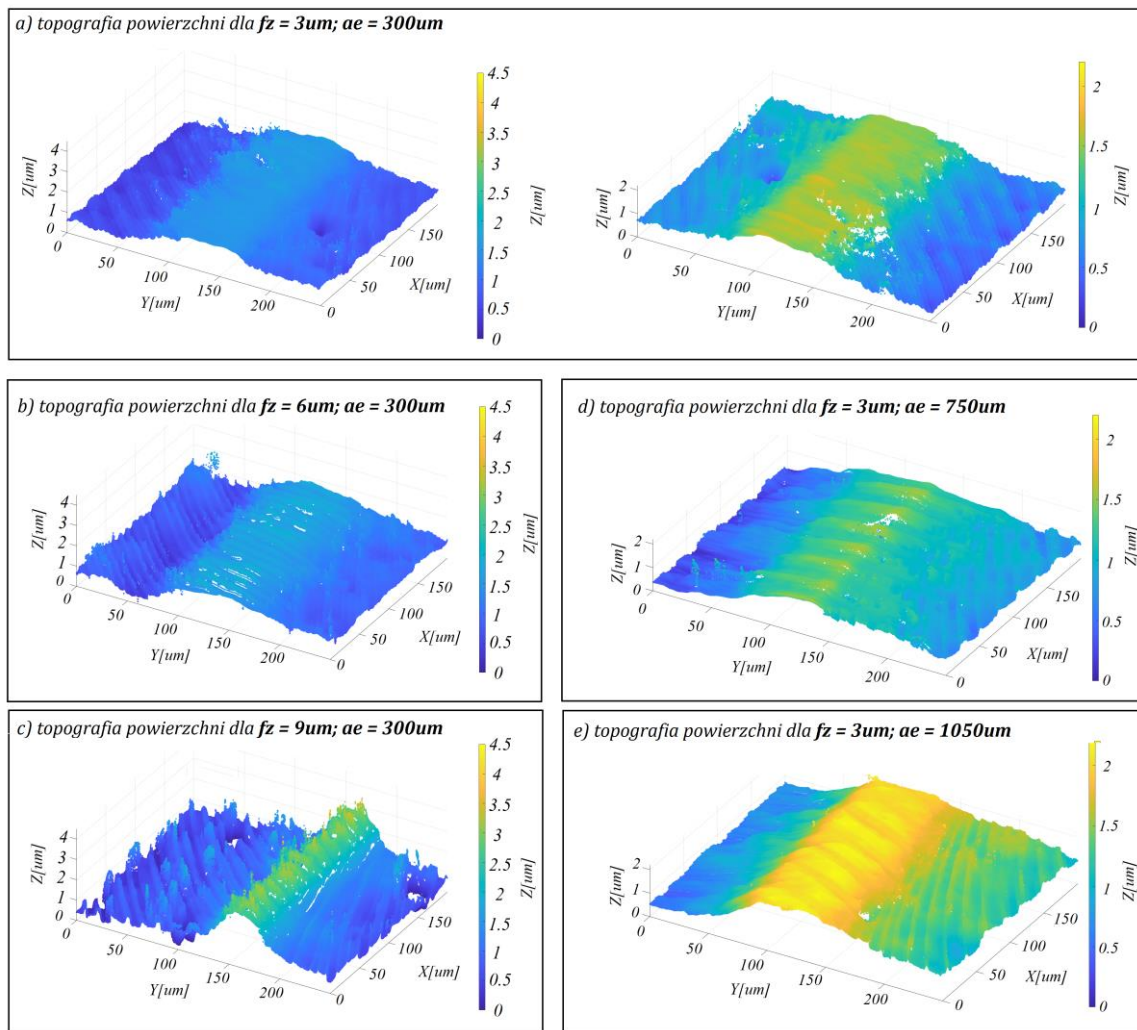
Na obserwowanych podniesionych pasmach widoczne są ślady backcuttingu. W miejscu, gdzie obróbka jest przerywana obserwuje się brak opisywanych śladów. Mechanizm ten opisany jest w dalszych paragrafach. Analizy struktury powierzchni dokonuje się za równo z uwzględnieniem zjawiska backcuttingu jak i czystych podniesionych pasm. Pomimo iż pasma bez śladów backcuttingu obserwuje się w bardzo ograniczonym zakresie, to poddaje się je szczegółowej analizie, ponieważ rozróżnia się mechanizm powstawania podniesionych pasm oraz mechanizm ich backcuttingu. Skany powierzchni dla zmiennego posuwu oraz zmiennej promieniowej głębokości skrawania zostały przedstawione na rysunku (Rys. 6.14). Skany podniesionych pasm bez śladów backcuttingu oraz ze śladami przedstawione zostały na rysunku (Rys. 6.15).



Rys. 6.12 Siły rejestrowane oraz symulowane w osiach X, Y, Z dla
 (a) $f_z = 3\mu\text{m}$, $a_e = 300\mu\text{m}$ (b) $f_z = 6\mu\text{m}$, $a_e = 300\mu\text{m}$ (c) $f_z = 9\mu\text{m}$, $a_e = 300\mu\text{m}$



Rys. 6.13 Siły rejestrowane oraz symulowane w osiach X, Y, Z dla
 (a) $f_z = 3\mu\text{m}$, $a_e = 300\mu\text{m}$ (b) $f_z = 3\mu\text{m}$, $a_e = 750\mu\text{m}$ (c) $f_z = 3\mu\text{m}$, $a_e = 1050\mu\text{m}$

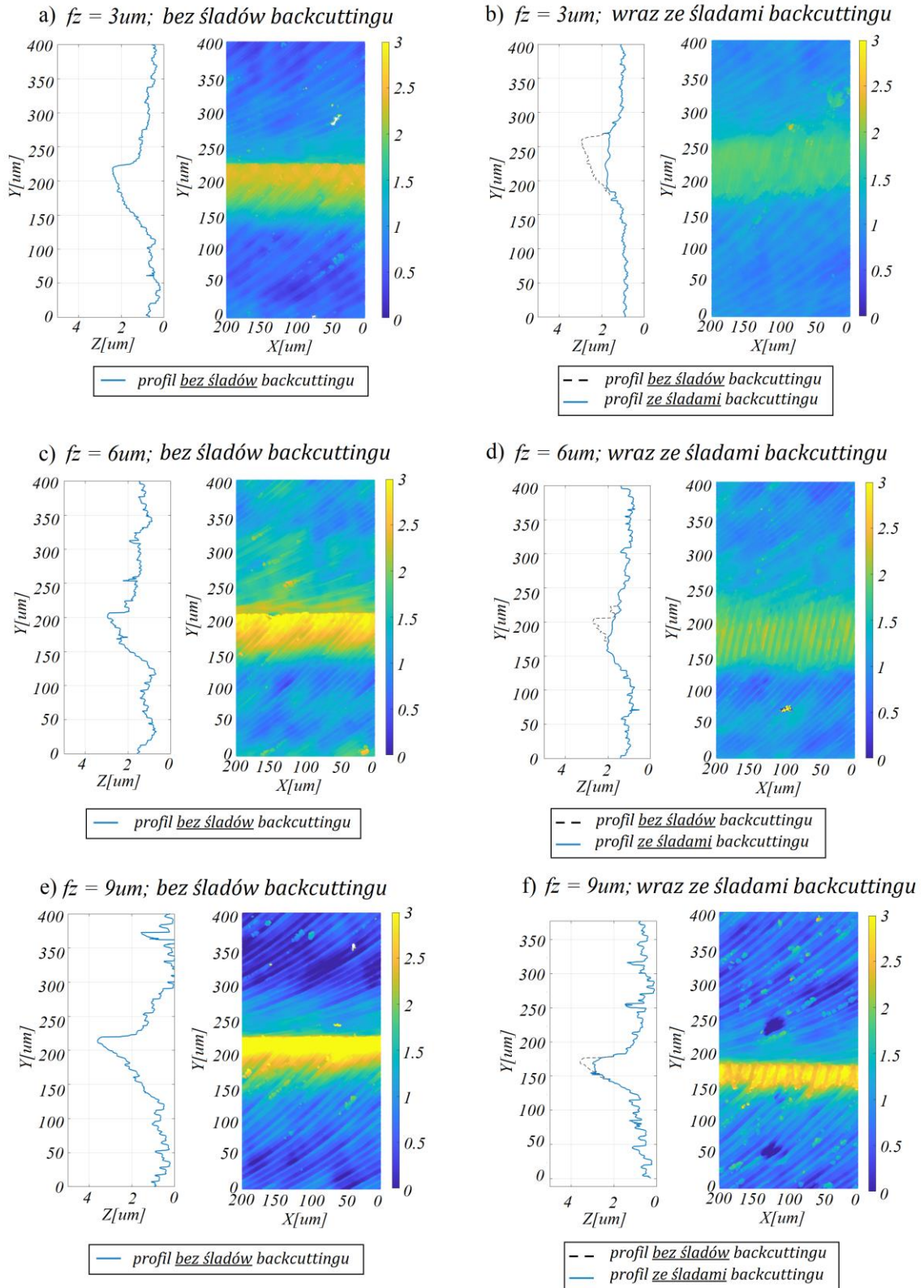


Rys. 6.14 Topografia obrobionych powierzchni w miejscu występowania anomalii dla

(a) $fz = 3\mu\text{m}$; $fz = 300\mu\text{m}$ (b) $fz = 6\mu\text{m}$; $ae = 300\mu\text{m}$ (c) $fz = 9\mu\text{m}$; $ae = 300\mu\text{m}$

(d) $fz = 3\mu\text{m}$; $ae = 750\mu\text{m}$ (e) $fz = 3\mu\text{m}$; $ae = 1050\mu\text{m}$

W celu pokazania wpływu anomalii podniesionych pasm na jakość powierzchni wyznaczono wskaźniki chropowatości. Wskaźniki wyznaczano dla obszarów uwzględniających pasma oraz nie uwzględniających pasm. Wskaźniki wyznaczono dla pól bez backcuttingu. Wskaźniki dla obszarów z pasmami zostały wyznaczone z obszarów o wymiarach $400\mu\text{m} \times 400\mu\text{m}$. Każdy taki obszar zawierał pojedyncze podniesione pasmo. Z obszarów $400\mu\text{m} \times 400\mu\text{m}$ wyodrębniono mniejsze obszary o wymiarach $150\mu\text{m} \times 150\mu\text{m}$ w części, która nie zawierała anomalii. Z wyodrębnionych pól również wyznaczono wskaźniki chropowatości. Wyznaczone wskaźniki zebrano w tabeli (Tab. 6.4). Analizując wyznaczone wskaźniki, wyraźnie obserwuje się spadek jakości powierzchni w obszarach uwzględniających anomalie.



Rys. 6.15 Powierzchnie wraz z przekrojem poprzecznym (a)-(c) bez śladów backcuttingu (b)-(f) ze śladami backcuttingu

Tab. 6.4 Wskaźniki chropowatości w obszarach 400um x 400um uwzględniających anomalie oraz w obszarach 150um x 150um bez anomalii

		Obszar z uwzględnieniem podniesionych pasm		Obszar z pominięciem podniesionych pasm	
fz [um]	ae [um]	Sa [um]	Sz [um]	Sa [um]	Sz [um]
3	300	0.32	2.27	0.20	0.60
6	300	0.36	2.61	0.22	1.15
9	300	0.49	3.93	0.31	1.94

Przy tradycyjnej obróbce backcuttingu jest zjawiskiem niepożądanym ze względu na pogorszenie jakości obrabianej powierzchni. W prezentowanym przypadku jednak powracające ostrze pozostawia ślady wyłącznie na podniesionym pasmie obniżając jego wysokość. Zjawisko backcuttingu w tym wypadku pozytywnie wpływa na wskaźniki chropowatości. Wskaźniki w obu przypadkach zostały wyznaczone z analogicznych obszarów o wymiarach 400um x 400um (Tab. 6.5).

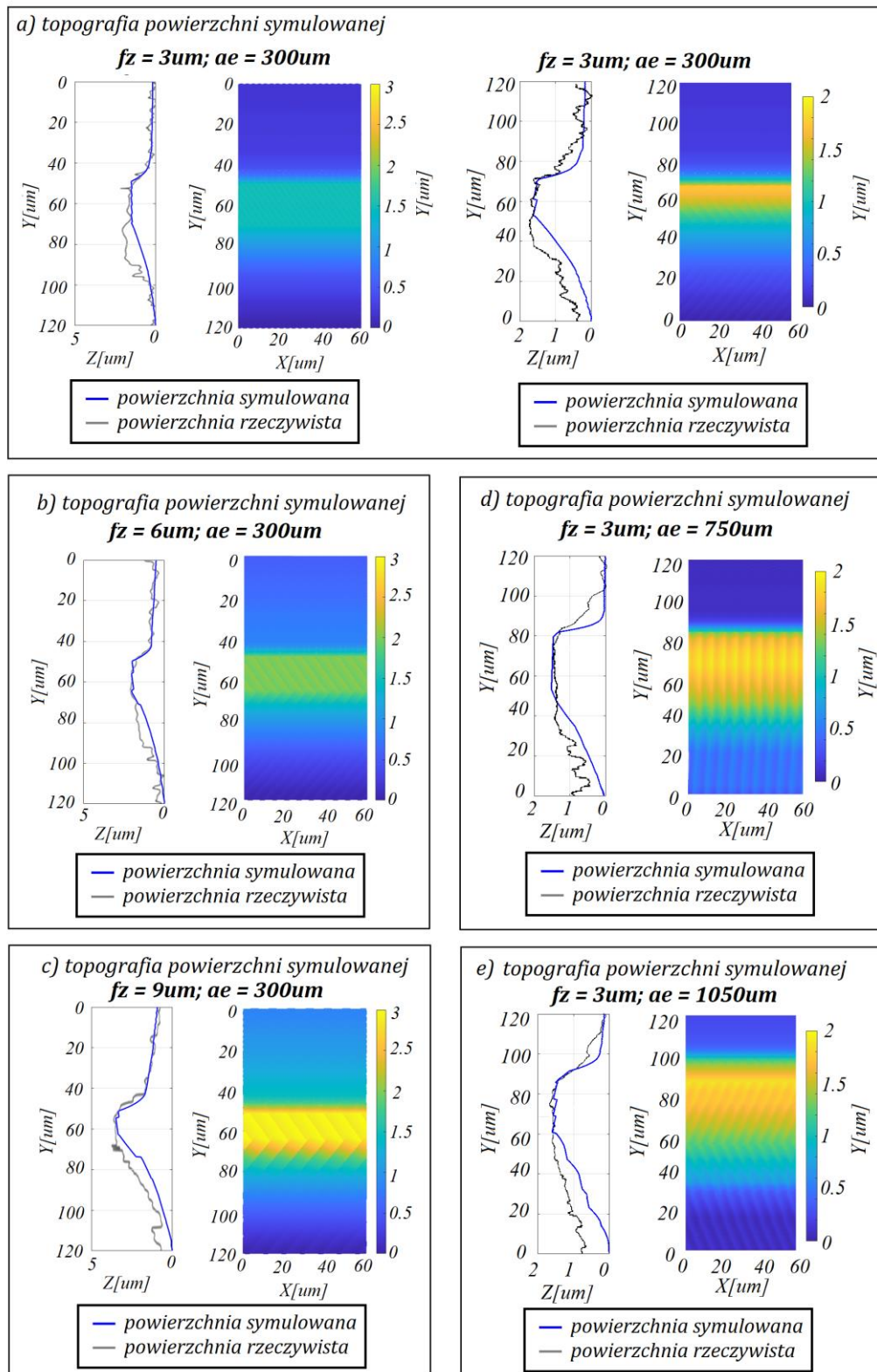
Tab. 6.5 Wskaźniki chropowatości obszarów 400um x 400um bez śladów backcuttingu oraz ze śladami backcuttingu

		Obszar bez backcuttingu		Obszar z backcuttingiem	
fz [um]	ae [um]	Sa [um]	Sz [um]	Sa [um]	Sz [um]
3	300	0.32	2.27	0.28	1.62
6	300	0.36	2.61	0.34	1.89
9	300	0.49	3.93	0.42	3.12

Powierzchnie symulowane wygenerowano dla wszystkich zmierzonych obszarów uwzględniając przy tym zjawisko backcuttingu. Profile symulowanych powierzchni naniesiono na rzeczywiste zmierzone powierzchnie (Rys. 6.16). Wskaźniki chropowatości profilu R_t wyznaczono dla profilu symulowanego oraz rzeczywistego (Tab. 6.6). Wartości wskaźników wyznaczone zostały z odcinka o długości 120um.

Tab. 6.6 Zestawienie wskaźników chropowatości profilu poprzecznego powierzchni rzeczywistych oraz symulowanych

		Promieniowa głębokość skrawania ae [um]					
		300		750		1050	
		$R_{t_{exp}}$ [um]	$R_{t_{sym}}$ [um]	$R_{t_{exp}}$ [um]	$R_{t_{sym}}$ [um]	$R_{t_{exp}}$ [um]	$R_{t_{sym}}$ [um]
fz [um]	3	1.52	1.65	1.73	1.82	1.95	1.84
	6	1.75	1.84	-	-	-	-
	9	2.83	2.98	-	-	-	-



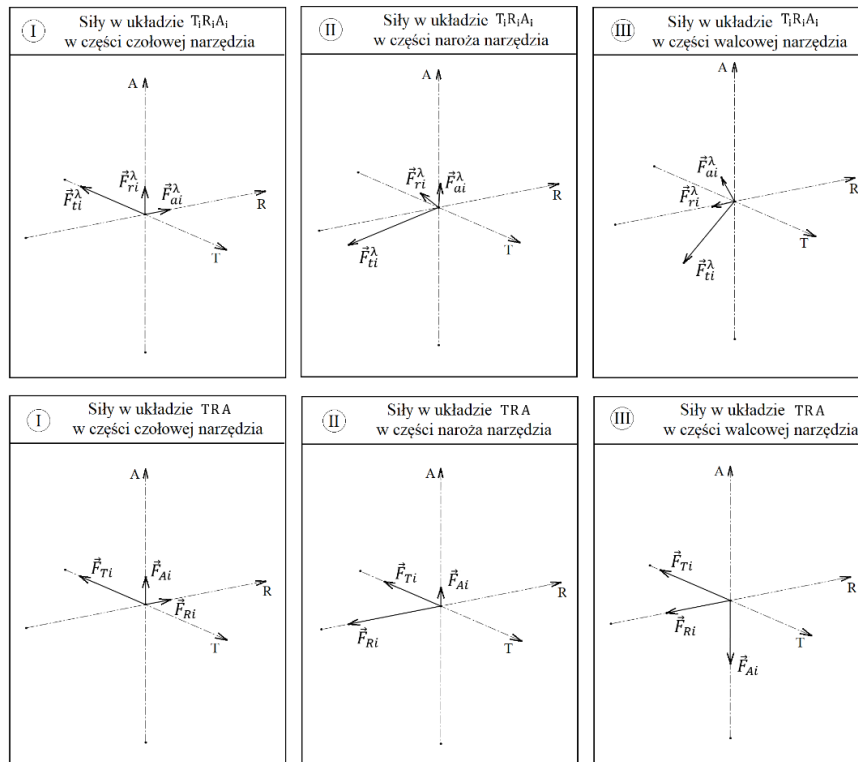
Rys. 6.16 Powierzchnie symulowane wraz z profilem naniesionym na powierzchnię zmierzoną

(a) $fz = 3\mu m; ae = 300\mu m$ (b) $fz = 6\mu m; ae = 300\mu m$ (c) $fz = 9\mu m; ae = 300\mu m$

(d) $fz = 3\mu m; ae = 750\mu m$ (e) $fz = 3\mu m; ae = 1050\mu m$

6.3.1.1. Mechanizm powstawania anomalii

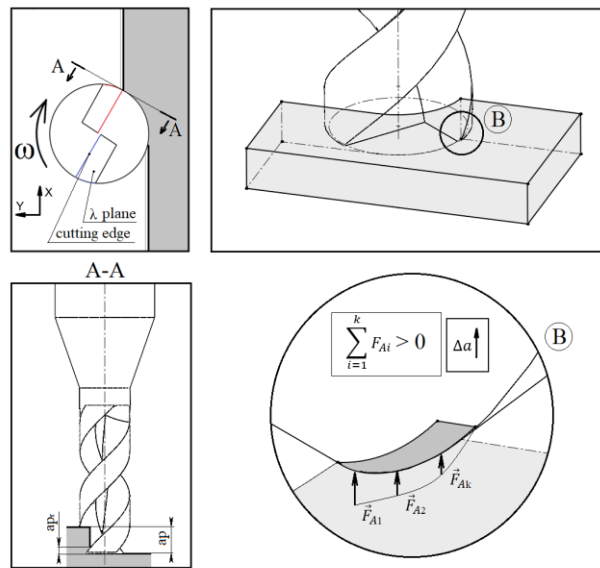
W czysto hipotetycznej sytuacji, gdy ostrze skrawające nie jest pochylone ($\lambda = 0^\circ$), podczas obróbki współbieżnej skrawanie inicjowane jest bardzo gwałtownie. Ostrze robocze zatapiając się w materiale od razu osiąga maksymalną głębokość. W rzeczywistości jednak ostrze pochylone jest o pewien kąt $\lambda > 0^\circ$. Na początku zatem w materiale zatapia się dolna część krawędzi skrawającej, a podczas dalszego obrotu angażowane są górne części ostrza. Dlatego też docelowa głębokość a_p osiągnięta jest po pewnym czasie od zainicjowania skrawania. Podczas inicjowania skrawania w chwili t ostrze skrawa na pewnej rzeczywistej głębokości a_{pr} . Zmiana kierunku działania sił w osi narzędzia podyktowana jest zmianą rzeczywistej głębokości skrawania a_{pr} . W początkowej fazie pracuje dolna część ostrza obejmująca część naroża oraz część czołową narzędzia. W takim układzie ostrze wypychane jest z materiału obrabianego. Ostrze obracając się zagłębia się w materiale obrabianym zwiększając rzeczywistą głębokość a_{pr} . Przy większych głębokościach a_{pr} angażowane są wyższe partie ostrza. W wyższych partiach ostrza siła osiowa działa w dół wypychając narzędzie w materiał obrabiany. Kierunek działania sił wypadkowych w obszarach ostrza pokazany został na rysunku (Rys. 6.17).



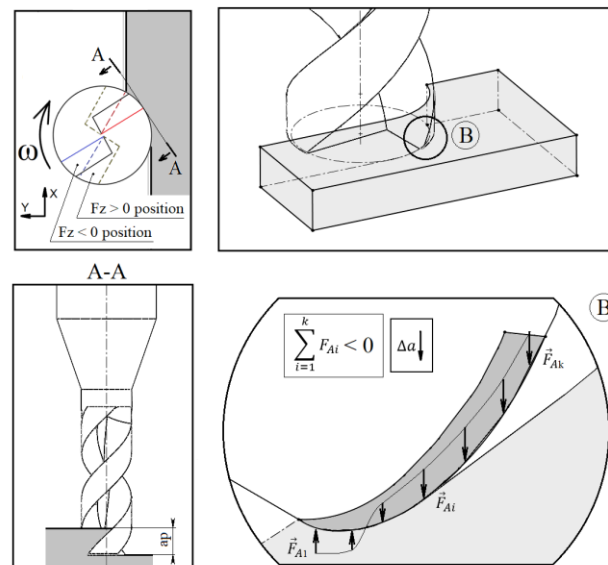
Rys. 6.17 Rozkład sił w wyodrębnionych partiach ostrza w układzie $T_i R_i A_i$ oraz TRA

Zmiana kierunku działania sił w osi skutkuje podbiciem narzędzia. Kierunek działania sił zmienia się na przestrzeni pozycji kątowej mniejszej niż $10deg$. Mając na uwadze podatność układu w kierunku osiowym, należy zauważyć, że ostrze w początkowej fazie skrawać będzie powyżej wartości nominalnej. W dalszej fazie ostrze zagłębi się skrawając poniżej nominalu. Na powierzchni obrobionej zaobserwować można zatem charakterystycznie uniesione pasmo. Rozkład sił w opisywanym mechanizmie przedstawiony został na rysunku (Rys. 6.18). Schemat powstawania podniesionych pasm bazujący na opisanym mechanizmie przedstawiony został na rysunku (Rys. 6.19).

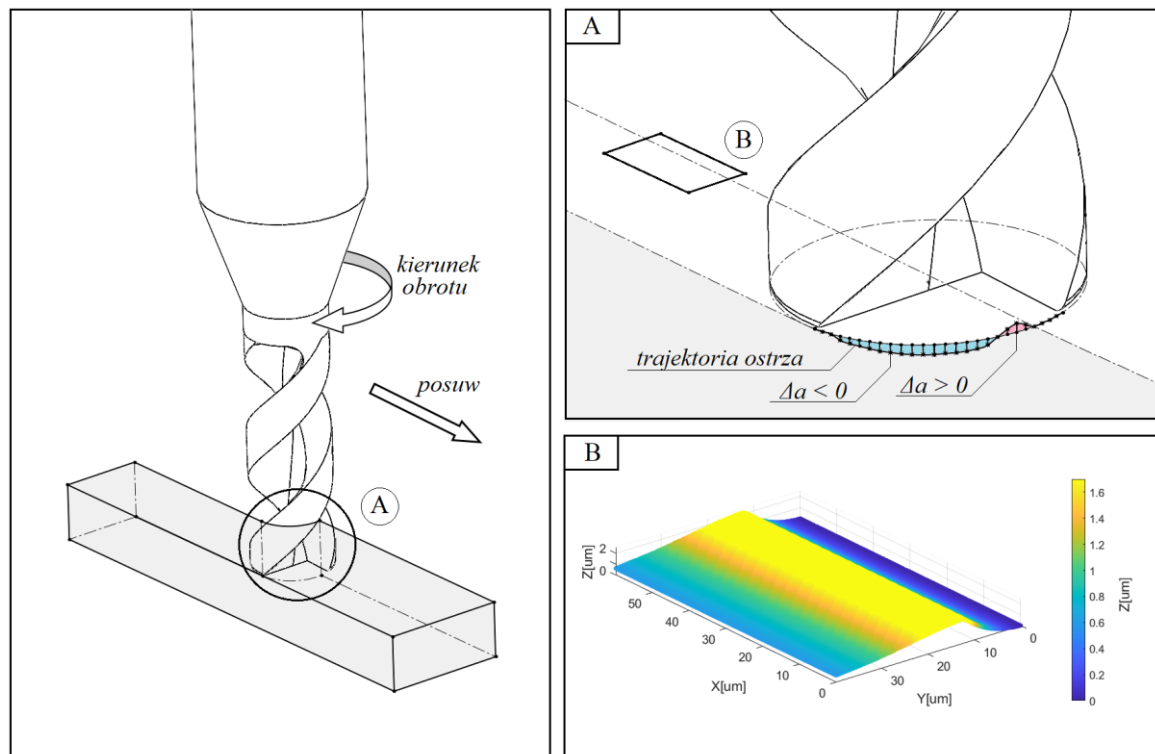
a) Pozycja narzędzia w chwili inicjowania skrawania $a_{pr} < a_p$



b) Pozycja narzędzia przy w pełni rozwiniętym skrawaniu $a_{pr} = a_p$



Rys. 6.18 Mechanizm zmiany kierunku siły osiowej (a) siła osiowa w chwili inicjowania skrawania (b) siła osiowa przy w pełni rozwiniętym skrawaniu



Rys. 6.19 Mechanizm powstawania podniesionych pasm

6.3.1.2. Mechanizm backcuttingu

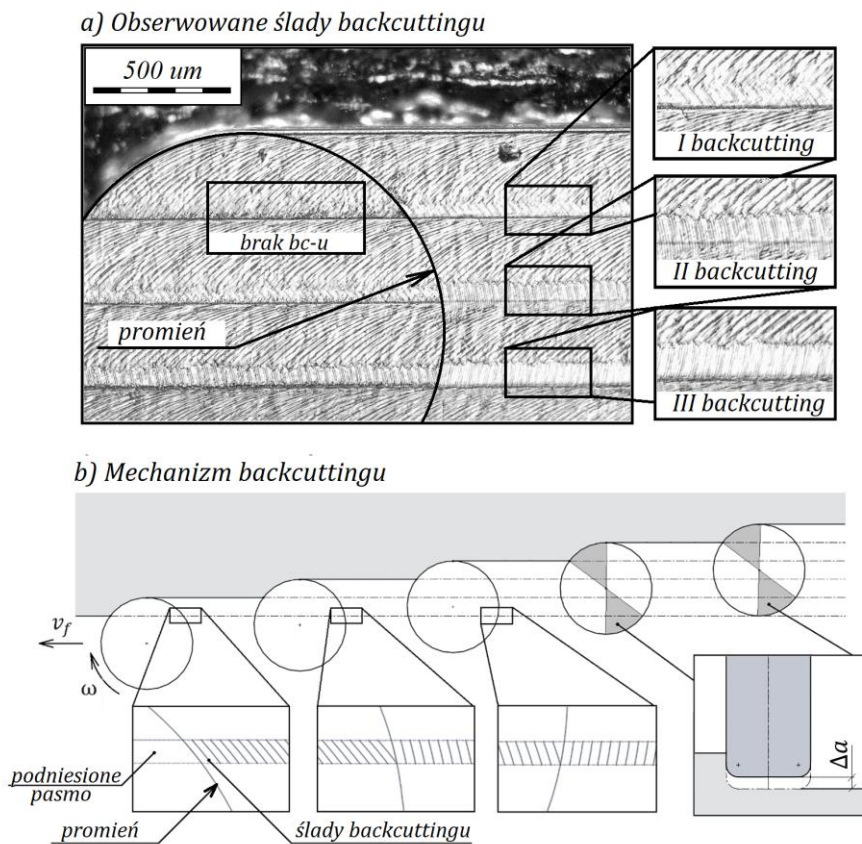
Backcutting w standardowo prowadzonym procesie jest zjawiskiem niepożądanym świadczącym o nieprawidłowej geometrii procesu, dużej wartości bicia lub zużyciu narzędzia. Zjawisko backcuttingu polega na prowadzeniu obróbki ostrzem, które w danej chwili powinno być pasywne (nie powinno usuwać materiału). W prezentowanej pracy zaobserwowano jednak zjawisko backcuttingu, które nie jest następstwem nieprawidłowo prowadzonej obróbki, lecz jest wynikiem samej geometrii procesu. Opisywane pasma są na tyle wysokie, że powracające ostrze pozostawia charakterystyczne ślady backcuttingu.

Do backcuttingu w rozważanych obszarach dochodzi kilkakrotnie. Za pierwszym razem ostrze skrawa podwyższone pasma już w tym samym przejściu. Należy zatem zauważyć, że nietknięte pasmo (a więc pasmo o rzeczywistej wysokości) występuje na bardzo krótkim odcinku. Odcinek ten obserwowany jest jedynie w ostatnim przejściu narzędzia w końcowym fragmencie ścieżki. Narzędzie pozostawia ślady backcuttingu po raz drugi w kolejnym przejściu. Narzędzie przesunęło się o wartość promieniowej głębokości skrawania a_e , zatem ostrze, które przed chwilą pozostawiło ślad na nietkniętym

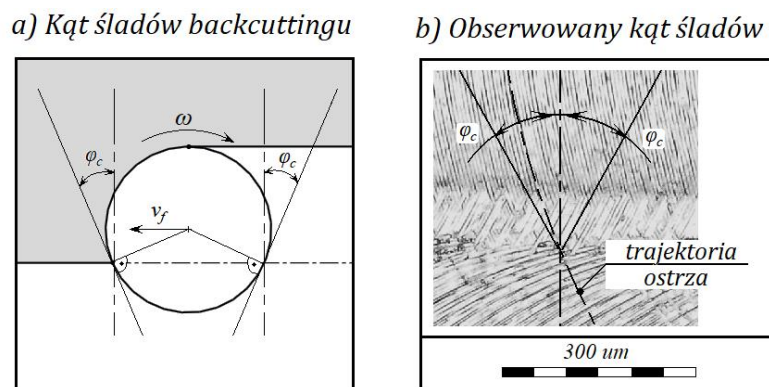
paśmie, napotyka następnie podniesiony obszar z poprzedniego przejścia, ponownie pozostawiając ślady backcuttingu. Mechanizm ten może powtarzać się wielokrotnie.

Kierunek śladów backcuttingu zmienia się ponieważ narzędzie przy każdym przejściu przesuwa się o wartość promieniowej głębokości skrawania ae . Narzędzie podczas prowadzonej obróbki ugina się o wyznaczoną wartość $\Delta\alpha$ w momencie, gdy działają na nie siły skrawania. W momencie, gdy ostrze robocze zanurzone jest w materiale obrabianym, drugie, pasywne ostrze unosi się wystarczająco, aby nie pozostawić śladów backcuttingu na uniesionych pasmach. Dlatego też nie we wszystkich przejściach obserwuje się zjawisko backcuttingu (Rys. 6.20). Kąt śladów backcuttingu powiązany jest z kątem wejścia narzędzia w materiał (Rys. 6.21). Kąt śladów można określić za pomocą formuły (6.22). Model podniesionych obszarów przed oraz po backcuttingu został przedstawiony na rysunku (Rys. 6.22).

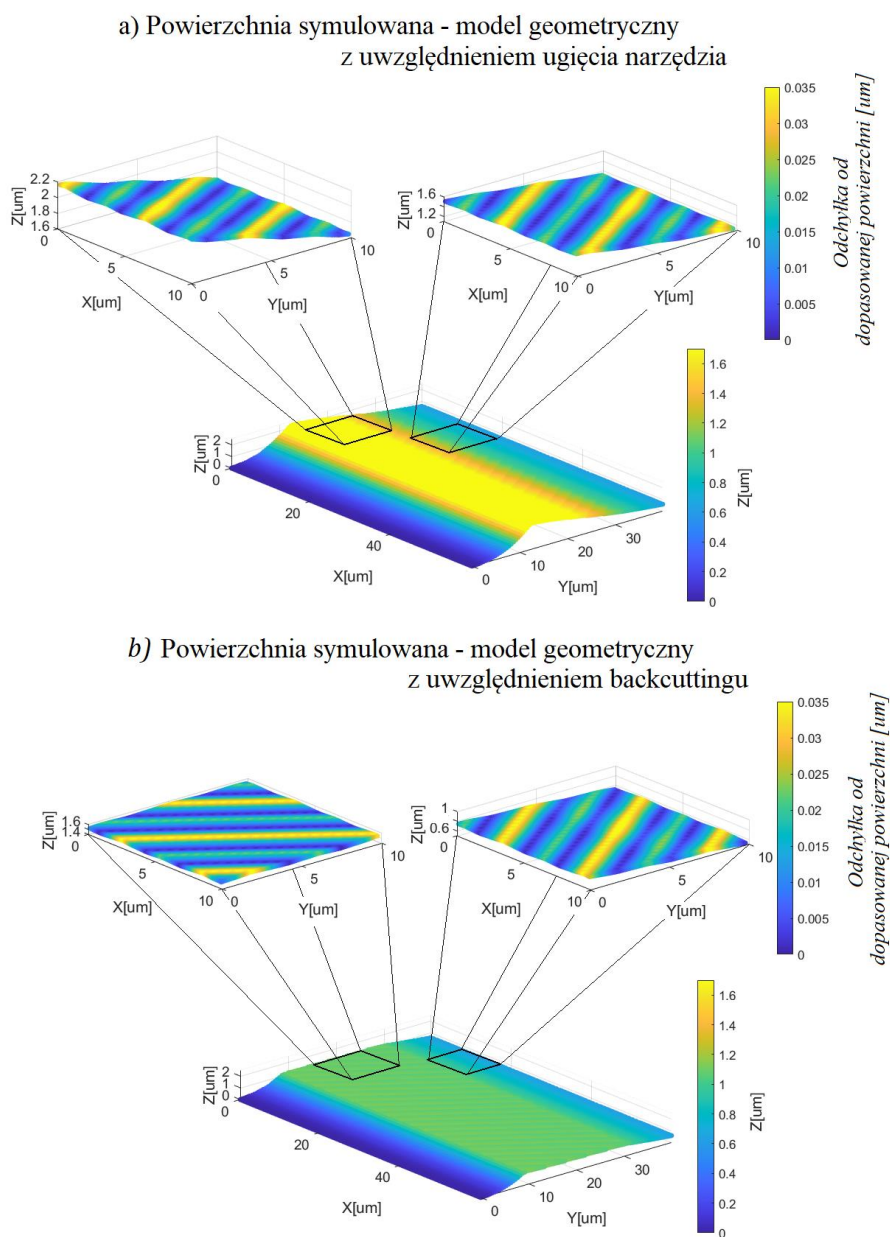
$$\varphi_c = \arcsin\left(\frac{R - ae}{R}\right) \quad (6.22)$$



Rys. 6.20 Backcutting (a) Obserwowane ślady backcuttingu (b) Mechanizm backcuttingu



Rys. 6.21 Kąt śladów backcuttingu (a) sposób definicji (b) obserwowane ślady



Rys. 6.22 Powierzchnia symulowana (a) bez śladów backcuttingu (b) ze śladami backcuttingu

6.4. Badanie II – weryfikacja modelu obróbki ze zmienną trajektorią narzędzia

Celem badania drugiego jest weryfikacja modelu w konfiguracji wykorzystującej zmienną trajektorię narzędzia. W tym celu zdecydowano się na frezowanie powierzchni sinusoidalnej. Powierzchnia sinusoidalna charakteryzuje się funkcyjną zmiennością profilu tylko w jednym kierunku. Profil tworzący powierzchnię wyrażony jest za pomocą funkcji sinusoidalnej. Parametry funkcji krzywej tworzącej powierzchnię zostały zdefiniowane w taki sposób, aby wytworzenie powierzchni możliwe było za pomocą mikrofrezu kulistego o średnicy $D = 1mm$. W opisywanym badaniu do wytworzenia powierzchni sinusoidalnej został użyty frez dwuostrzowy kulowy JMB542010G1B.0Z2-SIRA o kącie pochylenia ostrza $\lambda = 30^\circ$. Zdecydowano się na obróbkę powierzchni sinusoidalnej o profilu danym pojedynczą funkcją sinusa o okresie wynoszącym $T_{sin} = 640um$ oraz amplitudzie $A_{sin} = 20um$. Postać funkcyjna tworzącej profilu przedstawiona została za pomocą formuły (6.23). Powierzchnia sinusoidalna o wybranej amplitudzie oraz okresie symuluje powierzchnię typową dla technologii selektywnego spiekania proszków metalicznych SLM.

$$f(x) = A_{sin} \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot x}{T_{sin}}\right) \quad (6.23)$$

6.4.1. Trajektoria narzędzia

Powierzchnię elementu obrabianego, której tworząca dana jest formułą (6.23), w algorytmie prezentowanego modelu przyjmuje postać chmury punktów. Chmura punktów dana jest postacią dyskretną, dlatego też prezentowany algorytm służący do wyznaczania trajektorii narzędzia operuje na dyskretnym formacie powierzchni. W celu wyznaczenia trajektorii narzędzia wyznacza się przekrój powierzchni w płaszczyźnie XZ.

W pierwszej kolejności konstruuje się prostą przechodzącą przez punkt $P_1(x_1, z_1)$ oraz $P_2(x_2, z_2)$. Punkty P_1 oraz P_2 są dowolnymi kolejnymi punktami tworzącymi powierzchnię w rozpatrywanym przekroju. Przez punkty P_1 oraz P_2 prowadzona jest prosta l . Przyjmuje się, że jest to prosta styczna do kształtowanej powierzchni w płaszczyźnie przekroju w punkcie $P_k(x_k, z_k)$, gdzie współrzędne punktu P_k dane są formułą (6.24).

Ponadto prosta l jest styczna do narzędzia w punkcie P_k znajdującego się w punkcie P_t . Punkt P_t tworzy wyznaczaną trajektorię narzędzia. Prosta l dana jest równaniem (6.25).

$$\begin{cases} x_k = \frac{x_1 + x_2}{2} \\ z_k = \frac{z_1 + z_2}{2} \end{cases} \quad (6.24)$$

$$l: z = \frac{z_1 - z_2}{x_1 - x_2} \cdot x + z_1 - \frac{z_1 - z_2}{x_1 - x_2} \cdot x_1 \quad (6.25)$$

Następnie wyznaczana jest prosta k prostopadła do prostej l w punkcie P_k . Punkt środka narzędzia w pozycji kształtującej powierzchnię w punkcie P_k leży na wyznaczonej za pomocą równania (6.26) prostej k .

$$k: z = -\frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2} \cdot x + z_k + \frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2} \cdot x_k \quad (6.26)$$

Punkt P_t należący do trajektorii narzędzia leży na prostej k , ponadto punkt ten jest oddalony od punktu P_k o wartość promienia narzędzia R . Dlatego też współrzędne punktu P_k wyznaczyć można rozwiązując układ równań składający się z równania okręgu o_k , o środku w punkcie P_k i promieniu R oraz równania prostej k . Układ równań dany jest formułą (6.27).

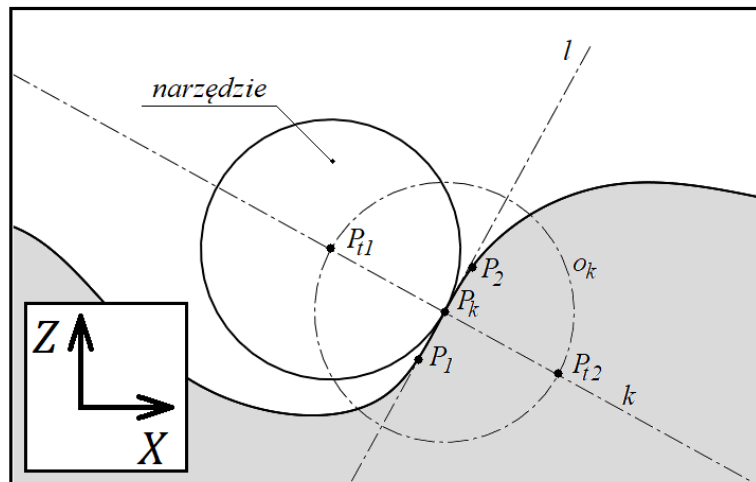
$$\begin{cases} (x - x_k)^2 + (z - z_k)^2 = R^2 \\ z = -\frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2} \cdot x + z_k + \frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2} \cdot x_k \end{cases} \quad (6.27)$$

Rozwiązując układ równań dany formułą (6.27) otrzymuje się dwa rozwiązania (6.28) oraz (6.29), gdzie wyróżnik funkcji kwadratowej dany jest formułą (6.30). Istnieją dwa rozwiązania rozpatrywanego układu równań ze względu na możliwość kształtowania powierzchni przez ruch narzędzia zamocowanego w kierunku $+Z$ oraz $-Z$. Spośród dwóch możliwych rozwiązań należy wybrać te, gdzie nie dochodzi do naturalnej kolizji narzędzia z materiałem obrabianym. Graficzny sposób wyznaczania trajektorii narzędzia pokazany jest na rysunku Rys. 6.23.

$$P_{t1}: \begin{cases} x_{t1} = \frac{\left(\left(\frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2}\right)^2 + x_k\right) + \frac{\sqrt{\Delta}}{2}}{\left(1 - \left(\frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2}\right)^2\right)} \\ z_{t1} = -\frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2} \cdot x_{t1} + z_k + \frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2} \cdot x_k \end{cases} \quad (6.28)$$

$$P_{t2}: \begin{cases} x_{t2} = \frac{\left(\left(\frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2}\right)^2 + x_k\right) - \frac{\sqrt{\Delta}}{2}}{\left(1 - \left(\frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2}\right)^2\right)} \\ z_{t2} = -\frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2} \cdot x_{t2} + z_k + \frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2} \cdot x_k \end{cases} \quad (6.29)$$

$$\Delta = 4 \cdot \left(\left(\frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2} - x_k \right)^2 - \left(1 + \frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2} \right)^2 \cdot \left(x_k^2 + \left(\frac{x_1 - x_2}{z_1 - z_2} \right)^2 - R^2 \right) \right) \quad (6.30)$$



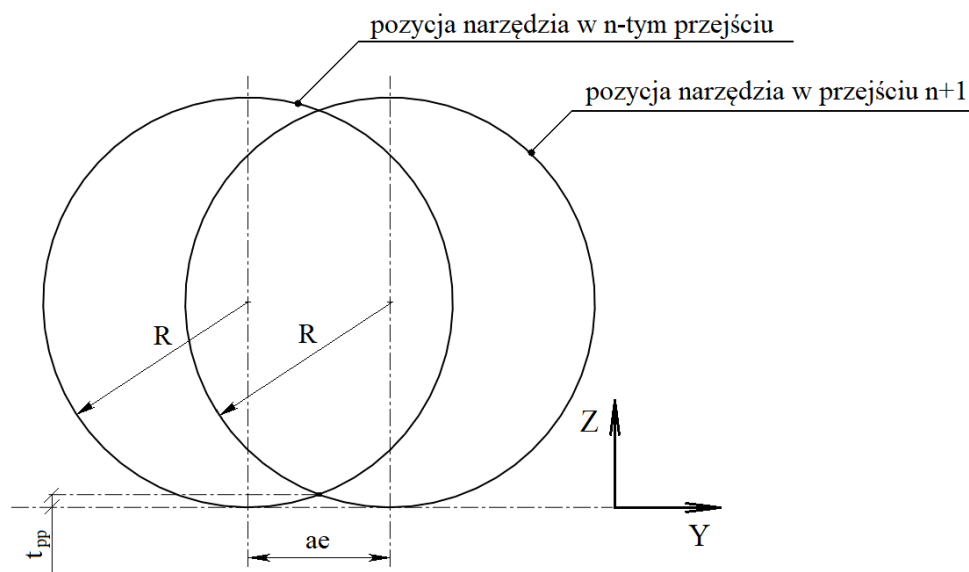
Rys. 6.23 Sposób wyznaczania trajektorii narzędzia

Powierzchnia w kierunku Y kształtowana jest bezpośrednio przez geometrię narzędzia. W opisywanym przypadku zastosowano strategię polegającą na wierszowaniu w kierunku Y, dlatego też kluczowym dla dokładności wytworzenia powierzchni jest ustalenie promieniowej głębokości skrawania ae ze względu na kształt narzędzia. Biorąc pod uwagę geometrię narzędzia zapisano formułę (6.31) pozwalającą wyznaczyć tolerancję zarysu przekroju poprzecznego t_{pp} . W formule (6.31) nie zostało uwzględnione ugięcie narzędzia. Sposób wyznaczania tolerancji zarysu przekroju poprzecznego przedstawiony został na rysunku 6. Przekształcając formułę (6.31) otrzymuje się (6.32).

$$t_{pp} = R - \sqrt{R^2 - \frac{ae^2}{4}} \quad (6.31)$$

$$ae = 2 \cdot \sqrt{R^2 - (R - t_{pp})^2} \quad (6.32)$$

Przyjmując, że tolerancja zarysu przekroju wynosi $t_{pp} = 2.5\mu m$ wyznacza się promieniową głębokość skrawania $ae = 100\mu m$ (Rys. 6.24).

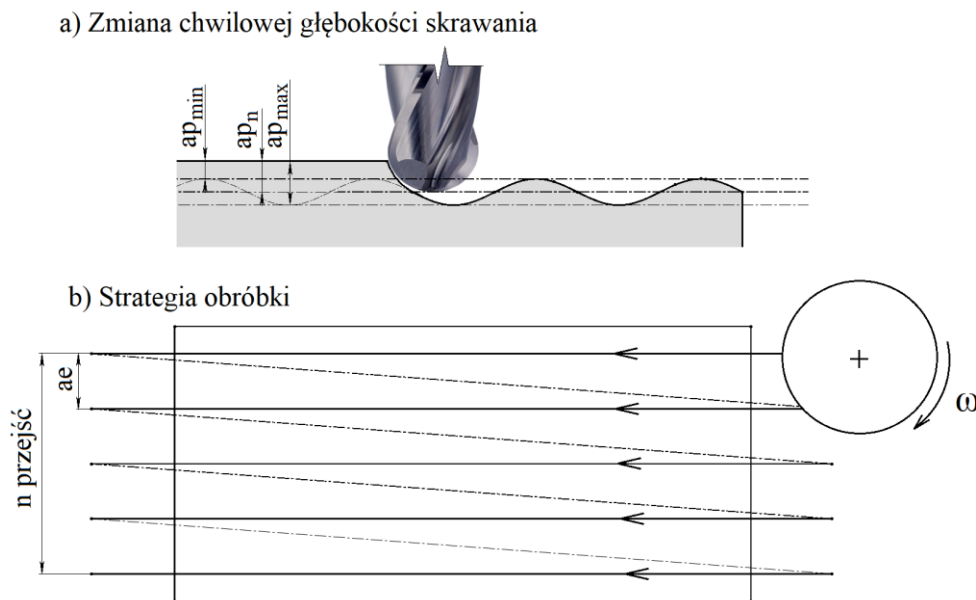


Rys. 6.24 Sposób wyznaczania promieniowej głębokości skrawania ae

Trajektoria narzędzia oparta jest na funkcji sinusoidalnej, należy mieć na uwadze zatem, że chwilowa osiowa głębokość skrawania nie jest wartością stałą. W zależności, czy w danej chwili skrawana jest dolina fali, czy jej szczyt, chwilowa głębokość skrawania waha się od wartości $ap_{min} = ap_n - A_{sin}$ do $ap_{max} = ap_n + A_{sin}$ (Rys. 6.25a). Osiową głębokością skrawania definiującą prowadzoną obróbkę jest zatem głębokość nominalna ap_n . Wartość nominalnej głębokości skrawania przyjmuje się $ap_n = 100\mu m$.

Jako materiał przygotówki wybrano stop aluminium 2017. Powierzchnia przygotówki została splanowana przygotowując pole o długości $6.08mm$ oraz szerokości $3.00mm$. Ponadto w tym samym przejściu splanowany został pewien niewielki obszar, który w dalszej części pracy wykorzystywany był do bazowania narzędzia. Przygotówka została przygotowana w taki sposób, aby na wejściu oraz wyjściu z materiału obrabianego zapewniona została nominalna głębokość skrawania. Długość przygotowanego pola

pozwoiliła na wytworzenie 9 pełnych okresów fali sinusoidalnej wraz z dobiegiem oraz wybiegiem narzędzia. W celu wytworzenia fali sinusoidalnej na całej szerokości przygotowanego pola wykonano 30 przejść z promieniową głębokością skrawania ae (Rys. 6.25b).



Rys. 6.25 Strategia prowadzonej w Badaniu II obróbki (a) zmiana chwilowej głębokości skrawania (b) sposób wierszowania

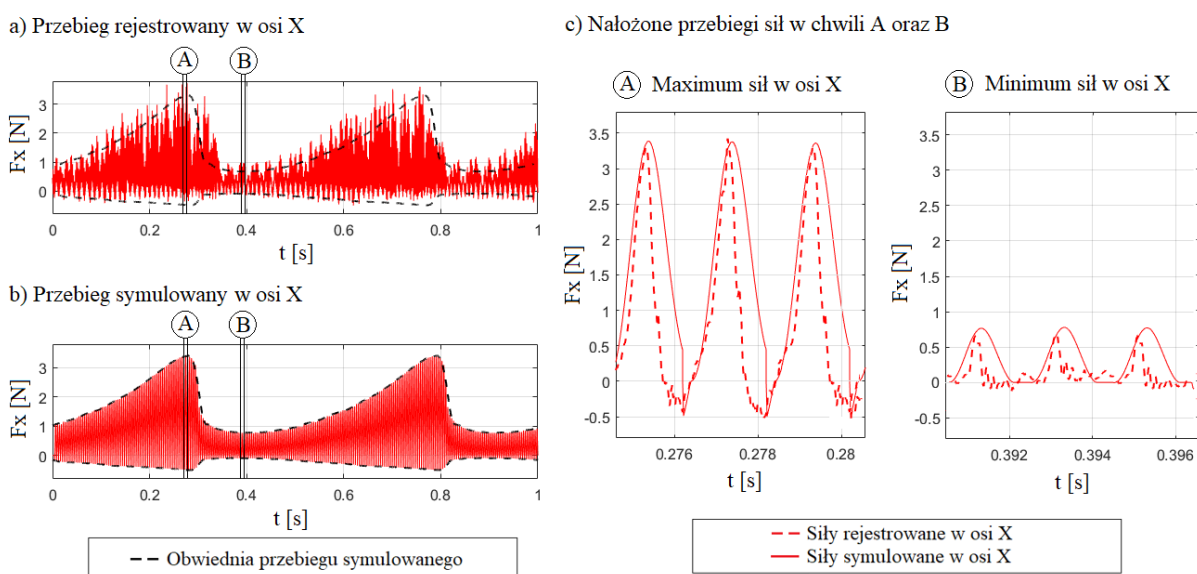
Podsumowując, obróbkę prowadzono z posuwem na ząb $fz = 5\mu m$, osiową nominalną głębokością skrawania $ap_n = 100\mu m$ oraz promieniową głębokością skrawania $ae = 100\mu m$. Obroty wrzeciona ustalono na $n = 30\ 000\text{obr}/\text{min}$. Obrobiono powierzchnię o wymiarach $6.08\text{mm} \times 3.00\text{mm}$. Biorąc pod uwagę parametry wytworzonej powierzchni sinusoidalnej ($T_{sin} = 640\mu m$, $A_{sin} = 20\mu m$) maksymalna chwilowa głębokość skrawania plasowała się na poziomie $ap_{max} = 120\mu m$, natomiast minimalna na poziomie $ap_{min} = 80\mu m$.

W celu wyznaczenia stałych materiałowych dla wykorzystanego narzędzia skrawano rowek o głębokości odpowiadającej nominalnej głębokości skrawania podczas obróbki powierzchni $ap = 100\mu m$. Przyjęto również odpowiadające parametry obróbkowe ($fz = 5\mu m$, $n = 30\ 000\text{obr}/\text{min}$).

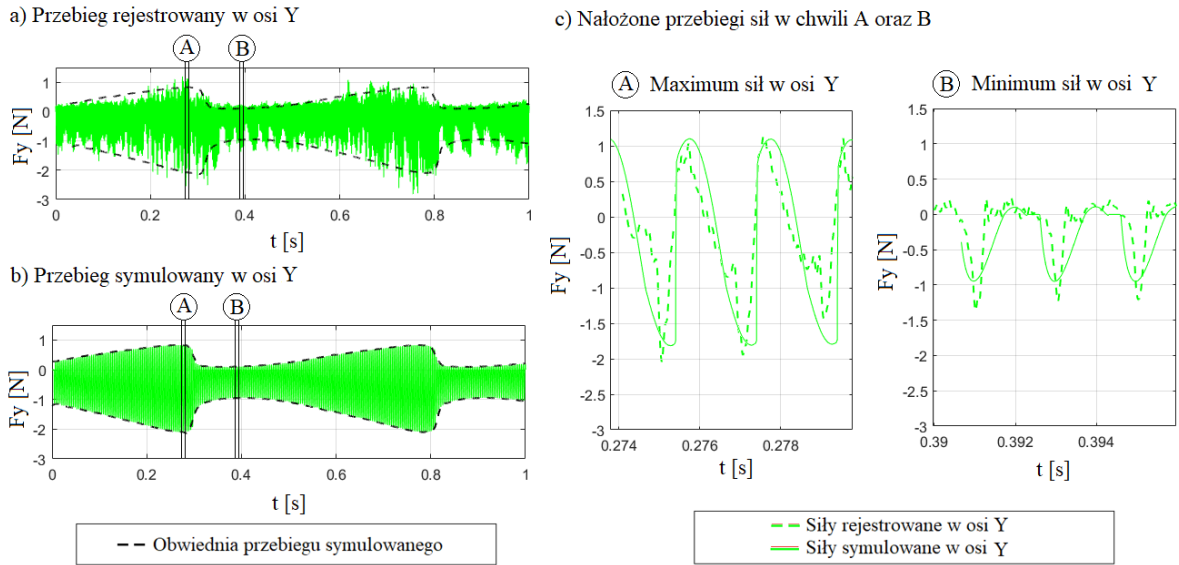
6.4.2. Wyniki i dyskusja

W prezentowanym przypadku oceny jakości modelu można dokonać na dwa sposoby. Pierwszym sposobem jest ocena pełnego przebiegu, natomiast drugim aspektem jest ocena obwiedni sygnału. W prezentowanym badaniu zdecydowano się na analizę przebiegu w czasie 1s. Takie okno czasowe pozwala na wyznaczenie obwiedni sygnału w odcinku wystarczającym do dokonania analizy dla dwóch pełnych okresów fali sinusoidalnej.

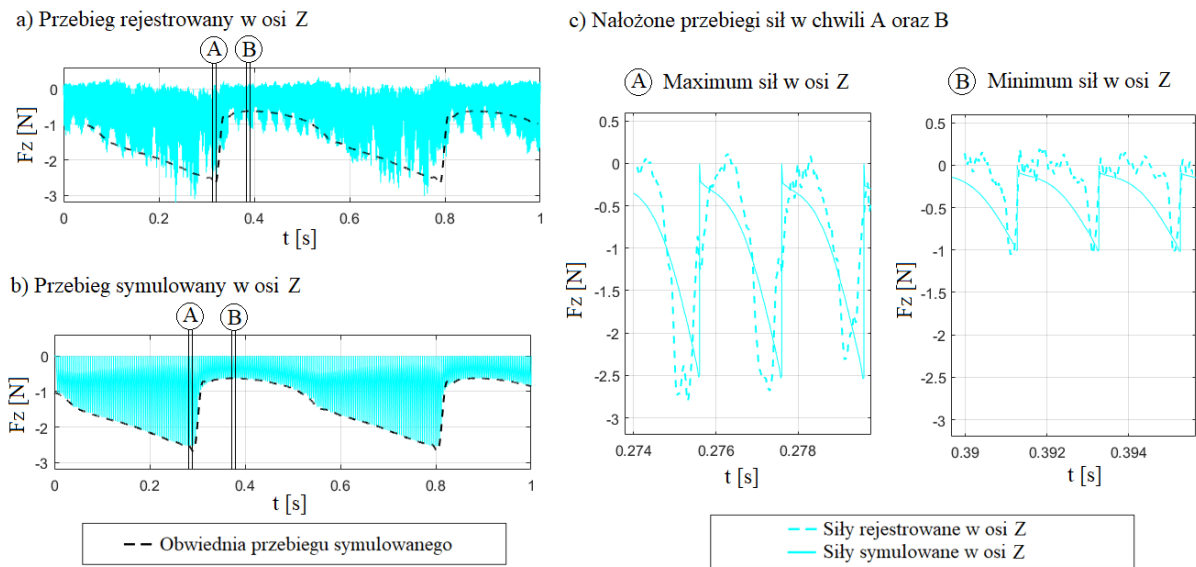
W prezentowanym rozdziale analizy wyników dokonuje się pod kątem dwóch aspektów. Pierwszy aspekt dotyczy analizy obwiedni sygnałów sił rejestrowanych w osiach X, Y, Z (siły rejestrowane w poszczególnych osiach zostały przedstawione odpowiednio na Rys. 6.26, Rys. 6.27, Rys. 6.28). Sygnały symulowane oraz te uzyskane podczas obróbki zostały przedstawione na rysunkach (Rys. 6.26) – (Rys. 6.28) w podpunktach *a* oraz *b*. W celu analizy drugiego aspektu, na przedstawionych przebiegach został oznaczony moment A oraz moment B. Moment A odpowiada wystąpieniu maksymalnych rejestrowanych sił w czasie obróbki, natomiast moment B odpowiada wystąpieniu sił minimalnych. Na Rys. 6.26c, Rys. 6.27c oraz Rys. 6.28c przedstawione zostały nałożone przebiegi symulacyjne oraz eksperymentalne w niewielkim otoczeniu chwili A oraz B.



Rys. 6.26 Analiza sił w osi X (a) przebieg rejestrowany (b) przebieg symulowany (c) nałożone przebiegi w chwili A oraz B



Rys. 6.27 Analiza sił w osi Y (a) przebieg rejestrowany (b) przebieg symulowany (c) nalożone przebiegi w chwili A oraz B



Rys. 6.28 Analiza sił w osi Z (a) przebieg rejestrowany (b) przebieg symulowany (c) nalożone przebiegi w chwili A oraz B

Na podstawie przebiegów pokazanych na rysunkach (Rys. 6.26) – (Rys. 6.28) wyznaczono wskaźniki opisujące zarejestrowane siły. Wyznaczone wskaźniki zostały zebrane w tabeli (Tab. 6.7) oraz tabeli (Tab. 6.8). Do analizy obwiedni (Tab. 6.7) wyznaczono współczynnik korelacji r obwiedni sygnału rejestrowanego oraz symulowanego. Biorąc pod uwagę, że wartości obwiedni górnej oraz dolnej nie zmieniają

znaku, wyznaczono średnią wartość obu obwiedni $\overline{en\bar{v}}$. Wyznaczono również średni błąd kwadratowy przebiegu rms w pełnym zakresie. Następnie wyznaczono średnią wartość współczynnika korelacji \bar{r} oraz błąd średni wyznaczonych wskaźników sił. Nie analizowano obwiedni górnej sił w osi Z, ponieważ wartości rejestrowanych sił nominalnie nie zmieniają znaku.

Tab. 6.7 Zestawienie wskaźników obwiedni rejestrowanych przebiegów w każdej z osi

oś	Obwiednia górna			Obwiednia dolna			Pełny przebieg sił	
	r	$\overline{en\bar{v}}_{sym}$ [N]	$\overline{en\bar{v}}_{exp}$ [N]	r	$\overline{en\bar{v}}_{sym}$ [N]	$\overline{en\bar{v}}_{exp}$ [N]	rms_{sym} [N]	rms_{exp} [N]
X	0.81	1.66	1.54	0.27	-0.26	-0.16	1.05	0.79
Y	0.65	0.41	0.43	0.77	-1.38	-1.40	0.88	0.55
Z	-	-	-	0.82	-1.42	-1.60	0.83	0.72
	\bar{r}	Błąd średni [%]		\bar{r}	Błąd średni [%]		Błąd średni [%]	
	0.73	6.22		0.62	25.06		36.06	

W prezentowanym przypadku siły dominują w osiach w kierunkach X+, Y- oraz Z-. W kierunkach, w których występuje dominacja sił obserwuje się znacznie wyższe wartości współczynników korelacji obwiedni sygnału (średnio współczynnik ten w kierunku dominującym wynosi $\bar{r} = 0.80$). W kierunkach dominujących obserwuje się również bardzo niski błąd średniej wartości obwiedni (6.83%). Wartości wyznaczonych współczynników obwiedni sygnału są znacznie niższe niż w przypadku kierunków, gdzie rejestrowane siły mają niższe wartości. Należy mieć na uwadze, że w rozpatrywanym przypadku maksymalne wartości sił w niedominującym kierunku są rejestrowane w początkowej fazie obrotu, w momencie wchodzenia ostrza w materiał obrabiany. Oznacza to, że siły w kierunku niedominującym są znacznie bardziej obciążoną zjawiskami materiałowymi (przepychanie, nagniatanie itd.), co prowadzi do większych niezgodności.

W celu analizy sił w momencie A (maximum sił) oraz momencie B (minimum sił) wyznaczono zestaw wskaźników (Tab. 6.8). Podczas analizy zdecydowano się na taki dobór wskaźników, aby możliwe było określenie jakości zachowania kształtu przebiegu (korelacja r), jego rozpiętości (rozstęp R) oraz wartości (średnia kwadratowa rms). Wartości te pozwalają na ocenę zasymulowanych przebiegów w każdej z osi.

Tab. 6.8 Zestawienie wskaźników rejestrowanych przebiegów w każdej z osi

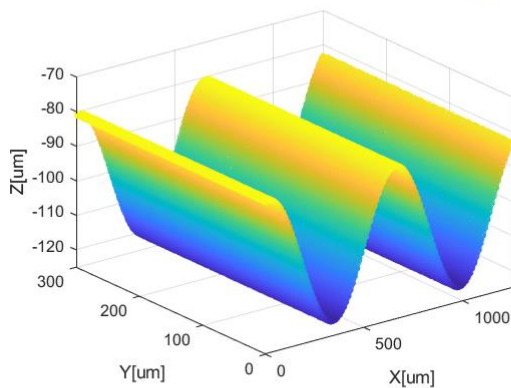
oś	Maximum sił (moment A)					Minimum sił (moment B)				
	r	R_{sym} [N]	R_{exp} [N]	rms_{sym} [N]	rms_{exp} [N]	r	R_{sym} [N]	R_{exp} [N]	rms_{sym} [N]	rms_{exp} [N]
X	0.76	3.88	3.93	2.11	1.67	0.64	0.87	0.77	0.44	0.32
Y	0.87	2.91	3.08	1.25	0.80	0.75	1.06	1.61	0.51	0.41
Z	0.76	2.32	2.92	1.24	1.31	0.74	0.92	1.31	0.49	0.32
	\bar{r}	Błąd średni [%]		Błąd średni [%]		\bar{r}	Błąd średni [%]		Błąd średni [%]	
	0.80	9.11		29.31		0.71	16.98		38.34	

Zauważyć można, że wartość błędu średniego jest znacznie wyższa w momencie B, gdy osiągnane jest minimum sił. Przy niższych wartościach głębokości skrawania większy wpływ na proces mają odkształcenia plastyczne materiału obrabianego. W narzędziu kulowym podczas zmniejszania głębokości w pierwszej kolejności przestają skrawać wyższe partie narzędzia, gdzie grubość warstwy skrawanej jest największa. Stosunkowo niski błąd rozstępu wynika ze sposobu wyznaczania stałych materiałowych, który to jest oparty na wartościach ekstremalnych sił.

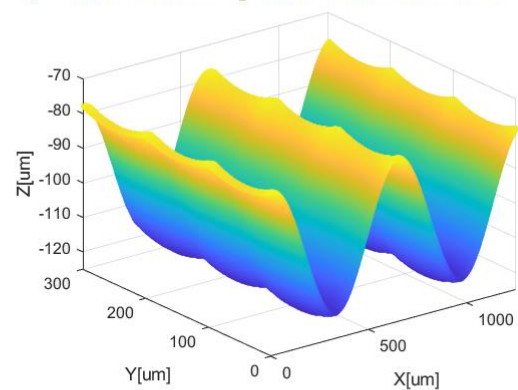
W celu oceny jakości odwzorowania powierzchni sinusoidalnej przeprowadzono analizę porównawczą. Zestawiono ze sobą trzy powierzchnie uzyskane w toku modelowania badania. Pierwsza powierzchnia jest powierzchnią referencyjną. Jest ona wyznaczana w sposób analityczny. Nie nosi ona żadnych cech geometrii ani fizykalności procesu. Równanie opisujące powierzchnię referencyjną $ref_{sin}(x, y)$ zostało przedstawione za pomocą formuły (6.33). Amplituda sinusoidalnej fali referencyjnej została oznaczona jako A_{ref} , natomiast długość fali jako L_{ref} . Druga powierzchnia jest powierzchnią symulacyjną, powstała w wyniku działania opisanego wcześniej modelu. Powierzchnia ta została ukształtowana czysto przez geometrię procesu uwzględniając sztywność narzędzia, czy bicie promieniowe. Trzecia powierzchnia jest powierzchnią rzeczywistą. Geometria trzeciej powierzchni została pozyskana przez skanowanie próbki na interferometrze Mitutoyo Quick Vision. Wszystkie powierzchnie zostały przedstawione na rysunku (Rys. 6.29).

$$ref_{sin}(x, y) = A_{ref} \cdot \sin\left(\frac{1}{L_{ref}} \cdot 360 \cdot x\right) + 0 \cdot y \quad (6.33)$$

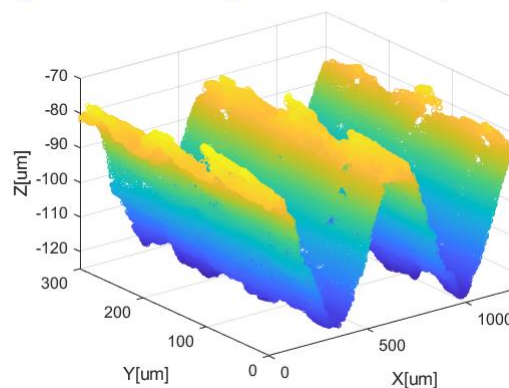
a) Powierzchnia I - powierzchnia referencyjna



b) Powierzchnia II - powierzchnia modelowa



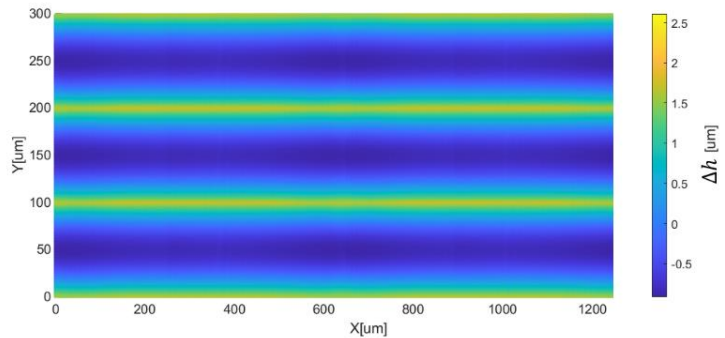
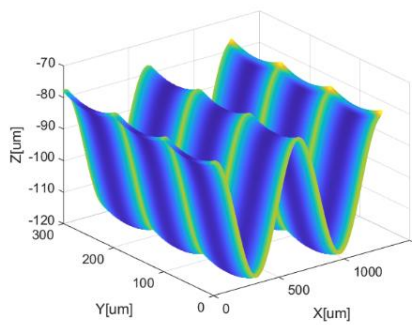
c) Powierzchnia III- powierzchnia rzeczywista



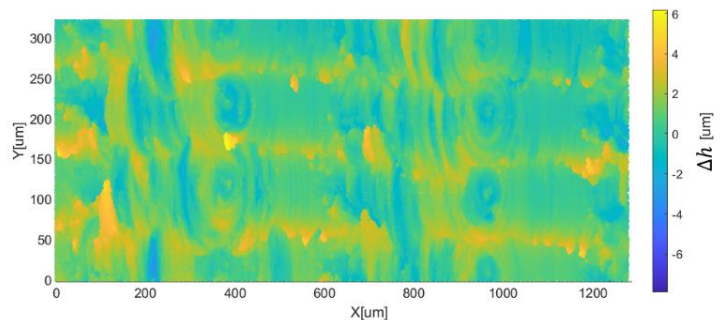
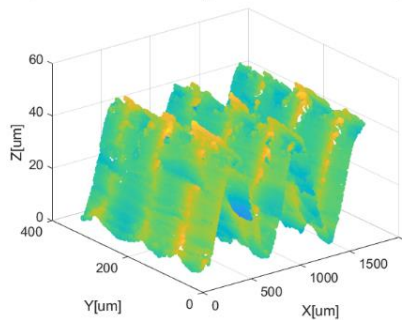
Rys. 6.29 Topografia powierzchni w ocenie działania modelu ze zmienną trajektorią narzędzia
(a) powierzchnia referencyjna (b) powierzchnia modelowa (c) powierzchnia rzeczywista

Pole resztowe wyznacza się porównując powierzchnię referencyjną z rozpatrywaną powierzchnią. Do uzyskanych powierzchni (modelowej oraz rzeczywistej) dopasowuje się powierzchnię referencyjną metodą najmniejszych kwadratów. Następnie dokonuje się interpolacji powierzchni referencyjnej do siatki ocenianej powierzchni. Pola resztkowe wyznacza się poprzez odjęcie wysokości ocenianej powierzchni od wysokości powierzchni referencyjnej w każdym punkcie siatki. Oceny wysokości pól cząstkowych można dokonać w kierunku osi Z (jak w przypadku modelu Z-map), ponieważ obserwuje się stosunkowo niskie maksymalne pochylenie powierzchni (11.1deg). Wyznaczone różnice wysokości Δh w postaci mapy kolorów zostały naniesione na powierzchnię modelową oraz powierzchnię rzeczywistą (Rys. 6.30).

a) Pole resztowe - powierzchnia modelowa

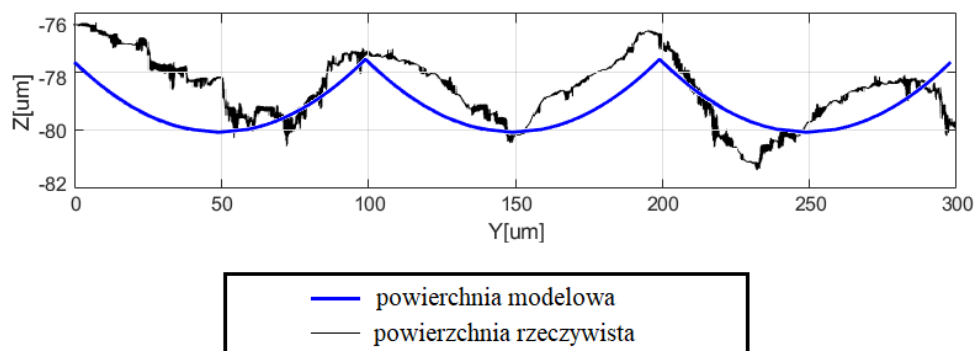


b) Pole resztowe - powierzchnia rzeczywista



Rys. 6.30 Odchyłki od powierzchni referencyjnej a) powierzchni modelowej b) powierzchni rzeczywistej

Wyznaczając odchyłki powierzchni rzeczywistej od powierzchni referencyjnej poza liniami pól resztowych wyraźnie widoczne są bruzdy oraz zadziory. Powstawanie tego typu artefaktów związane jest z geometrią procesu frezowania powierzchni sinusoidalnej. Gdy narzędzie skrawające nie jest pochylone powierzchnię kształtują dolne rejony ostrza. Prędkość skrawania w narzędziu kulowym nie jest stała na całej linii ostrza. Niższe partie ostrza znajdują się bliżej osi narzędzia, przez co prędkość skrawania v_c jest stosunkowo niska. Niskie prędkości skrawania sprzyjają dominacji zjawisk plastycznych. Ponadto grubość warstwy skrawanej podczas obróbki nie jest stała w całym przekroju. W dolnych partiach ostrza grubość warstwy skrawanej jest znacznie mniejsza niż wartość posuwu na ostrze f_z . Z samej geometrii przekroju warstwy skrawanej wynika, iż w części ostrza, które kształtuje powierzchnię, dominować będą zjawiska plastyczne. Pola resztowe zobrazowane zostały za pomocą zestawionych przekrojów poprzecznych obu powierzchni na szczycie fali sinusoidalnej (Rys. 6.31). Wartości odchyłek zebrane zostały w tabeli (Tab. 6.9).



Rys. 6.31 Zestawione przekroje poprzeczne powierzchni modelowej oraz rzeczywistej

Tab. 6.9 Zestawienie odchyłek od powierzchni referencyjnej

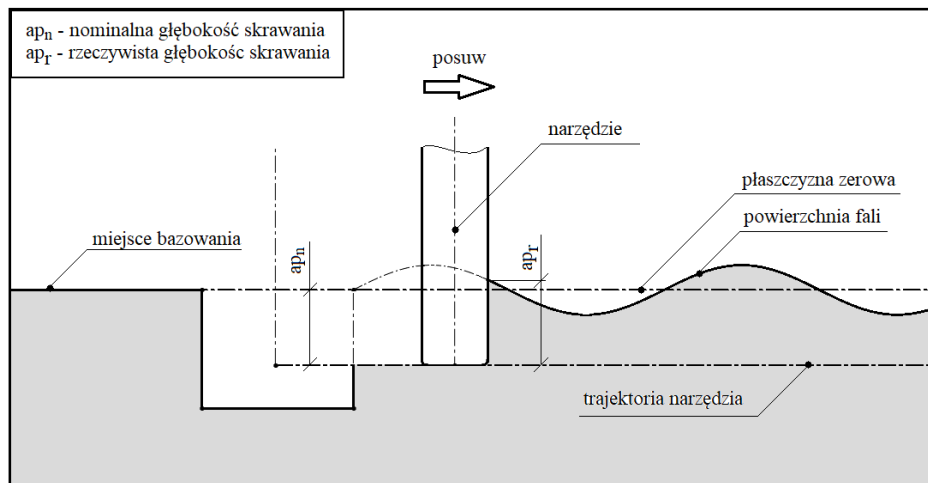
	Odchyłki powierzchni			Odchyłki profilu poprzecznego (szczyt fali)		
	Średnia kwadratowa [um]	Min [um]	Max [um]	Średnia kwadratowa [um]	Min [um]	Max [um]
powierzchnia modelowa	0.75	-0.92	2.61	0.64	-0.07	2.44
powierzchnia rzeczywista	1.59	-5.82	6.14	2.18	-3.41	5.08

Znacząco większa wartość średniej kwadratowej odchyłek powierzchni rzeczywistej świadczy o dużym wpływie zjawisk plastycznych na jakość powierzchni. Pola resztkowe nie mają w tym przypadku decydującego wpływu na strukturę geometryczną powierzchni obrabianej. Wartości maksymalna oraz minimalna odchyłek powierzchni rzeczywistej znacząco przewyższa wartość średnią, co dodatkowo potwierdza duży wpływ zadziorów oraz wypływek na wyznaczoną wartość średniej. Zwiększenie prędkości skrawania oraz grubości warstwy skrawanej przez pochylenie narzędzia polepszyłoby jakość otrzymanej powierzchni. Nie mniej jednak wartości odchyłek są na tyle małe, że wytworzona powierzchnia może być bez przeszkód wykorzystana w dalszych pracach.

6.5. Badanie III – weryfikacja modelu obróbki powierzchni swobodnej oraz weryfikacja modelu w konfiguracji odwrotnej

W badaniu III objęto dwa cele. Pierwszym celem jest weryfikacja modelu mikrofrezowania przygotówki o powierzchni swobodnej. Drugim celem jest rekonstrukcja powierzchni na podstawie rejestrowanych sił. Drugi cel traktowany jest jako walidacja modelu odwrotnego. Mikrofrezowaniu poddaje się przygotówkę o znanej geometrii powierzchni, zatem efekt jej rekonstrukcji może zostać w wiarygodny sposób oceniony. Struktura obrabianej powierzchni odpowiada strukturze typowej dla technologii wytwarzania przyrostowego metodą selektywnego spiekania proszków metalicznych. Opis wytworzenia frezowanej powierzchni zawarty został w rozdziale 6.4.

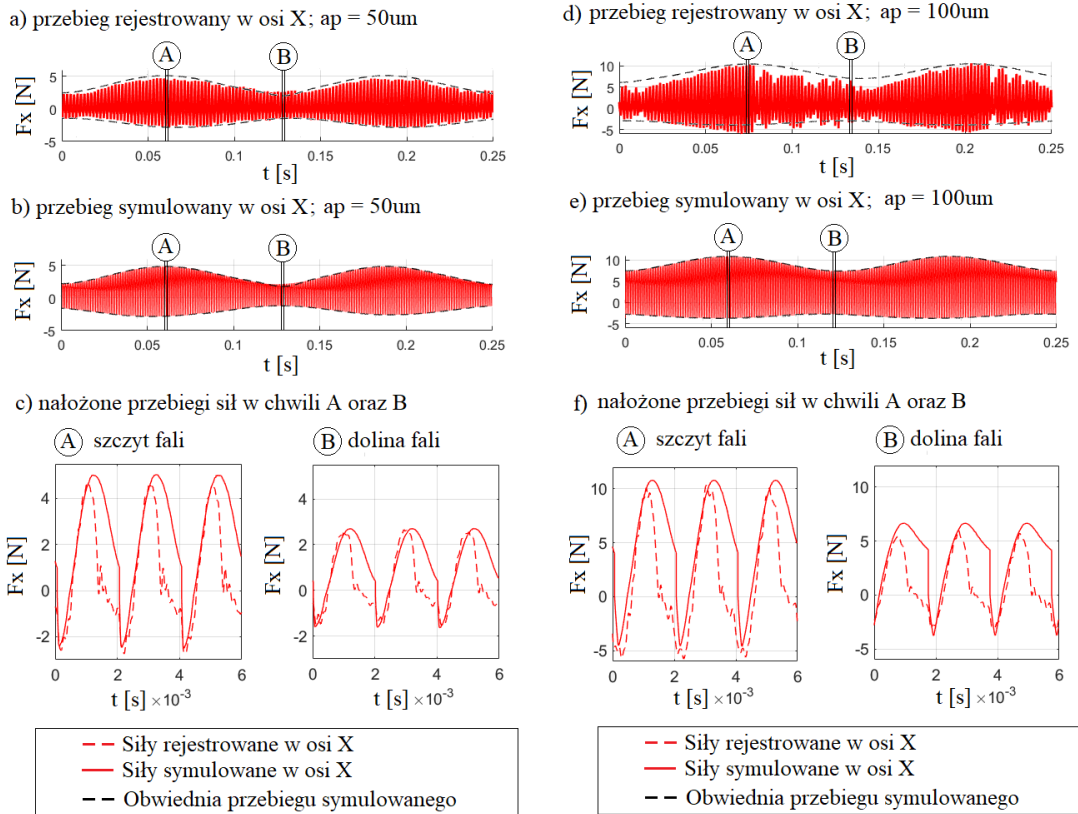
Do obróbki użyto mikrorez walcowo-czołowy Kyocera 2FESM005-010-04 o promieniu $R = 250\mu\text{m}$ i pochyleniu linii ostrza $\lambda = 30^\circ$. Naroże narzędzia nie zostało zaokrąglone, ani sfazowane, dla uproszczenia przyjmuje się $r_\epsilon = 0\mu\text{m}$. dokonano pomiaru zaokrąglenia krawędzi skrawającej $r_n = 1.5\mu\text{m}$. Obróbkę prowadzono z prędkością obrotową wrzeciona $n = 30000\text{ obr}/\text{min}$, co daje wartość prędkości skrawania $vc = 47.1\text{ m}/\text{min}$. Wartość posuwu na ząb ustalono na poziomie $fz = 5\mu\text{m}$, co odpowiada posuwowi liniowemu $ft = 300\text{mm}/\text{min}$. Przez powierzchnię sinusoidalną skrawano dwa rowki z różnymi nominalnymi głębokościami skrawania $ap_1 = 50\mu\text{m}$, $ap_2 = 100\mu\text{m}$. Głębokość skrawania wyznaczona została od wirtualnej płaszczyzny zerowej fali sinusoidalnej. Uzyskanie zadanej głębokości było możliwe dzięki bazowaniu narzędzia na wcześniej przygotowanej płaszczyźnie zerowej. Sposób bazowania na płaszczyźnie zerowej powierzchni sinusoidalnej przedstawiony został na rysunku (Rys. 6.32). Do wyznaczenia stałych materiałowych wykorzystano siły zarejestrowane podczas frezowania trzech rowków z różnymi osiowymi głębokościami skrawania ($ap_{1c} = 60\mu\text{m}$, $ap_{2c} = 80\mu\text{m}$, $ap_{3c} = 100\mu\text{m}$).



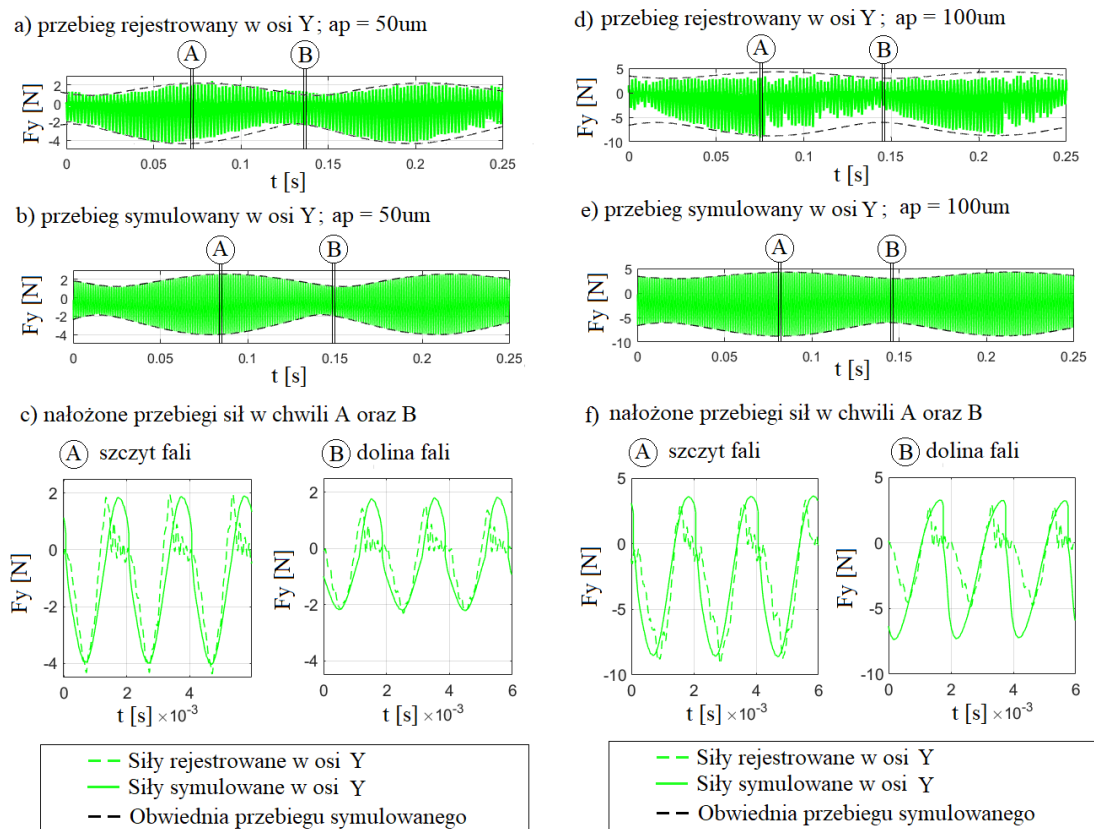
Rys. 6.32 Schemat rowkowania fali sinusoidalnej

6.5.1. Wyniki i dyskusja – model prosty

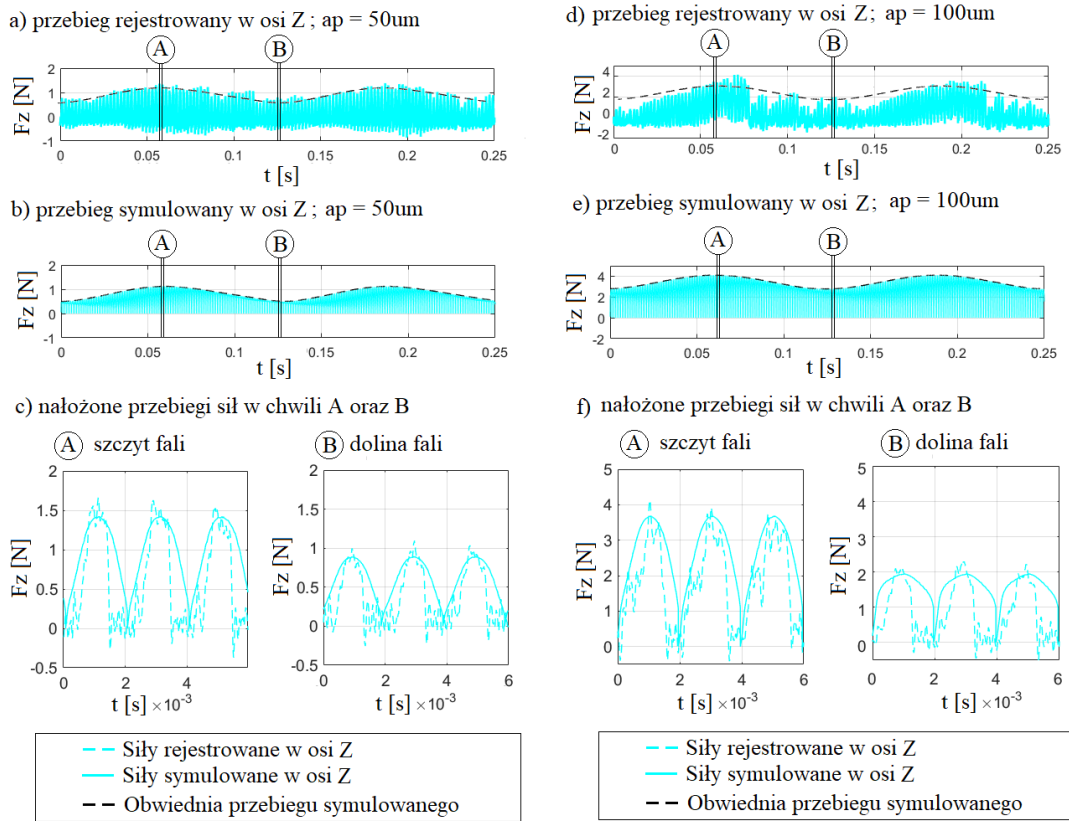
Podobnie jak w poprzednim badaniu, oceny jakości modelu można dokonać na dwa sposoby. Pierwszy sposób obejmuje analizę przebiegu sił w pojedynczym obrocie. Drugi sposób obejmuje analizę obwiedni przebiegu sił w szerszym oknie czasowym. Na rysunkach (Rys. 6.33) – (Rys. 6.35) przedstawione zostały przebiegi sił w osiach X, Y, Z. W podpunktach a), b) oraz d), e) przedstawiono przebiegi rejestrowane oraz symulacyjne dla dwóch różnych wartości głębokości skrawania. Na oba przebiegi, w celu pokazania różnic, nałożono obwiednię przebiegu modelowego. W podpunktach c) oraz f) przedstawiono wycinki przebiegu w momencie skrawania szczytu fali (moment A) oraz doliny fali (moment B). W wycinkach tych zostały nałożone na siebie przebiegi modelowe oraz rzeczywiste.



Rys. 6.33 Analiza przebiegu sił w osi X (a)-(c) $ap = 50\mu\text{m}$ (d)-(f) $ap = 100\mu\text{m}$



Rys. 6.34 Analiza przebiegu sił w osi Y (a)-(c) $ap = 50\mu\text{m}$ (d)-(f) $ap = 100\mu\text{m}$



Rys. 6.35 Analiza przebiegu sił w osi Z (a)-(c) $ap = 50\mu m$ (d)-(f) $ap = 100\mu m$

W tabeli (Tab. 6.10) oraz tabeli (Tab. 6.10) przedstawiono wyznaczone wskaźniki przebiegu sił. W tabeli (Tab. 6.10) zestawiono wskaźniki w momencie skrawania szczytu oraz doliny fali. W tabeli (Tab. 6.10) zestawiono wskaźniki dotyczące obwiedni sygnału siły.

Tab. 6.10 Zestawienie wskaźników rejestrowanych przebiegów w każdej z osi

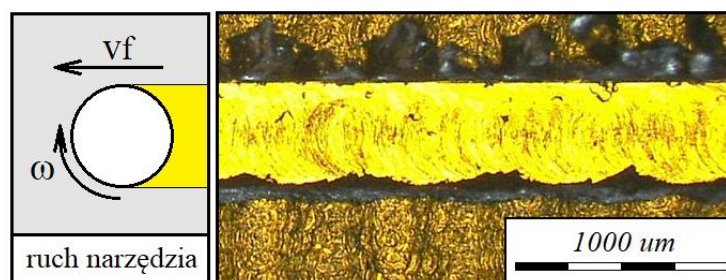
ap [um]	oś	Szczyt fali					Dolina fali				
		r	R_{sym} [N]	R_{exp} [N]	rms_{sym} [N]	rms_{exp} [N]	r	R_{sym} [N]	R_{exp} [N]	rms_{sym} [N]	rms_{exp} [N]
50	X	0.77	7.53	7.44	3.28	2.47	0.74	4.34	4.18	1.94	1.38
	Y	0.83	5.95	6.34	2.25	2.00	0.77	4.04	3.83	1.41	1.12
	Z	0.76	1.42	2.03	1.04	0.67	0.75	0.89	1.35	0.65	0.37
100	X	0.78	15.42	16.11	7.17	5.32	0.68	10.43	9.28	4.72	3.89
	Y	0.83	12.25	12.49	4.99	4.38	0.62	10.65	7.84	4.19	3.27
	Z	0.81	3.69	4.54	2.78	2.13	0.63	1.94	2.83	1.62	0.87
		\bar{r}	Błąd średni [%]		Błąd średni [%]		\bar{r}	Błąd średni [%]		Błąd średni [%]	
50		0.79	12.43		33.51		0.75	14.46		47.38	
100		0.81	8.31		26.40		0.64	26.56		45.23	

Należy pamiętać, iż współczynniki materiałowe wyznaczano na podstawie maksymalnych oraz minimalnych wartości sił rejestrowanych w trzech osiach. Dlatego też wartości rozstępów są odpowiednią miarą do oceny dopasowania przebiegów symulacyjnych. Błąd średni wartości rozstępu R jest tym mniejszy, im wartość siły jest większa. Z jednej strony jest to naturalne ze względu na sposób wyznaczania błędu średniego (dzielnikiem jest wartość siły). Z drugiej strony jednak większe wartości sił rejestrowane są w momencie, gdy głębokość skrawania jest większa, a zatem, gdy udział odkształceń plastycznych się zmniejsza. Wartości błędu średniej kwadratowej siły są stosunkowo wysokie. Wynika to z kolei z bardzo szerokiego zakresu głębokości skrawania dla jakiego zostały wyznaczone stałe materiałowe. Podczas wyznaczania stałych materiałowych dla jednej oczekiwanej wartości nominalnej głębokości skrawania można osiągnąć znacznie mniejsze wartości błędu. Nie mniej jednak ze względu na zmienny charakter powierzchni konieczne jest wyznaczanie stałych materiałowych w tak szerokim zakresie. Ponadto niezgodności te podyktowane dużym udziałem odkształceń plastycznych w procesie. Obserwowanym efektem tej dominacji są wyraźne zadziory na krawędzi materiału, gdzie ostrze kończyło swoją pracę (Rys. 6.36).

Tab. 6.11 Zestawienie wskaźników rejestrowanych obwiedni przebiegów w każdej z osi

ap [μm]	o \acute{s}	Obwiednia górná			Obwiednia dolná			Pełny przebieg sił	
		r	$\bar{en}\bar{v}_{sym}$ [N]	$\bar{en}\bar{v}_{exp}$ [N]	r	$\bar{en}\bar{v}_{sym}$ [N]	$\bar{en}\bar{v}_{exp}$ [N]	rms_{sym} [N]	rms_{exp} [N]
50	X	0.96	3.55	3.54	0.96	-1.91	-2.14	2.51	1.85
	Y	0.91	1.99	1.54	0.92	-3.09	-3.17	1.96	1.54
	Z	0.85	0.94	0.97	-	-	-	0.66	0.49
100	X	0.77	9.16	7.66	0.79	-3.41	-3.69	6.25	3.75
	Y	0.37	3.65	2.79	0.72	-7.60	5.61	4.62	2.93
	Z	0.85	3.46	2.04	-	-	-	2.73	1.20
		\bar{r}	Błąd średni [%]		\bar{r}	Błąd średni [%]		Błąd średni [%]	
50		0.91	10.87		0.94	6.64		32.55	
100		0.66	40.00		0.76	1.14		64.95	

Należy zauważyć, że dopasowanie obwiedni (współczynnik korelacji r) jest znacznie wyższe niż w przypadku oceny przebiegów w pojedynczym obrocie. Po raz kolejny należy zaznaczyć, iż jest to spowodowane doбором danych do wyznaczania współczynników materiałowych. Co więcej, znacznie odstającym jest współczynnik korelacji górnej obwiedni siły w osi Y przy skrawaniu z nominalną głębokością $ap = 100\mu\text{m}$, który znacząco zawyża wartości błędu średniego. Należy jednak mieć na względzie, że siły w kierunku +Y charakteryzują się bardzo małą zmiennością. Każdy czynnik nie związany z geometrią powierzchni obrabianej ma silny wpływ na wartość wspomnianego współczynnika korelacji. Niska wartość korelacji w tym kierunku (oraz zaniżona przez to wartość średnia) nie obniżają jakości prezentowanego modelu. Ponadto zaobserwowano znacznie mniejszy błąd średni obwiedni w porównaniu do błędu średniego całego przebiegu sygnału siły. Jest to skutkiem niedokładności modelu przy dominacji odkształceń plastycznych w początkowej i końcowej fazie pracy ostrza. Niedokładności te nie wpływają na wartości maksymalnych oraz minimalnych sił w osiach.



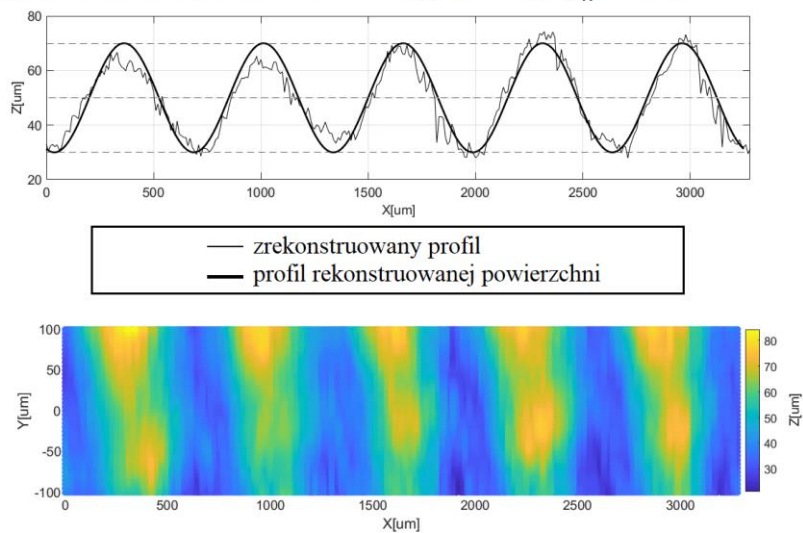
Rys. 6.36 Obserwowane zadziory na krawędzi formowanej w końcowej fazie obrotu ostrza

Pomimo niedokładności modelu w opisie zjawisk związanych z odkształceniami plastycznymi materiału obrabianego podczas procesu mikrofrezowania należy uznać, że model działa prawidłowo. Symulacyjny przebieg sił zarówno w obrębie pojedynczego obrotu, jak i w obrębie całej obróbki jest zgodny przebiegiem rejestrowanym. Zgodność ta zachodzi w szerokim zakresie osiowej głębokości skrawania ($ap_1 = 50\mu\text{m}$, $ap_2 = 100\mu\text{m}$).

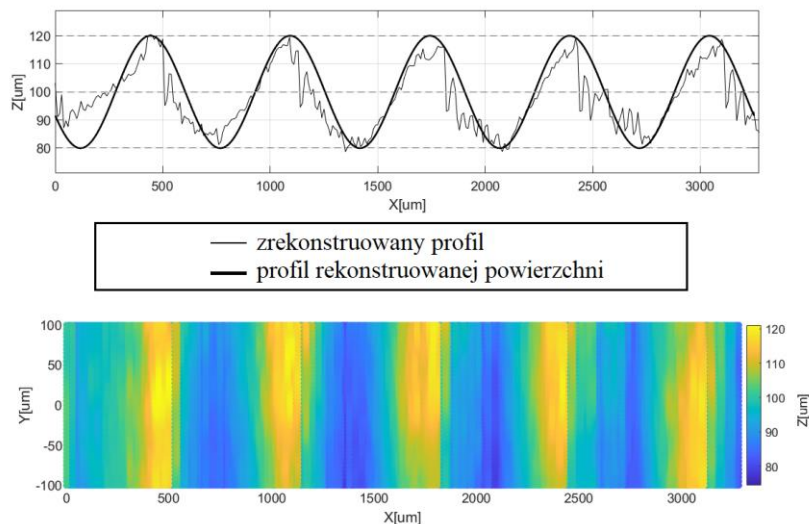
6.5.2. Wnioski i dyskusja – model odwrotny

Mając wyznaczoną funkcję wartości rejestrowanych sił w dziedzinie osiowej głębokości skrawania, a także mając przypisane rejestrowane wartości siły do pozycji narzędzia, można przejść do właściwej rekonstrukcji powierzchni. Powierzchnia, tak jak zostało to już opisane, została odtworzona przez wyznaczenie kolejnych profili, natomiast profile powierzchni obrabianej wyznaczone zostały na podstawie mapy sił. Na rysunku (Rys. 6.37) przedstawiono zrekonstruowane powierzchnie na podstawie sił rejestrowanych przy obróbce z nominalną głębokością $ap = 50\mu m$ oraz $ap = 100\mu m$.

a) powierzchnia oraz profil zrekonstruowanej powierzchni $ap_n = 50\mu m$



b) powierzchnia oraz profil zrekonstruowanej powierzchni $ap_n = 100\mu m$



Rys. 6.37 Zrekonstruowana powierzchnia obrabiana na podstawie przebiegu

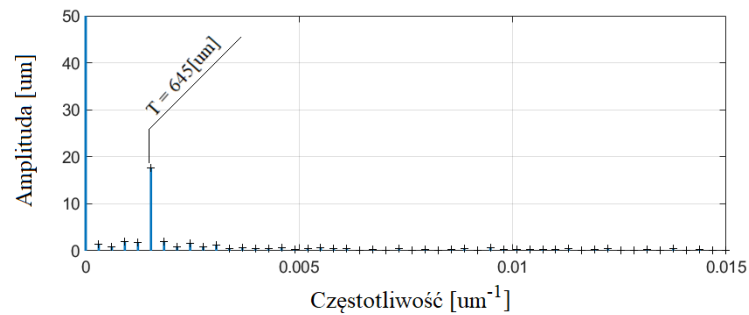
a) $ap = 50\mu m$ b) $ap = 100\mu m$

Odbudowaną geometrię można oceniać na dwa sposoby. Pierwszy sposób odnosi się ściśle do sposobu w jaki powierzchnia została zrekonstruowana. Sposób ten polega na ocenie pojedynczych profili, które wyznaczają powierzchnię. Naturalnym miejscem wyboru profilu do oceny jest profil osiowy. W profilu osiowym w dużym uproszczeniu główna siła skrawania odkładana jest na osi Y, natomiast składowa odporowa na osi X. Drugi sposób polega na ocenie powierzchni jako całości. Należy mieć jednak na względzie, że powierzchnia narażona jest na wystąpienie znacznie większych błędów ze względu na zmienną czułość funkcji mapy sił w kolejnych profilach. Pomimo, że zmiany wrażliwości zostały zminimalizowane przez użycie sił wypadkowych, to nie można całkowicie pominąć wpływu tych zmian na rekonstruowaną powierzchnię.

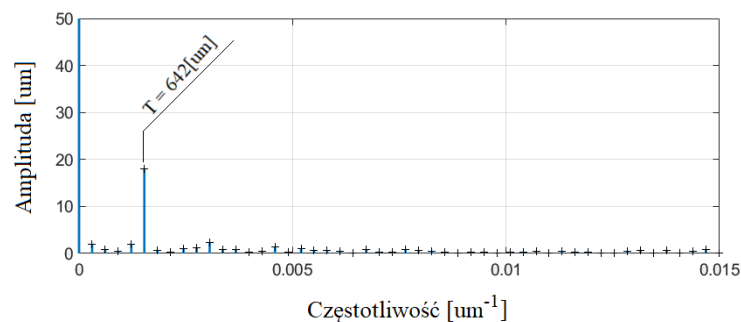
Zrekonstruowane powierzchnie w obu rozpatrywanych przypadkach są spójne, wyraźnie widoczna jest struktura geometryczna obrabianej fali sinusoidalnej. W bardzo dobrym stopniu zostały odtworzone parametry geometryczne wytworzonej fali takie jak okres, amplituda oraz wysokość. Nominalna głębokość skrawania również została zachowana. Powierzchnia zrekonstruowanej fali nie jest jednak gładka, wyraźnie widoczne są nierówności, które nie wynikają ze struktury geometrycznej powierzchni obrabianej jako takiej, a mają raczej związek z dynamiką procesu. Pomimo że zrekonstruowana powierzchnia w sposób zadowalający odwzorowuje powierzchnię obrabianą, to jednak większą spójność parametrów geometrycznych można zaobserwować na przestrzeni pojedynczego profilu (zwłaszcza przy głębokości skrawania $ap_1 = 50\mu m$). Na rysunku (Rys. 6.38) przedstawione zostały wykresy DFT profili osiowych powierzchni, na których wyraźnie widoczne są cechy geometryczne zrekonstruowanych powierzchni.

Powierzchnia zrekonstruowana na podstawie przebiegów sił skrawania z głębokością $ap_2 = 100\mu m$ charakteryzuje się wyraźnie lepszym odwzorowaniem rzeczywistej powierzchni obrabianej niż powierzchnie zrekonstruowana na podstawie przebiegu z $ap_1 = 50\mu m$. Seria odbudowanych przekrojów jest wyraźnie bardziej spójna, odległości między szczytami kolejnych fal w profilu są stałe oraz nie są przesunięte w fazie, natomiast wysokość fali utrzymuje stały poziom, nie tylko w zakresie pojedynczego profilu, ale również na przestrzeni kolejnych profili.

a) DFT profilu osiowego $ap = 50[\mu m]$



b) DFT profilu osiowego $ap = 100[\mu m]$



Rys. 6.38 DFT profilu osiowego dla (a) $ap = 50\mu m$ (b) $ap = 100\mu m$

W celu oceny powierzchni jako całości wyznaczony został średni błąd bezwzględny MAE dany formułą (6.34), gdzie n to liczba punktów tworzących powierzchnię, Z_{io} to wysokość powierzchni obrabianej (rzeczywistej) w punkcie i , natomiast Z_{ir} to wysokość zrekonstruowanej powierzchni w punkcie i . Dodatkowo wyznaczono odchylenie standardowe S_e z wyznaczonych błędów bezwzględnych.

$$MAE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \sqrt{(Z_{io} - Z_{ir})^2} \quad (6.34)$$

Ponadto wyznaczony został współczynnik determinacji R^2 (6.35), gdzie $\overline{Z_r}$ jest to średnia wartość wysokości zrekonstruowanej powierzchni, która powinna być jak najbliższa nominalnej wartości głębokości skrawania.

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (Z_{io} - \overline{Z_r})^2}{\sum_{i=1}^n (Z_{ir} - \overline{Z_r})^2} \quad (6.35)$$

Następnie odpowiadające wskaźniki zostały wyznaczone dla profilu osiowego zrekonstruowanej powierzchni. Wszystkie wyznaczone współczynniki oceny powierzchni oraz profilu zostały zebrane w tabeli (Tab. 6.12).

Tab. 6.12 Wskaźniki zrekonstruowanej powierzchni

ap [μm]	MAE [μm]	S_e [μm]	\bar{Z}_r	R^2
<i>Wskaźniki powierzchni</i>				
50	6.6	5.3	48.2	0.84
100	5.2	4.8	97.0	0.90
<i>Wskaźniki profilu osiowego</i>				
50	5.3	5.2	53.7	0.90
100	3.4	2.5	98.9	0.96

W tabeli (Tab. 6.13) zestawiono wartość maksymalną oraz minimalną obwiedni górnej rejestrowanego sygnału. Wszystkie zestawione wartości sił są siłami wypadkowymi w płaszczyźnie XY. Największa wartość obwiedni sił została wyznaczona w miejscu, gdzie głębokość skrawania była największa (górnka fali), została ona oznaczona jako $F_{env}^{ap_n+A}$. Wartość najmniejsza obwiedni rejestrowanej siły w przebiegu została wyznaczona w miejscu, gdzie głębokość skrawania była najmniejsza (dolina fali), a została ona oznaczona jako $F_{env}^{ap_n-A}$. Ponadto została wyznaczona średnia wartość obwiedni rejestrowanej siły. Wartość średnia oznaczona została jako \bar{F}_{max} . W tabeli obliczone zostały ponadto wartości rozstępu pomiędzy wartościami $F_{env}^{ap_n+A}$ oraz $F_{env}^{ap_n-A}$, a także stosunek wyznaczonego rozstępu do wartości średniej.

Tab. 6.13 Zestawienie wartości obwiedni górnej rejestrowanych sił w płaszczyźnie XY

ap [μm]	$F_{env}^{ap_n-A}$ [N]	$F_{env}^{ap_n+A}$ [N]	$F_{env}^{ap_n+A} - F_{env}^{ap_n-A}$ [N]	\bar{F}_{env} [N]	$\frac{F_{env}^{ap_n+A} - F_{env}^{ap_n-A}}{\bar{F}_{env}}$
50	2.36	4.85	2.49	3.64	0.68
100	4.97	10.29	5.32	7.21	0.74

Analizując wyznaczone wskaźniki, należy dojść do wniosku, że jakość zrekonstruowanych powierzchni wynika z wartości rejestrowanych sił. Różnica $F_{env}^{ap_n+A} - F_{env}^{ap_n-A}$ znacząco się różni w zależności od wartości głębokości skrawania, pomimo iż amplituda obrabianej powierzchni sinusoidalnej pozostaje taka sama. Główną rolę odgrywa w tym przypadku stosunek zmienności rejestrowanych sił do wartości średniej. Niska wartość rejestrowanej siły negatywnie wpływa na czułość modelu.

Rekonstruowana powierzchnia obarczona będzie znacznie większym błędem. Z drugiej strony powierzchnie rekonstruowane z przebiegów o dużej zmienności są znacznie bardziej wiarygodne, ponieważ wykorzystują szersze spektrum funkcji czułości. Przenosząc opisane wnioski na warunki obróbki, o wiele lepiej zostanie odwzorowana powierzchnia, która była obrabiana na dużej osiowej głębokości skrawania. Analogicznie znacznie bardziej wiarygodnie odwzorowana zostanie powierzchnia, której stosunek zmienności do głębokości skrawania będzie jak największy.

6.6. Badanie IV – weryfikacja działania konfiguracji odwrotnej modelu na rzeczywistej powierzchni SLM

Celem badania IV jest rekonstrukcja rzeczywistej powierzchni uzyskanej w procesie SLM na podstawie sił rejestrowanych podczas procesu mikrofrezowania. Doboru parametrów procesu SLM dokonano analizując zestaw 5 próbek. Każda z próbek została wytworzona z innymi parametrami procesu. Następnie dokonano pomiaru powierzchni każdej z próbek. Mając na uwadze wnioski wyciągnięte z badania III wybrano próbkę o wysokiej chropowatości, bez wad materiałowych, z regularną strukturą wyraźnie ukształtowaną przejściami wiązki lasera. Powierzchnie próbki o wysokiej chropowatości potencjalnie może zostać dokładniej zrekonstruowana. Próbkę użytą do badania IV wytworzono metodą SLM z parametrami danymi w tabeli (Tab. 6.14) (Rys. 6.39). Wysokość warstwy $30\mu\text{m}$, wielkość plamki lasera 0.18mm , liczba warstw 30.

Tab. 6.14 Parametry procesu SLM

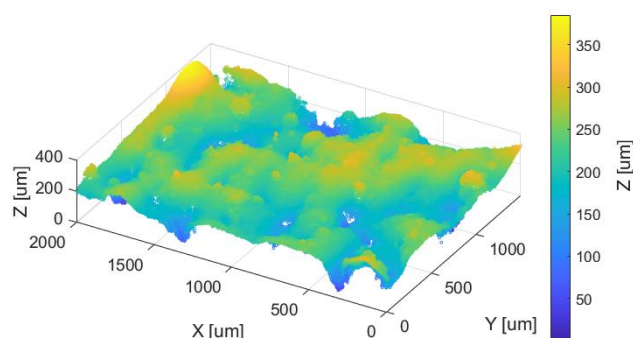
Gęstość energii [J/mm ³]	Moc lasera [W]	Prędkość skanowania [mm/s]	Szerokość ścieżkowania [mm]	Czas ekspozycji [s]
38	370	1300	0.25	0.000038

Obróbkę prowadzono frezem walcowo-czołowym 2FESM005-010-04 o średnicy $D = 500\mu\text{m}$, kątem pochylenia linii ostrza $\lambda = 30^\circ$ oraz promieniem zaokrąglenia krawędzi skrawającej $r_n = 1.5\mu\text{m}$. Promień zaokrąglenia naroża przyjmuje się $r_\varepsilon = 0\mu\text{m}$. Obróbkę prowadzono z posuwem na ząb $f_z = 5\mu\text{m}$ oraz prędkością obrotową wrzeciona $n = 30000 \text{ obr}/\text{min}$. Proces prowadzono analogicznie jak w badaniu III. Skrawano rowki

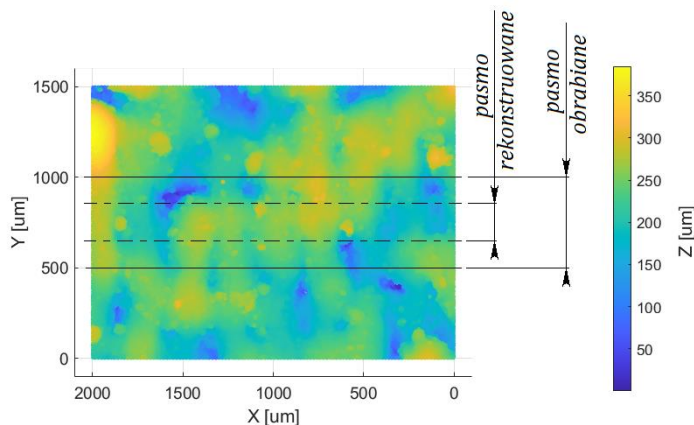
z nominalną osiową głębokością skrawania $ap = 100\mu m$. Głębokość wyznaczano od poziomu płaszczyzny bazowej π . Rowkowano powierzchnię w kierunku poprzecznym do kierunku wierszowania wiązki lasera w ostatniej warstwie.

Wartości stałych materiałowych wyznaczono na podstawie trzech przebiegów sił referencyjnych. Siły referencyjne wyznaczono skrawając przygotówkę referencyjną. Przygotówka referencyjna została wykonana metodą SLM z analogicznymi parametrami, co właściwa przygotówka, a następnie została splanowana. Przez tak przygotowaną przygotówkę wyfrezowano rowek z osiową głębokością skrawania $ap_r = 100\mu m$.

a) topografia obrabianej powierzchni SLM



b) poglądowy obszar rekonstruowanej powierzchni



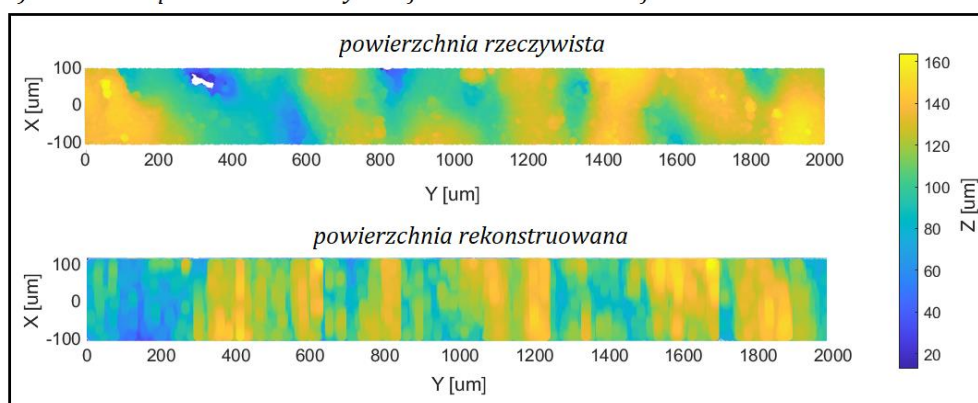
Rys. 6.39 Struktura geometryczna obrabianej powierzchni (a) widok izometryczny
(b) poglądowy obszar rekonstruowanej powierzchni

6.6.1. Wnioski i dyskusja

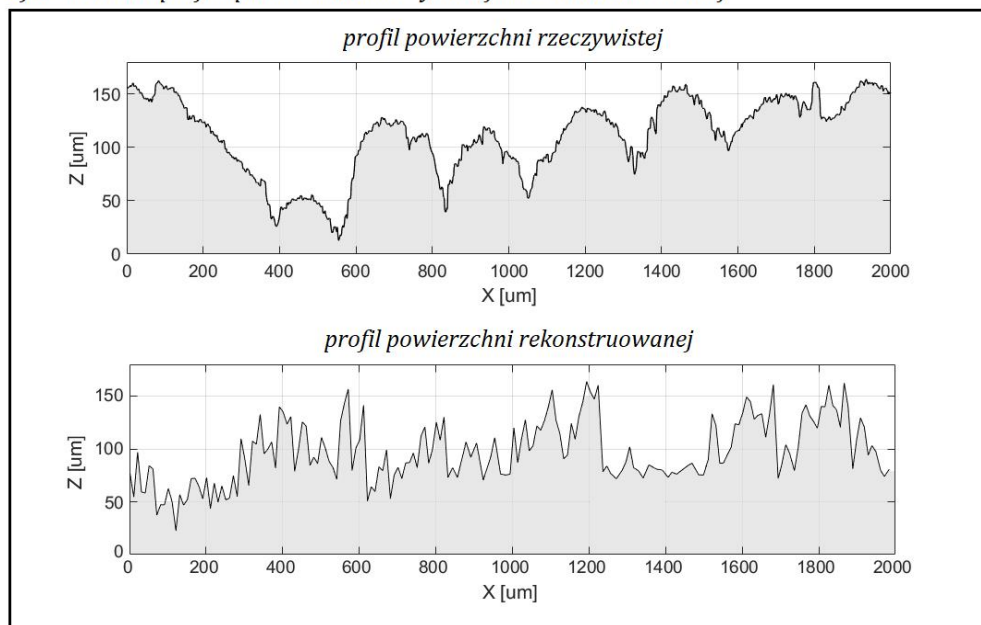
Powierzchnię przygotówki zrekonstruowano w obszarze $200\mu m \times 2000\mu m$ na podstawie sił rejestrowanych w płaszczyźnie XY (Rys. 6.40). Przebieg sił w rekonstruowanym obszarze był ustabilizowany. Powierzchnia materiału obrabianego w

rekonstruowanym obszarze zachowała strukturę typową dla procesu SLM. Z rekonstruowanego obszaru wyznaczono wskaźniki chropowatości, które następnie zestawiono ze wskaźnikami chropowatości rzeczywistej powierzchni. Z rekonstruowanego obszaru wyodrębniono profil osiowy, który również został zestawiony z profilem powierzchni rzeczywistej (Tab. 6.15). W tabeli (Tab. 6.16) zestawiono wartości maksymalne oraz minimalne górnej obwiedni przebiegu sił w osi XY. Maksymalna wartość obwiedni rejestrowanego sygnału została oznaczona jako F_{env}^{max} , natomiast minimalna wartość jako F_{env}^{min} .

a) zestawienie powierzchni rzeczywistej oraz rekonstruowanej



b) zestawienie profilu powierzchni rzeczywistej oraz rekonstruowanej



Rys. 6.40 Zestawienie powierzchni rzeczywistej z powierzchnią rekonstruowaną (a) topografia powierzchni (b) profil powierzchni

Tab. 6.15 Zestawienie wartości chropowatości powierzchni rzeczywistej oraz rekonstruowanej

	Wskaźniki chropowatości powierzchni		Wskaźniki chropowatości profilu osiowego	
	Sz [um]	Sa [um]	Rz [um]	Ra [um]
Powierzchnia rzeczywista	184.1	31.5	149.7	29.2
Powierzchnia rekonstruowana	150.7	22.6	141.3	24.5

Tab. 6.16 Zestawienie wartości obwiedni górnej rejestrowanych sił w płaszczyźnie XY

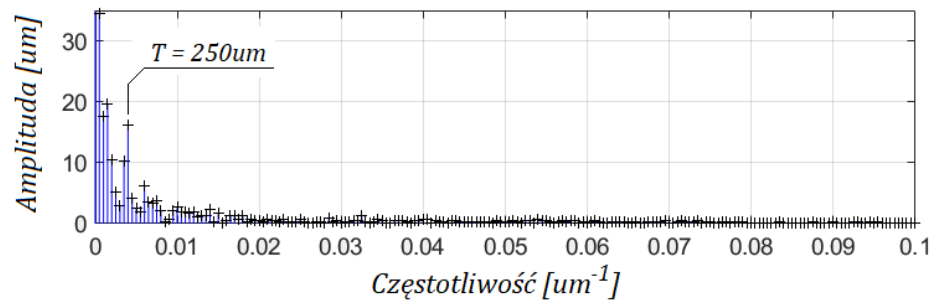
F_{env}^{min} [N]	F_{env}^{max} [N]	$F_{env}^{max} - F_{env}^{min}$ [N]	\bar{F}_{env} [N]	$\frac{F_{env}^{max} - F_{env}^{min}}{\bar{F}_{env}}$
1.06	5.23	4.17	1.80	2.32

Wyznaczone wartości chropowatości powierzchni rzeczywistej oraz rekonstruowanej są ze sobą zbieżne. Największa różnica widoczna jest przy wartościach chropowatości Sz obu powierzchni. Wynika to z tego, że powierzchnia rekonstruowana jest w pewien sposób powierzchnią uśrednioną. Niewidoczne na niej są skrajne, punktowe piki wynikające z np. nieprzetopionych ziaren proszku metalicznego.

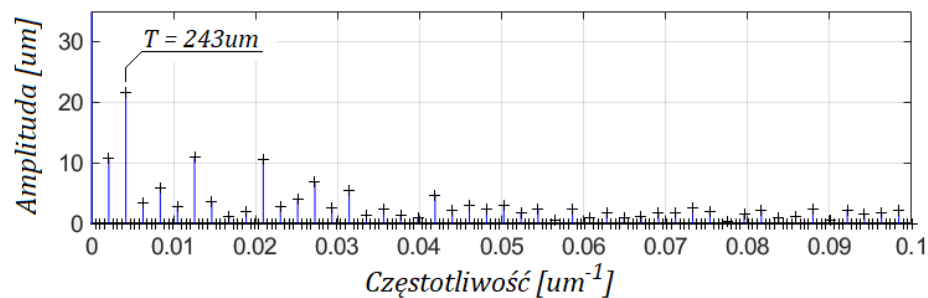
Wysoka wartość stosunku $\frac{F_{env}^{max} - F_{env}^{min}}{\bar{F}_{env}}$ w prezentowanym wypadku wynika z dużej różnicy pomiędzy maksymalną a minimalną wartością obwiedni sił. Tak duża różnica spowodowana jest bardzo wysoką chropowatością obrabianej powierzchni.

Powierzchnia rekonstruowana jest na podstawie rejestrowanych sił, zatem wszystkie szумы odwzorowane są na odbudowanej topografii. O ile wskaźniki chropowatości oparte na rozstępie i wartościach średnich są ze sobą zbieżne, to nie ukazują one odwzorowania struktury powierzchni. W tym celu przeprowadzono analizę DFT profili powierzchni rekonstruowanej oraz rzeczywistej (Rys. 6.41a, Rys. 6.41b). Na rysunku (Rys. 6.41c) przedstawiono również uśredniony profil rekonstruowany. Uśrednienia dokonano stosując filtr Gaussa o szerokości okna $N = 5$ oraz odchyleniu standardowym $\sigma = 2$.

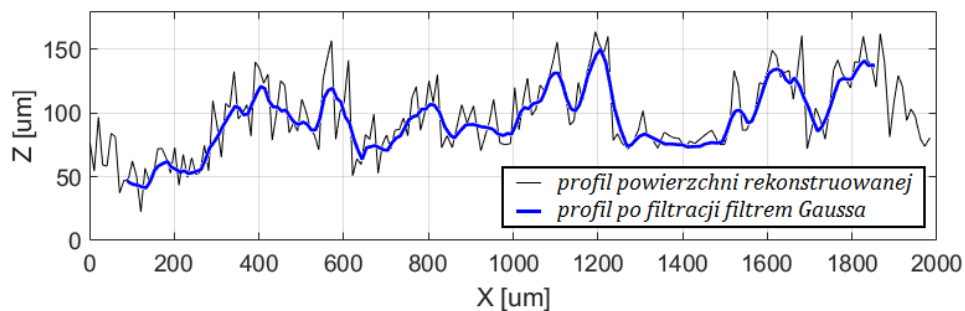
a) DFT profilu powierzchni rzeczywistej (SLM - wierszowanie wiązki lasera - 250um)



b) DFT profilu powierzchni rekonstruowanej



c) profil powierzchni rekonstruowanej



Rys. 6.41 Analiza struktury powierzchni (a) rzeczywistej (b) rekonstruowanej (c) profilu powierzchni rekonstruowanej

Dyskretna transformata Fouriera DFT profili powierzchni rzeczywistej oraz rekonstruowanej wykazały, że wyraźną składową obu profili jest fala o okresie wynikającym z wierszowania plamki lasera spiekającego próbkę SLM (250um). Powierzchnia rekonstruowana jest zaszumiona, co wynika ze sposobu jej tworzenia. Stosując jednak odpowiednio dobrany filtr, zauważyć można wyraźne podobieństwo pomiędzy profilami powierzchni rekonstruowanej (Rys. 6.41c) oraz rzeczywistej (Rys. 6.40b). Tym samym należy uznać, że powierzchnia rekonstruowana posiada cechy topografii powierzchni rzeczywistej.

7. Podsumowanie

W prezentowanej pracy przedstawiono model geometryczny mikrofrezowania narzędziem o dowolnej geometrii z uwzględnieniem trajektorii frezu oraz struktury geometrycznej powierzchni przygotówki. Opisany model zawiera moduły typowe dla metod HMT oraz Z-map. Utworzony model należy rozpatrywać w kontekście technologii wytwarzania hybrydowego addytywno – ubytkowego. Model dedykowany jest do symulacji procesu mikroskrawania elementów wytwarzanych technologiami przyrostowymi. Zaprezentowany model rozpatruje się w konfiguracji prostej oraz odwrotnej. Konfiguracja prosta jest typowa dla modeli obróbkowych, predykcyjnie poddaje się siły procesu oraz strukturę powierzchni obrobionej. Konfiguracja odwrotna charakteryzuje się odwróconym przepływem informacji, pozwala ona na rekonstrukcję struktury geometrycznej obrabianej powierzchni na podstawie rejestrowanych sił.

Zrealizowany został główny cel pracy *„Budowa modelu sił oraz struktury geometrycznej powierzchni obrabianej podczas procesu mikrofrezowania ze szczególnym uwzględnieniem podatności mikronarzędzia oraz topografii powierzchni obrabianej przygotówki wykonanej metodą selektywnego spiekania proszków metalicznych (SLM)”*. Kluczowe aspekty utworzonego modelu zostały potwierdzone badaniami eksperymentalnymi. Kluczowe aspekty to:

1. kierunek działania składowych sił skrawania uzależniony od geometrii ostrza;
2. pole warstwy skrawanej wyznaczone z uwzględnieniem struktury geometrycznej powierzchni przygotówki;
3. geometria prowadzonego procesu uzależniona od trajektorii i orientacji narzędzia;
4. struktura geometryczna powierzchni obrobionej wyznaczana z poszanowaniem podatności układu OUPN;
5. rekonstrukcja powierzchni obrabianej na podstawie rejestrowanych podczas procesu sił.

Udowodniona została główna teza pracy *„Struktura geometryczna powierzchni przygotówki ma istotny wpływ na siły rejestrowane podczas procesu mikrofrezowania części wytworzonych metodą selektywnego spiekania proszków metalicznych”*. Teza ta została potwierdzona podczas badania III oraz IV. Wykazano, że proces jest zależny od

topografii powierzchni obrabianego materiału. Zależność ta jest na tyle głęboka, że na podstawie geometrii przygotówki możliwa jest predykcja sił procesu, a na podstawie sił możliwa jest rekonstrukcja geometrii przygotówki. Tym samym wykazano poprawność tezy pomocniczej *„Na podstawie rejestrowanych sił podczas mikrofrezowania elementów wytworzonych metodą selektywnego spiekania proszków metalicznych można wnioskować na temat struktury geometrycznej powierzchni obrabianej przygotówki”*.

W badaniu I udowodniono drugą tezę pomocniczą: *„Osiowa sztywność układu OUPN ma istotny wpływ na strukturę geometryczną powierzchni obrobionej”*.

W niniejszej pracy zaprezentowano innowacyjne podejście w trzech nurtach. Nurty te są ze sobą powiązane, jednak należy rozdzielić je ze względu na obszar potencjalnych zastosowań. Zaprezentowane w pracy innowacje zostały poniżej wypunktowane.

- Model sił ze zmiennym kierunkiem działania składowych sił skrawania w zależności od geometrii ostrzy. Model ten posłużył do wytłumaczenia zjawiska powstawania anomalii w postaci podniesionych pasm. W momencie pisania pracy jest to jedyne opracowanie podejmujące tą problematykę.
- Model dedykowany jest do technologii hybrydowych. W procesie symulacji procesu uwzględniana jest topografia powierzchni materiału obrabianego. Dzięki zaprezentowanemu rozwiązaniu możliwa jest symulacja procesu mikrofrezowania powierzchni o wysokich chropowatościach.
- Zaprezentowany został sposób rekonstrukcji powierzchni materiału obrabianego na podstawie rejestrowanych podczas obróbki sił. Rozwiązanie to może zostać wykorzystane przy monitoringu procesu skrawania w wytwarzaniu hybrydowym, a także do oceny jakości wytworzonego metodą przyrostową detalu.

Zarysować można obszary przyszłych prac. W pierwszej kolejności należy ustalić granicę dla której konieczne jest uwzględnianie struktury geometrycznej powierzchni obrabianej. Granica ta powinna zostać wyznaczona w funkcji geometrii narzędzia. Ponadto przedstawione metody mogą zostać zaadaptowane do innych technik przyrostowych np. technologii WAAM. Warto również podjąć badania nad obróbką innych, bardziej wymagających materiałów konstrukcyjnych (stopy niklu, stopy tytanu, stopy stali).

Bibliografia

1. Bogue R (2007) MEMS sensors: past, present and future. *Sensor Review* 27:7–13
2. Ho C-M, Tai Y-C (1998) Micro-Electro-Mechanical-Systems (mems) and Fluid Flows. *Annual Review of Fluid Mechanics* 30:579–612
3. Judy JW (2001) Microelectromechanical systems (MEMS): fabrication, design and applications. *Smart Mater Struct* 10:1115
4. Isaev A, Khamzin R, Minin I, Pivkin P, Leonesio M (2020) Geometrical features of micro milling cutters for machining of medical components made of titanium alloys. *MATEC Web Conf* 329:03073
5. Kuram E, Ozcelik B (2014) Micro Milling. In: Davim JP (ed) *Modern Mechanical Engineering: Research, Development and Education*. Springer, Berlin, Heidelberg, pp 325–365
6. Kim JH, Chang SS, Lim G (2014) Development of a Novel Fabrication Process for Multi-layered Microstructures using a Micro Milling and Deep X-ray Lithography. *Journal of the Korean Society for Precision Engineering* 31:269–275
7. Tseng AA (2004) Recent developments in micromilling using focused ion beam technology. *J Micromech Microeng* 14:R15
8. Qin Y (2010) *Micromanufacturing Engineering and Technology*. William Andrew
9. Materials | Free Full-Text | Design Rules for Hybrid Additive Manufacturing Combining Selective Laser Melting and Micromilling. <https://www.mdpi.com/1996-1944/14/19/5753>. Accessed 10 Feb 2024
10. Krimpenis AA, Noeas GD (2022) Application of Hybrid Manufacturing processes in microfabrication. *Journal of Manufacturing Processes* 80:328–346
11. Terelak-Tymczyna A (2023) Wymagania normatywne w zakresie cyfrowych bliźniaków w kontekście Przemysłu 4.0. *Stal, Metale & Nowe Technologie* nr 3-4:
12. Câmara MA, Rubio JCC, Abrão AM, Davim JP (2012) State of the Art on Micromilling of Materials, a Review. *Journal of Materials Science & Technology* 28:673–685
13. de Oliveira FB, Rodrigues AR, Coelho RT, de Souza AF (2015) Size effect and minimum chip thickness in micromilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 89:39–54
14. Micro Machining Solid Carbide End Mills | Seco Tools. <https://www.secotools.com/article/67303?language=en>. Accessed 14 Feb 2024
15. Serje D, Pacheco J, Diez E (2020) Micromilling research: current trends and future prospects. *Int J Adv Manuf Technol* 111:1889–1916
16. Chae J, Park SS, Freiheit T (2006) Investigation of micro-cutting operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46:313–332
17. Uhlmann E, Oberschmidt D, Löwenstein A, Kuche Y (2016) Influence of Cutting Edge Preparation on the Performance of Micro Milling Tools. *Procedia CIRP* 46:214–217
18. Byrne G, Dornfeld D, Denkena B (2003) Advancing Cutting Technology. *CIRP Annals* 52:483–507

19. Tie G, Dai Y, Guan C, Zhu D, Song B (2013) Research on full-aperture ductile cutting of KDP crystals using spiral turning technique. *Journal of Materials Processing Technology* 213:2137–2144
20. Masuzawa T (2000) State of the Art of Micromachining. *CIRP Annals* 49:473–488
21. Jain V, Sidpara A, Balasubramaniam R, Lodha G, Dhamgaye V, Shukla R (2014) Micromanufacturing: A review—Part I. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 228:973–994
22. Bissacco G, Hansen HN, De Chiffre L (2005) Micromilling of hardened tool steel for mould making applications. *Journal of Materials Processing Technology* 167:201–207
23. Bissacco G, Hansen HN, De Chiffre L (2006) Size Effects on Surface Generation in Micro Milling of Hardened Tool Steel. *CIRP Annals* 55:593–596
24. Kiswanto G, Zariatin DL, Ko TJ (2014) The effect of spindle speed, feed-rate and machining time to the surface roughness and burr formation of Aluminum Alloy 1100 in micro-milling operation. *Journal of Manufacturing Processes* 16:435–450
25. Kumar P, Bajpai V, Singh R (2017) Burr height prediction of Ti6Al4V in high speed micro-milling by mathematical modeling. *Manufacturing Letters* 11:12–16
26. Kumar P, Kumar M, Bajpai V, Singh NK (2017) Recent advances in characterization, modeling and control of burr formation in micro-milling. *Manufacturing Letters* 13:1–5
27. Chen N, Chen M, Wu C, Pei X (2017) Cutting surface quality analysis in micro ball end-milling of KDP crystal considering size effect and minimum undeformed chip thickness. *Precision Engineering* 50:410–420
28. M. Afazov S, M. Ratchev S, Segal J (2011) Determination of Cutting Forces and Process Stability in Micro-Milling of Ti6Al4V Alloy by Considering the Size-Effect Phenomenon. *Micro and Nanosystems* 3:199–209
29. Liu X, DeVor R, Kapoor S (2006) An Analytical Model for the Prediction of Minimum Chip Thickness in Micromachining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering-transactions of The Asme - J MANUF SCI ENG*. <https://doi.org/10.1115/1.2162905>
30. Lu X, Hu X, Jia Z, Liu M, Gao S, Qu C, Liang SY (2018) Model for the prediction of 3D surface topography and surface roughness in micro-milling Inconel 718. *Int J Adv Manuf Technol* 94:2043–2056
31. Wojciechowski S, Matuszak M, Powalka B, Madajewski M, Maruda RW, Królczyk GM (2019) Prediction of cutting forces during micro end milling considering chip thickness accumulation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 147:103466
32. Cardoso P, Davim JP (2010) Optimization of Surface Roughness in Micromilling. *Materials and Manufacturing Processes* 25:1115–1119
33. Yuan Y, Jing X, Ehmann KF, Zhang D (2018) Surface roughness modeling in micro end-milling. *Int J Adv Manuf Technol* 95:1655–1664
34. Aurich JC, Reichenbach IG, Schüler GM (2012) Manufacture and application of ultra-small micro end mills. *CIRP Annals* 61:83–86
35. Vasile MJ, Friedrich CR, Kikkeri B, McElhannon R (1996) Micrometer-scale machining: tool fabrication and initial results. *Precision Engineering* 19:180–186

36. Fleischer J, Deuchert M, Ruhs C, Kühlewein C, Halvadjiysky G, Schmidt C (2008) Design and manufacturing of micro milling tools. *Microsyst Technol* 14:1771–1775
37. Chen N, LI HN, Wu J, Li Z, Li L, Gongyu L, He N (2021) Advances in micro milling: From tool fabrication to process outcomes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 160:103670
38. Qin Y, Brockett A, Ma Y, Razali A, Zhao J, Harrison C, Pan W, Dai X, Loziak D (2010) Micro-manufacturing: research, technology outcomes and development issues. *Int J Adv Manuf Technol* 47:821–837
39. O'Toole L, Kang C-W, Fang F-Z (2021) Precision micro-milling process: state of the art. *Adv Manuf* 9:173–205
40. Balázs BZ, Geier N, Takács M, Davim JP (2021) A review on micro-milling: recent advances and future trends. *Int J Adv Manuf Technol* 112:655–684
41. Srinivas MS, Sangeeth P, Venkaiah N, Sankar MR (2023) State of the art on tool wear characterization in micro-milling. *Materials Today: Proceedings*. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.07.019>
42. Jin X, Altintas Y (2012) Prediction of micro-milling forces with finite element method. *Journal of Materials Processing Technology* 212:542–552
43. Baburaj M, Ghosh A, Shunmugam MS (2017) Study of micro ball end mill geometry and measurement of cutting edge radius. *Precision Engineering* 48:9–17
44. Zhao T, Zhou JM, Bushlya V, Ståhl JE (2017) Effect of cutting edge radius on surface roughness and tool wear in hard turning of AISI 52100 steel. *Int J Adv Manuf Technol* 91:3611–3618
45. Biermann D, Baschin A (2009) Influence of cutting edge geometry and cutting edge radius on the stability of micromilling processes. *Prod Eng Res Devel* 3:375
46. Lai X, Li H, Li C, Lin Z, Ni J (2008) Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48:1–14
47. Kim C-J, Mayor JR, Ni J (2005) A Static Model of Chip Formation in Microscale Milling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 126:710–718
48. Darafon A, Warkentin A, Bauer R (2013) 3D metal removal simulation to determine uncut chip thickness, contact length, and surface finish in grinding. *Int J Adv Manuf Technol* 66:1715–1724
49. Huang T, Zhang X, Ding H (2013) Decoupled chip thickness calculation model for cutting force prediction in five-axis ball-end milling. *Int J Adv Manuf Technol* 69:1203–1217
50. Han Z, Zhang X, Sun Y, Fu H, Liang Y (2011) Single Edge Cutting Phenomenon and Instantaneous Uncut Chip Thickness Model of Micro-Ball-End Milling. *Advanced Science Letters* 4:1387–1393
51. Liang X-G, Yao Z-Q (2011) An accuracy algorithm for chip thickness modeling in 5-axis ball-end finish milling. *Computer-Aided Design* 43:971–978
52. Sai L, Belguith R, Baili M, Dessein G, Bouzid W (2018) An approach to modeling the chip thickness and cutter workpiece engagement region in 3 and 5 axis ball end milling. *Journal of Manufacturing Processes* 34:7–17

53. Wojciechowski S (2022) Estimation of Minimum Uncut Chip Thickness during Precision and Micro-Machining Processes of Various Materials—A Critical Review. *Materials* 15:59
54. Zhanqiang L, Zhenyu S, Yi W (2013) Definition and determination of the minimum uncut chip thickness of microcutting. *Int J Adv Manuf Technol* 69:1219–1232
55. Dib MHM, Duduch JG, Jasinevicius RG (2018) Minimum chip thickness determination by means of cutting force signal in micro endmilling. *Precision Engineering* 51:244–262
56. Mamedov A (2021) Micro milling process modeling: a review. *Manufacturing Rev* 8:3
57. Sun Q, Cheng X, Liu Y, Yang X, Li Y (2017) Modeling and Simulation for Micromilling Mechanisms. *Procedia Engineering* 174:760–766
58. Deng B, Zhou L, Peng F, Yan R, Yang M, Liu M (2018) Analytical Model of Cutting Force in Micromilling of Particle-Reinforced Metal Matrix Composites Considering Interface Failure. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. <https://doi.org/10.1115/1.4040263>
59. Meijer A, Bergmann JA, Krebs E, Biermann D, Wiederkehr P (2019) Analytical and Simulation-Based Prediction of Surface Roughness for Micromilling Hardened HSS. *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 3:70
60. Sun Z, To S, Zhang S, Zhang G (2018) Theoretical and experimental investigation into non-uniformity of surface generation in micro-milling. *International Journal of Mechanical Sciences* 140:313–324
61. Roth D, Ismail F, Bedi S (2005) Mechanistic modelling of the milling process using complex tool geometry. *AMT* 25:140–144
62. Muñoz-Escalona P, Maropoulos PG (2015) A geometrical model for surface roughness prediction when face milling Al 7075-T7351 with square insert tools. *Journal of Manufacturing Systems* 36:216–223
63. Rodríguez P, Labarga JE (2015) Tool deflection model for micromilling processes. *Int J Adv Manuf Technol* 76:199–207
64. Malekian M, Park SS, Jun MBG (2009) Modeling of dynamic micro-milling cutting forces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49:586–598
65. Li G, Li S, Zhu K (2020) Micro-milling force modeling with tool wear and runout effect by spatial analytic geometry. *Int J Adv Manuf Technol* 107:631–643
66. Feng H-Y, Menq C-H (1994) The prediction of cutting forces in the ball-end milling process—I. Model formulation and model building procedure. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 34:697–710
67. Chen W, Xie W, Huo D, Yang K (2018) A novel 3D surface generation model for micro milling based on homogeneous matrix transformation and dynamic regenerative effect. *International Journal of Mechanical Sciences* 144:146–157
68. Leroch S, Eder SJ, Ganzenmüller G, Murillo LJS, Rodríguez Ripoll M (2018) Development and validation of a meshless 3D material point method for simulating the micro-milling process. *Journal of Materials Processing Technology* 262:449–458
69. Wang J, Gong Y, Abba G, Antoine JF, Shi J (2009) Chip formation analysis in micromilling operation. *Int J Adv Manuf Technol* 45:430–447

70. Sahoo P, Pratap T, Patra K (2019) A hybrid modelling approach towards prediction of cutting forces in micro end milling of Ti-6Al-4V titanium alloy. *International Journal of Mechanical Sciences* 150:495–509
71. Demiral M, Mamedov A (2022) 3D SPH-FEM MODELLING OF MICRO MILLING OF Ti-6Al-4V. *J Adv Manuf Eng* 3:21–25
72. Gygax PE (1980) Cutting dynamics and process-structure interactions applied to milling. *Wear* 62:161–184
73. Lee P, Altıntaş Y (1996) Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 36:1059–1072
74. Junz Wang J-J, Zheng CM (2002) An analytical force model with shearing and ploughing mechanisms for end milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42:761–771
75. Rubeo MA, Schmitz TL (2016) Milling Force Modeling: A Comparison of Two Approaches. *Procedia Manufacturing* 5:90–105
76. Budak E, Altintas, Y, Armarego EJA (1996) Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 118:216–224
77. Pérez H, Vizán A, Hernandez JC, Guzmán M (2007) Estimation of cutting forces in micromilling through the determination of specific cutting pressures. *Journal of Materials Processing Technology* 190:18–22
78. Afazov SM, Ratchev SM, Segal J (2010) Modelling and simulation of micro-milling cutting forces. *Journal of Materials Processing Technology* 210:2154–2162
79. Lee KY, Kang MC, Jeong YH, Lee DW, Kim JS (2001) Simulation of surface roughness and profile in high-speed end milling. *Journal of Materials Processing Technology* 113:410–415
80. Luo X, Cheng K, Ward R (2005) The effects of machining process variables and tooling characterisation on the surface generation. *Int J Adv Manuf Technol* 25:1089–1097
81. Lee WB, Cheung CF, Li JG (2000) Prediction of 3-d surface topography in ultra-precision machining. *中国机械工程* (China mechanical engineering) 11:845–848, with 1 unnumbered page
82. Arizmendi M, Campa FJ, Fernández J, López de Lacalle LN, Gil A, Bilbao E, Veiga F, Lamikiz A (2009) Model for surface topography prediction in peripheral milling considering tool vibration. *CIRP Annals* 58:93–96
83. Omar OEEK, El-Wardany T, Ng E, Elbestawi MA (2007) An improved cutting force and surface topography prediction model in end milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47:1263–1275
84. Zhang X, Yu T, Zhao J (2020) Surface generation modeling of micro milling process with stochastic tool wear. *Precision Engineering* 61:170–181
85. Huo D, Chen W, Teng X, Lin C, Yang K (2017) Modeling the Influence of Tool Deflection on Cutting Force and Surface Generation in Micro-Milling. *Micromachines* 8:188
86. Chen W, Sun Y, Huo D, Teng X (2019) Modelling of the Influence of Tool Runout on Surface Generation in Micro Milling. *Chinese Journal of Mechanical Engineering* 32:2
87. Chen JC, Savage M (2001) A Fuzzy-Net-Based Multilevel In-Process Surface Roughness Recognition System in Milling Operations. *Int J Adv Manuf Technol* 17:670–676

88. Weule H, Hüntrup V, Tritschler H (2001) Micro-Cutting of Steel to Meet New Requirements in Miniaturization. *CIRP Annals* 50:61–64
89. Vogler MP, DeVor RE, Kapoor SG (2005) On the Modeling and Analysis of Machining Performance in Micro-Endmilling, Part I: Surface Generation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 126:685–694
90. Liu X, DeVor RE, Kapoor SG (2006) Model-Based Analysis of the Surface Generation in Microendmilling—Part I: Model Development. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 129:453–460
91. Liu X, Jun MBG, DeVor RE, Kapoor SG (2008) Cutting Mechanisms and Their Influence on Dynamic Forces, Vibrations and Stability in Micro-Endmilling. *American Society of Mechanical Engineers Digital Collection*, pp 583–592
92. Li H, Lai X, Li C, Feng J, Ni J (2007) Modelling and experimental analysis of the effects of tool wear, minimum chip thickness and micro tool geometry on the surface roughness in micro-end-milling. *J Micromech Microeng* 18:025006
93. Chen W, Huo D, Teng X, Sun Y (2017) Surface Generation Modelling for Micro end Milling Considering the Minimum Chip Thickness and Tool Runout. *Procedia CIRP* 58:364–369
94. Wang D, Penter L, Hänel A, Yang Y, Ihlenfeldt S (2022) Investigation on dynamic tool deflection and runout-dependent analysis of the micro-milling process. *Mechanical Systems and Signal Processing* 178:109282
95. Kouravand S, Imani BM (2014) Developing A Surface Roughness Model for End-Milling of Micro-Channel. *Machining Science and Technology* 18:299–321
96. Biermann D, Krebs E, Sacharow A, Kersting P (2012) Using NC-path Deformation for Compensating Tool Deflections in Micromilling of Hardened Steel. *Procedia CIRP* 1:132–137
97. Habibi M, Arezoo B, Vahebi Nojehdeh M (2011) Tool deflection and geometrical error compensation by tool path modification. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51:439–449
98. Soori M, Arezoo B, Habibi M (2016) Tool Deflection Error of Three-Axis Computer Numerical Control Milling Machines, Monitoring and Minimizing by a Virtual Machining System. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. <https://doi.org/10.1115/1.4032393>
99. Uriarte L, Herrero A, Zatarain M, Santiso G, Lopéz de Lacalle LN, Lamikiz A, Albizuri J (2007) Error budget and stiffness chain assessment in a micromilling machine equipped with tools less than 0.3 mm in diameter. *Precision Engineering* 31:1–12
100. Dow TA, Miller EL, Garrard K (2004) Tool force and deflection compensation for small milling tools. *Precision Engineering* 28:31–45
101. Li P, Oosterling JAJ, Hoogstrate AM, Langen HH, Munnig Schmidt RH (2011) Design of micro square endmills for hard milling applications. *Int J Adv Manuf Technol* 57:859–870
102. Mijušković G, Krajnik P, Kopač J (2015) Analysis of tool deflection in micro milling of graphite electrodes. *Int J Adv Manuf Technol* 76:209–217
103. Gye H-R, Song B-U, Lim Y-S, Shin Y-W, Jang S-H, Seo T-I (2013) Prediction of Cutting Force and Tool Deflection in Micro Flat End Milling. *IJMMM* 13–16
104. Mamedov A, Layegh K. SE, Lazoglu I (2013) Machining Forces and Tool Deflections in Micro Milling. *Procedia CIRP* 8:147–151

105. Zhang X, Yu T, Wang W (2018) Prediction of cutting forces and instantaneous tool deflection in micro end milling by considering tool run-out. *International Journal of Mechanical Sciences* 136:124–133
106. Jia Z, Lu X, Gu H, Ruan F, Liang SY (2021) Deflection prediction of micro-milling Inconel 718 thin-walled parts. *Journal of Materials Processing Technology* 291:117003
107. Bambach M, Sizova I, Sydow B, Hemes S, Meiners F (2020) Hybrid manufacturing of components from Ti-6Al-4V by metal forming and wire-arc additive manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology* 282:116689
108. Greco S, Schmidt M, Klauer K, Kirsch B, Aurich JC (2022) Hybrid manufacturing: influence of material properties during micro milling of different additively manufactured AISI 316L. *Prod Eng Res Devel* 16:797–809
109. Gao B, Zhao H, Peng L, Sun Z (2023) A Review of Research Progress in Selective Laser Melting (SLM). *Micromachines* 14:57
110. Olakanmi EO, Cochrane RF, Dalgarno KW (2015) A review on selective laser sintering/melting (SLS/SLM) of aluminium alloy powders: Processing, microstructure, and properties. *Progress in Materials Science* 74:401–477
111. Talib Mohammed M (2018) Mechanical Properties of SLM-Titanium Materials for Biomedical Applications: A Review. *Materials Today: Proceedings* 5:17906–17913
112. Yap CY, Chua CK, Dong ZL, Liu ZH, Zhang DQ, Loh LE, Sing SL (2015) Review of selective laser melting: Materials and applications. *Applied Physics Reviews* 2:041101
113. Thomas M, Lambert O, Davoine C, Popoff F, Dupuy C, Peyre P, Dendievel R (2017) Characterization of Multiperforated Plates Manufactured by SLM and EBM for Aeroengine Applications. In: TMS TM Metals & Materials Society (ed) TMS 2017 146th Annual Meeting & Exhibition Supplemental Proceedings. Springer International Publishing, Cham, pp 61–70
114. Arjunan A, Baroutaji A, Latif A (2021) Acoustic behaviour of 3D printed titanium perforated panels. *Results in Engineering* 11:100252
115. Shishkovsky I (2016) *New Trends in 3D Printing. BoD – Books on Demand*
116. Dwivedi S, Rai Dixit A, Kumar Das A (2022) Wetting behavior of selective laser melted (SLM) bio-medical grade stainless steel 316L. *Materials Today: Proceedings* 56:46–50
117. Komatsu T, Yoshino T, Matsumura T, Torizuka S (2012) Effect of Crystal Grain Size in Stainless Steel on Cutting Process in Micromilling. *Procedia CIRP* 1:150–155
118. Vogler MP, DeVor RE, Kapoor SG (2003) Microstructure-Level Force Prediction Model for Micro-milling of Multi-Phase Materials. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 125:202–209
119. Simoneau A, Ng E, Elbestawi MA (2006) Chip formation during microscale cutting of a medium carbon steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46:467–481
120. Mian AJ, Driver N, Mativenga PT (2010) A comparative study of material phase effects on micro-machinability of multiphase materials. *Int J Adv Manuf Technol* 50:163–174
121. Matuszak M, Kochmański P, Powałka B (2014) Workpiece Grain Size Influence on the Vibration in Micro-milling. In: Ševčík L, Lepšík P, Petrů M, Mašín I, Martonka R (eds) *Modern Methods of Construction Design*. Springer International Publishing, Cham, pp 583–588

122. Afazov SM, Zdebski D, Ratchev SM, Segal J, Liu S (2013) Effects of micro-milling conditions on the cutting forces and process stability. *Journal of Materials Processing Technology* 213:671–684
123. Matuszak M, Waszczuk P (2012) Experimental sensor system implementation for selected micromilling-related parameters. *Zeszyty Naukowe / Akademia Morska w Szczecinie* 134–139
124. Matuszak M, Garbellini A, Powalka B, Attanasio A, Bechtiak-Radka E (2017) Accuracy analysis of the micro-milling process. *Journal of Machine Construction and Maintenance - Problemy Eksploatacji* no. 4:
125. Matuszak M (2012) Impact tests of micromilling tool mounted in micromilling machine spindle introduction. *Management Systems in Production Engineering* nr 3 (7):34–37
126. Matuszak M, Waszczuk P (2015) Sensor Fusion Based Tool-Workpiece Contact Detection in Micro-Milling. In: Awrejcewicz J, Szewczyk R, Trojnecki M, Kaliczyńska M (eds) *Mechatronics - Ideas for Industrial Application*. Springer International Publishing, Cham, pp 317–325
127. Coatings | Free Full-Text | The Wavelet Transform for Feature Extraction and Surface Roughness Evaluation after Micromachining. <https://www.mdpi.com/2079-6412/14/2/210>. Accessed 20 Mar 2024
128. Lesyk DA, Martinez S, Mordyuk BN, Dzhemelinskyi VV, Lamikiz A, Prokopenko GI (2020) Post-processing of the Inconel 718 alloy parts fabricated by selective laser melting: Effects of mechanical surface treatments on surface topography, porosity, hardness and residual stress. *Surface and Coatings Technology* 381:125136

STRESZCZENIE

Modelowanie procesu mikrofrezowania części wytworzonych technologiami przyrostowymi

Marcin Gołaszewski

W prezentowanej rozprawie przedstawiony został model geometryczny procesu mikrofrezowania. Utworzony model dedykowany jest do procesu wytwarzania w technologii hybrydowej addytywno – ubytkowej. Modelowaniu poddaje się proces mikroobróbki powierzchni typowej dla procesu selektywnego spiekania proszków metalicznych SLM poprzez uwzględnienie topografii powierzchni obrabianej. Modelowaniu poddaje się siły oraz strukturę geometryczną powierzchni obrobionej.

Prezentowany model występuje w dwóch konfiguracjach. Konfiguracja prosta jest klasyczną konfiguracją, która pozwala na zamodelowanie sił rejestrowanych w procesie oraz struktury geometrycznej powierzchni obrobionej na podstawie geometrii procesu. Konfiguracja odwrotna charakteryzuje się odwróconym przepływem informacji. Pozwala ona na rekonstrukcję powierzchni obrabianej na podstawie rejestrowanych sił.

W celu weryfikacji modelu przeprowadzono serię eksperymentów z wykorzystaniem wachlarza mikrofrezów o zróżnicowanej geometrii. W pracy zestawione zostały wyniki eksperymentalne oraz modelowe obejmujące proces mikrofrezowania powierzchni planarnej, powierzchni swobodnej w postaci fali sinusoidalnej oraz powierzchni uzyskanej w procesie SLM. Wyniki zostały przedstawione dla modelu w konfiguracji prostej oraz konfiguracji odwrotnej.

Prezentowany model obejmuje innowacyjne podejście do rozkładu sił w strefie ostrza. Kierunki działania składowych sił skrawania uzależnione zostały od geometrii narzędzia. Podejście takie pozwoliło na wytłumaczenie anomalii w postaci podniesionych pasm podczas planowania powierzchni. W prezentowanym mechanizmie kluczową rolę odgrywa podatność układu w kierunku osi narzędzia. Prezentowany mechanizm opisany został w funkcji posuwu na ząb oraz promieniowej głębokości skrawania.

ABSTRACT

Modelling the micromilling process for parts manufactured using additive technologies

Marcin Gołaszewski

In the presented dissertation, a geometrical model of the micromilling process is presented. The developed model is dedicated to the manufacturing process in hybrid technology. The surface micromachining process typical of the SLM selective sintering of metallic powders is modelled by taking into account the topography of the machined surface. The forces and geometrical structure of the machined surface are modelled.

The presented model comes in two configurations. The simple configuration is the classic configuration that allows the forces registered in the process and the geometric structure of the machined surface to be modelled on the basis of the process geometry. The inverse configuration is characterised by an inverted flow of information. It allows the reconstruction of the machined surface on the basis of the registered forces.

In order to verify the model, a series of experiments were conducted using a range of micro-milling tools with different geometries. In this paper, experimental and model results covering the micromilling process of a planar surface, a free sine-wave surface and a surface obtained by the SLM process are summarised. The results are presented for the model in a simple configuration and an inverse configuration.

The model presented here includes an innovative approach to the distribution of forces in the cutting edge zone. The directions of the cutting force components were made dependent on the tool geometry. This approach made it possible to explain anomalies in the form of raised bands during surface planning. In the presented mechanism, the stiffness of the system in the direction of the tool axis plays a key role. The presented mechanism was described as a function of feed per tooth and radial depth of cut.