

Politechnika Poznańska

Wydział Inżynierii Mechanicznej



mgr inż. Marek Madajewski

Modelowanie mechaniki procesu mikroskrawania przy zastosowaniu metod numerycznych

ROZPRAWA DOKTORSKA

Promotor: dr hab. inż. Szymon Wojciechowski, prof. PP
Promotor pomocniczy: dr inż. Marcin Matuszak

Poznań 2022

SPIS TREŚCI

STRESZCZENIE	3
ABSTRACT	4
WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ I SKRÓTÓW	5
1. WPROWADZENIE	7
2. AKTUALNY STAN ZAGADNIENIA	9
2.1. Istota procesu mikroskrawania	9
2.2. Istota modelowania numerycznego procesu mikroskrawania	14
2.3. Charakterystyka numerycznego modelowania mikroskrawania na bazie metody SPH.....	15
2.4. Charakterystyka numerycznego modelowania mikroskrawania na bazie metody dynamiki molekularnej (MD)	21
2.5. Charakterystyka numerycznego modelowania mikroskrawania na bazie metody elementów skończonych (MES)	27
2.6. Warianty modeli MES procesu mikroskrawania.....	37
2.7. Metody identyfikacji minimalnej grubości warstwy skrawanej.....	48
2.8. Podsumowanie przeglądu literatury	65
3. CEL I GŁÓWNE HIPOTEZY PRACY	70
4. OPIS BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH	72
4.1. Zakres i warunki badań doświadczalnych	72
4.2. Stanowisko do prób mikrofrezowania i pomiaru składowych sił całkowitej.....	75
4.3. Dynamiczna charakterystyka siłomierzy	78
4.4. Pomiar sztywności statycznej oraz bicia promieniowego mikrofrezu	82
5. KONSTYTUOWANIE MODELI MES MIKROSKRAWANIA.....	84
5.1. Wstęp	84
5.2. Stałe termomechaniczne modeli MES.....	85
5.3. Konstytuowanie modelu CEL uwzględniającego przejście dwóch ostrzy	91
5.4. Konstytuowanie podstawowego modelu ALE z granicami Lagrange'a	95
6. MODELE ANALITYCZNE PROCESU MIKROFREZOWANIA	98
6.1. Model minimalnej grubości warstwy skrawanej na bazie przyrostów siły stycznej	98
6.2. Hybrydowy model analityczno-numeryczny składowych siły całkowitej dla mikrofrezowania	102
7. WYNIKI I ANALIZA BADAŃ	111
7.1. Badania wstępne	111

7.1.1. Wpływ gęstości siatki na zbieżność wyników i czasochłonność analizy w modelu CEL	111
7.1.2. Porównanie modeli MES typu CEL i ALE w zastosowaniu do modelowania procesu mikroskrawania	120
7.2. Badania zasadnicze	125
7.2.1. Analiza sił w układzie narzędzia zamodelowanych na bazie sprzężonego modelu Eulera-Lagrange'a (CEL) z dwoma przejściami ostrzy	125
7.2.2. Analiza rozkładu zmiennych zamodelowanych na bazie sprzężonego modelu Eulera-Lagrange'a (CEL) z dwoma przejściami ostrzy	131
7.2.3. Wpływ promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n na składowe siły całkowitej zamodelowane na bazie sprzężonego modelu Eulera-Lagrange'a (CEL) z dwoma przejściami ostrzy	143
7.2.4. Predykcja minimalnej grubości warstwy skrawanej metodą przyrostów siły stycznej do promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej	149
7.2.5. Predykcja składowych siły całkowitej na bazie opracowanego hybrydowego modelu analityczno-numerycznego	156
8. WNIOSKI KOŃCOWE	169
8.1. Wnioski poznawcze	169
8.2. Wnioski użytkowe	170
8.3. Wnioski do dalszych badań	171
9. LITERATURA	173

STRESZCZENIE

Głównym celem rozprawy było opracowanie numerycznego modelu procesu mikroskrawania uwzględniającego konsekwentne skrawanie dwóch warstw materiału obrabianego. W zaproponowanym modelu zastosowano sprzężone sformułowanie Eulera-Lagrange'a (CEL), zaimplementowane w metodzie elementów skończonych (MES). Poprawność predykcji modelu numerycznego została potwierdzona na podstawie doświadczalnych prób mikrofrezowania obejmujących pomiary składowych siły całkowitej oraz oszacowanie minimalnej grubości warstwy skrawanej.

W pierwszej części rozprawy dokonano przeglądu literaturowego najważniejszych technik symulacji numerycznych stosowanych do modelowania procesu mikroskrawania, przedstawiając ich podstawowe założenia, zarys historyczny oraz przykłady zastosowania we współczesnych badaniach. Przedstawiono również przegląd metod analitycznych, doświadczalnych oraz symulacyjnych do identyfikacji parametru minimalnej grubości warstwy skrawanej.

W badaniach wstępnych opracowano model numeryczny MES ze sprzężonym sformułowaniem Eulera-Lagrange'a (CEL) uwzględniający warunki mikroskrawania pojedynczej warstwy materiału. Określono wpływ gęstości siatki w modelu CEL na zbieżność szacowanych wartości składowych siły całkowitej oraz czasu obliczeniowego. Nowy model CEL porównano ze stosowanym w literaturze modelem z arbitralnym sformułowaniem Lagrange'a-Eulera (ALE) w warunkach bruzdowania i skrawania. Wykazano przewagę nowego rozwiązania CEL pod względem stabilności modelu, jakości predykcji kształtu formowanego wióra oraz czasu obliczeniowego.

W badaniach zasadniczych na podstawie opracowanego modelu MES/CEL uwzględniającego konsekwentne przejścia dwóch ostrzy dokonano predykcji składowych siły całkowitej w układzie narzędzia w funkcji grubości warstwy skrawanej. Na podstawie wyników predykcji wykazano, że stan warstwy wierzchniej powstały w wyniku nagniatania powierzchnią przyłożenia podczas pierwszego przejścia ostrza wywiera jakościowy i ilościowy wpływ na wartości składowych siły całkowitej oraz minimalnej grubości warstwy skrawanej w drugim przejściu ostrza. Analiza rozkładu zmiennych w strefie skrawania oraz kształtu formowanego wióra wykazała jakościowy wpływ odkształceń resztkowych w warstwie wierzchniej na mechanizm formowania wióra w drugim przejściu ostrza. Na podstawie wartości składowych siły całkowitej w układzie narzędzia oszacowanych modelem MES sformułowano hybrydowy analityczno-numeryczny model sił mikrofrezowania frezem walcowo-czołowym. Opracowany model umożliwił predykcję przebiegów czasowych, częstotliwościowych i miar statystycznych składowych siły całkowitej. Z porównania sił zamodelowanych z doświadczalnymi wynika, że wartości oszacowane za pomocą modelu uwzględniającego drugie przejście ostrza zapewniały mniejszy błąd oszacowania wartości doświadczalnych, w stosunku do wartości uzyskanych dla modelu pojedynczego przejścia ostrza. Potwierdza to zasadność stosowania w symulacjach numerycznych konsekwentnych przejść ostrzy w celu zamodelowania efektu ciągłości i cykliczności procesu mikroskrawania.

Rozprawę podsumowano przedstawiając wnioski poznawcze, wnioski utylitarne oraz wnioski do dalszych badań w zakresie numerycznego modelowania procesu mikroskrawania.

ABSTRACT

The main objective of this dissertation was the development of numerical model for microcutting process that involves consecutive cutting of two material layers. Proposed model utilizes coupled Eulerian-Lagrangian formulation (CEL) implemented in the finite element method (FEM). Subsequently, proposed model was validated with micromilling experiment that involved the measurements of cutting force components and minimum uncut chip thickness estimations.

In the first part of the dissertation, the literature survey of main numerical methods for modeling the microcutting process was presented. For each numerical method a brief description of their modeling assumption, historical background and examples of applications in contemporary research was presented. Additionally, the literature survey includes an outline of analytical, experimental and numerical methods for minimum uncut chip thickness estimations.

The preliminary research involved the development of benchmarking FEM/CEL model for microcutting of single material layer. With benchmarking model, the influence of mesh density on the force convergence and computational time was investigated. The capabilities of new CEL approach was evaluated against the microcutting model with an arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) formulation. The comparison revealed the clear advantages of the new CEL approach in terms of model stability, accuracy of chip's free surface approximation and computational efficiency.

The main research involved the predictions of cutting force components in the tool coordinate system as a function of uncut chip thickness, using the proposed FEM/CEL microcutting model consisting of two consecutive tool passes. Predictions of force values revealed, that the subsurface layer formed through the ploughing phenomena during the first tool pass has a quantitative and qualitative influence on the force components and minimum uncut chip thickness occurring in the second tool pass. Furthermore, the analysis of the field variables' distribution and predicted chips' geometries revealed the qualitative influence of the residual strain in subsurface layer onto the chip formation mechanism. Force components predicted with the first and second tool pass CEL model were transformed into the machine tool coordinate system through proposed hybrid analytical-numerical model. Developed model allowed the direct comparison of force predictions with an experimental micromilling force signals in the time and frequency domain, and provided means for statistical analysis of estimation accuracy. Analysis revealed that the force model based on data from subsequent tool pass, which considers a longer cutting path and conditions of ongoing cutting process is characterized by a higher estimation accuracy comparing to single pass FEM model. This observation confirms the validity of the second tool pass consideration in the proposed numerical model.

In the final part of the dissertation, the cognitive and utilitarian conclusions were presented, together with conclusions for further research.

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ I SKRÓTÓW

a_e	– szerokość skrawania [mm]
$A_p(\varphi)$	– pole powierzchni bruzdowanej [μm^2]
a_p	– głębokość skrawania [μm]
A_α, A_γ	– powierzchnia przyłożenia, natarcia ostrza
c_p	– ciepło właściwe [$\text{J/kg}\cdot\text{K}$]
D	– średnica narzędzia [mm]
dh	– elementarna grubość warstwy skrawanej [μm]
dF_{tm}, dF_m	– przyrosty składowej stycznej oraz promieniowej siły całkowitej w płaszczyźnie normalnej narzędzia [N]
dF_{tm}	– przyrosty składowej stycznej do zaokrąglonej krawędzi skrawającej w płaszczyźnie narzędzia [N]
F_{tm}, F_m	– składowa styczna oraz promieniowa siły całkowitej w płaszczyzn normalnej narzędzia [N]
\bar{F}_{tm}, \bar{F}_m	– średnie wartości składowych siły całkowitej stycznej oraz promieniowej w płaszczyźnie normalnej narzędzia [N]
E	– moduł Younga [GPa]
f_w	– częstotliwość wymuszeń [Hz]
F_x, F_y, F_z	– składowa posuwowa, posuwowa normalna, odporowa siły całkowitej w układzie obrabiarki [N]
f_z	– posuw na ostrze [$\mu\text{m}/\text{ostrze}$]
h	– grubość warstwy skrawanej [μm]
h_c	– grubość wióra [μm]
h_{min}	– minimalna grubość warstwy skrawanej [μm]
h_s	– graniczna wartość powrotu sprężystego [μm]
$h_z(\varphi)$	– nominalna grubość warstwy skrawanej dla danego kąta pracy ostrza φ [μm]
\bar{h}_z	– uśredniona grubość warstwy skrawanej [μm]
$h_{ze}(\varphi)$	– efektywna grubość warstwy skrawanej dla danego kąta pracy ostrza φ [μm]
k	– współczynnik znormalizowanej minimalnej grubości warstwy skrawanej
k_s	– stała współczynnika przewodnictwa cieplnego [$\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$]
k_t	– stała współczynnika przewodnictwa cieplnego [$\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$]
k_{tp}, k_{rp}	– współczynniki proporcjonalności uwzględniające efekt bruzdowania [$\text{N}/\mu\text{m}^3$]
k_{tc}, k_{rc}	– współczynniki proporcjonalności związane ze ścinaniem materiału [$\text{N}/\mu\text{m}^2$]
l_k	– długość styku wióra z powierzchnią natarcia [μm]
L_s	– droga skrawania [μm]
n	– prędkość obrotowa wrzeciona [obr/min]
N_E	– liczba elementów w modelu
p_n	– naprężenia kontaktowe w kierunku normalnym do powierzchni ostrza [MPa]
p_{tm}, p_{rm}	– naprężenia kontaktowe w kierunku stycznym oraz promieniowym [MPa]
q_{tm}, q_{rm}	– obciążenie ciągle działające na elementarną głębokość skrawania w kierunku stycznym oraz promieniowym [$\text{N}/\mu\text{m}$]

\bar{q}_m, \bar{q}_m	– średnia wartość obciążenia ciągłego działającego na elementarną głębokość skrawania w kierunku stycznym oraz promieniowym [N/ μ m]
R	– promień narzędzia [mm]
r_n	– promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej [μ m]
r_o	– promień bicia promieniowego ostrza [μ m]
t_{CPU}	– czas obliczeniowy symulacji [h]
v_c	– prędkość skrawania [m/min]
v_f	– prędkość ruchu posuwowego [mm/min]
z	– liczba ostrzy narzędzia
α_n	– kąt przyłożenia ostrza w płaszczyźnie normalnej [$^\circ$]
β	– współczynnik Taylora-Quinneya
γ_n	– kąt natarcia ostrza w płaszczyźnie normalnej [$^\circ$]
δh	– ugięcie narzędzia w kierunku promieniowym [μ m]
Δ_s	– powrót sprężysty materiału [μ m]
ε_p	– odkształcenie zastępcze
$\dot{\varepsilon}_p$	– prędkość odkształceń [s^{-1}]
$\varepsilon_x, \varepsilon_y$	– plastyczne odkształcenia liniowe w kierunku x oraz y
θ	– temperatura w strefie skrawania [K]
θ_o	– temperatura otoczenia [K]
θ_t	– temperatura topnienia materiału [K]
λ	– współczynnik przewodności cieplnej [W/m·K]
λ_s	– kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej [$^\circ$]
μ	– współczynnik tarcia
ν	– współczynnik Poissona
ρ	– gęstość materiału [kg/m^3]
σ	– naprężenia zastępcze Hubera-Misesa [MPa]
τ_f	– naprężenia styczne [MPa]
φ	– chwilowy kąt pracy ostrza [$^\circ$]
φ_b	– kąt fazowy bicia [$^\circ$]
φ_p	– kąt inicjacji skrawania [$^\circ$]
1p , 2p	– pierwsze i drugie przejście ostrza
ALE	– arbitralne sformułowanie Lagrange’a–Eulera (ang. <i>Arbitrary Lagrangian–Eulerian formulation</i>)
CEL	– sprzężone sformułowanie Eulera–Lagrange’a (ang. <i>Coupled Eulerian–Lagrangia formulation</i>)
J-C	– równanie konstytutywne Johnsona-Cooka
MES	– metoda elementów skończonych
MD	– dynamika molekularna (ang. <i>molecular dynamics</i>)
OUPN	– obrabiarka-uchwyt-przedmiot-narzędzie
P.O.	– przedmiot obrabiany
SPH	– wygładzona hydrodynamika cząstek (ang. <i>Smooth particle hydrodynamics</i>)

1. WPROWADZENIE

Postępujące zapotrzebowanie na miniaturyzację systemów mechanicznych wynikające z rozwoju w inżynierii biomedycznej, lotnictwa, przemysłu zbrojeniowego oraz inżynierii mikroukładów elektromechanicznych (MEMS) czy optycznych przyczyniło się do opracowania szeregu technologii do wytwarzania zminiaturyzowanych części mechanicznych. Do technologii ich wytwarzania można zaliczyć mikrotechnologie litograficzne (LIGA, trawienie elektrochemiczne, fotolitografia), mikrotechnologie ubytkowe (mikroobróbka skrawaniem, mikroobróbka elektrochemiczna, mikroobróbka elektroerozyjna) czy mikrotechnologie przyrostowe (np. mikroselektywne spiekanie laserowe) [79]. Jednak wdrożenie niektórych z mikrotechnologii wytwarzania jest opłacalne tylko w przypadku produkcji wielkoseryjnej oraz znajduje zastosowanie w kształtowaniu części o płaskich powierzchniach, co nie odpowiada na potrzeby większości gałęzi przemysłu. Stąd występuje potrzeba wyboru odpowiedniej mikrotechnologii, która okaże się stosunkowo opłacalna (w zakresie systemów obrabiarek oraz narzędzi), a jednocześnie wystarczająco elastyczna, aby produkować złożone trójwymiarowe zminiaturyzowane części, których dwa charakterystyczne wymiary są mniejsze niż 1000 μm , przy zachowaniu doskonałej jakości powierzchni. Niewątpliwie dominująca pozycja obróbki CNC w całym światowym przemyśle wytwarzania oraz wiedza naukowa pozyskana z obróbki precyzyjnej, przyczyniły się do intensywnego rozwoju mikroobróbki skrawaniem. Do głównych sposobów mikroobróbki skrawaniem można zaliczyć mikrofrezowanie, mikrotoczenie, mikrowiercenie czy mikroszlifowanie, które znajdują zastosowanie w obróbce większości materiałów konstrukcyjnych. Wśród nich szczególne znaczenie ma proces mikrofrezowania w którym stosowane są głównie monolityczne frezy walcowo-czołowe lub kuliste o średnicach $D \leq 1 \text{ mm}$ [196]. O istotności procesu mikrofrezowania w przemyśle produkcji zminiaturyzowanych systemów świadczy możliwość aplikacji procesu do kształtowania miniaturowych części o krzywoliniowych powierzchniach ale również jego zastosowanie do wytwarzania kluczowego oprzyrządowania i narzędzi systemów produkcyjnych, jak mikroformy wtryskowe czy mikromatryce [79].

Redukcja procesu skrawania do skali mikrometrycznej oddziałuje w sposób nieproporcjonalny na mechanikę rozpatrywanego procesu. Podczas mikroskrawania grubość warstwy skrawanej, czyli grubość usuwanego naddatku jest porównywalna do wielkości promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej [31, 51]. W konsekwencji efektywny kąt natarcia ostrza skrawającego jest ujemny a proces formowania wióra zdominowany jest przez zjawisko bruzdowania w zakresie odkształceń sprężysto-plastycznych lub dekohezja materiału nie następuje [49, 196]. Wraz z malejącą grubością warstwy skrawanej znane jest występowanie tzw. efektu skali, gdzie następuje nieliniowy wzrost oporów właściwych skrawania, co pośrednio świadczy o wzroście wydatku energii wymaganej do usunięcia materiału [10, 117, 169]. W warunkach mikroskrawania obserwuje się intensywne zjawisko nagniatania powierzchni obrobionej przez zaokrągloną krawędź skrawającą ostrza, które indukuje dużo większy efekt umocnienia warstwy wierzchniej niż w warunkach obróbki konwencjonalnej (skali makro) [93]. W wielu pracach wykazano, że wartość parametru minimalnej grubości warstwy skrawanej, czyli granicznej grubości naddatku

wymaganej do inicjacji formowania wióra zależy od naprężenia poślizgu, temperatury czy skrawalności materiału, na które efekt umocnienia materiału zgniotem będzie miał bezpośredni wpływ [118, 184, 209]. Zjawiska związane z bruzdowaniem materiału wpływają negatywnie na efekty fizyczne i technologiczne procesu. Obserwowany jest wpływ bruzdowania na składowe siły całkowitej, stabilność procesu, wydajność obróbki, natomiast drgania układu OUPN (obrabiarka-uchwyty-przedmiot-narzędzie) oraz przemieszczenie części roboczej narzędzia rzutują na jakość powierzchni oraz dokładność wymiarowo kształtową obrabianej części [31, 137, 169, 199].

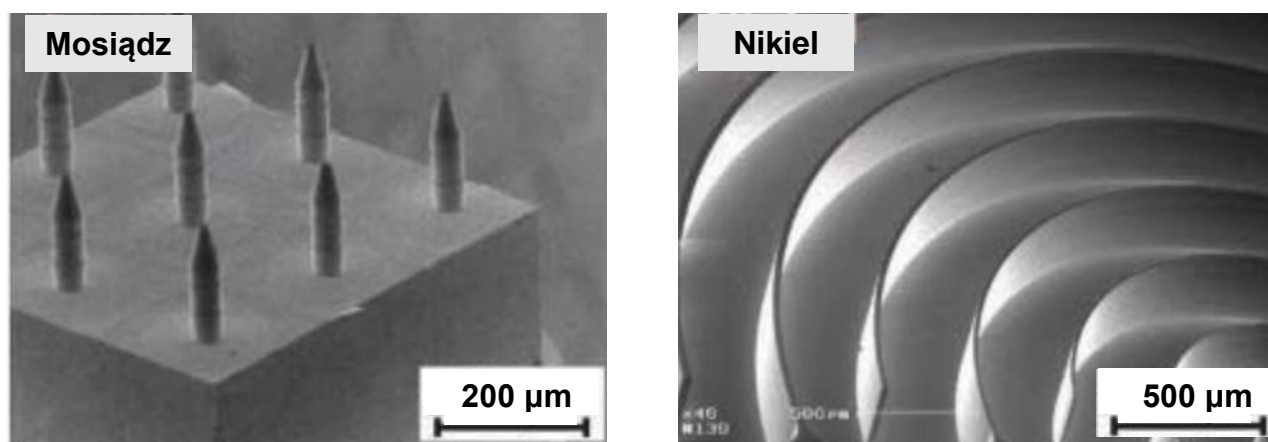
Badania przy użyciu technik symulacji numerycznych zapewniają unikalny wgląd w analizowany proces skrawania, który był wcześniej niedostępny podczas pomiarów doświadczalnych czy przez stosowanie modeli analitycznych. Model numeryczny procesu skrawania czy mikroskrawania musi w adekwatny sposób uwzględniać złożone nieliniowe oddziaływania na styku przedmiot obrabiany-ostrze w obliczu intensywnych i gwałtownych sprężysto-plastycznych odkształceń przedmiotu obrabianego wywołanych dekohezją materiału. W konsekwencji symulacje procesu skrawania należą do wymagających analiz numerycznych, gdzie konwencjonalne sformułowania siatki w metodzie elementów skończonych (MES) zawodzą przez ich nadmierną deformację, która niekorzystnie wpływa na dokładność analizy [54, 139, 189, 212]. Ujemny efektywny kąt natarcia występujący w warunkach bruzdowania potęguje zjawisko zniekształcenia siatki. Stąd przez ostatnie kilka dekad zaproponowano wiele różnych wariantów modeli MES, które – przez inkorporacje technik zarządzania siatką lub pewnych uproszczeń w odniesieniu do modelowania procesu dekohezji – podjęły próby rozwiązania tego problemu [123, 124]. Istotny wkład w modelowanie procesu skrawania mają również techniki symulacji bezsiatkowych (np. SPH czy dynamika molekularna), gdzie brak wiązań międzywęzłowych korzystnie wpływa na stabilność analizy [112, 139]. Świadczy to, że stan badań związany z modelowaniem procesu skrawania jest rozwijany wraz z rozwojem technik modelowania numerycznego, które pozwalają zwiększyć skuteczność odwzorowania procesu.

W rozprawie przedstawiono przegląd najważniejszych metod numerycznych symulacji stosowanych do modelowania procesu mikroskrawania. Metody symulacyjne oraz opracowane na ich podstawie modele zostały poddane ocenie względem skuteczności modelowania procesu w warunkach bruzdowania i skrawania. Dodatkowo przedstawiono przegląd analitycznych, doświadczalnych i symulacyjnych metod identyfikacji wartości minimalnej grubości warstwy skrawanej. W ramach badań własnych sformułowano nowatorski model MES procesu mikroskrawania z zastosowaniem sprzężonego sformułowania Eulera-Lagrange'a (CEL). Inherentne właściwości modelu CEL czynią go całkowicie odpornym na zjawisko zniekształcenia siatki występujące podczas stosowania starszych modeli MES. W kontraście do stosowanych powszechnie w literaturze modeli, zaproponowany model uwzględnia efekty konsekwentnych przejść ostrzy, czyli skrawania dwóch kolejnych warstw materiału. Inkorporacja konsekwentnych przejść ostrzy w modelu pozwoli ocenić jakościowo i ilościowo wpływ odkształceń reszkowych w warstwie wierzchniej na składowe siły całkowitej, wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej oraz mechanizm formowania wióra. Model numeryczny został zweryfikowany doświadczalnie podczas prób mikrofrezowania w zakresie zmiennych parametrów wejściowych procesu.

2. AKTUALNY STAN ZAGADNIENIA

2.1. Istota procesu mikroskrawania

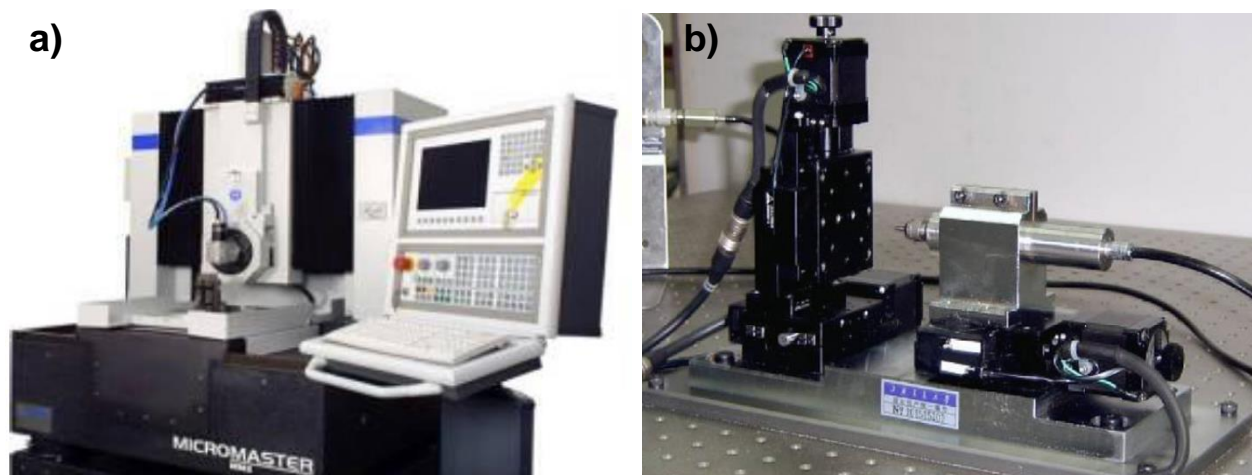
Pojęcie *mikroskrawania* odnosi się do procesu ubytkowego kształtowania elementów przez bezpośrednie usuwanie materiału z przedmiotu obrabianego korzystając z ostrzy ze zdefiniowaną geometrią, gdzie grubość usuwanego naddatku jest mniejsza lub porównywalna do wielkości promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej [31, 51]. Proces mikroskrawania jest integralną częścią mikroobróbki skrawaniem, czyli technologii wytwarzania części mikromaszyn, których dwa wymiary są mniejsze niż 1000 μm [46]. Do przykładów metod mikroobróbki zaliczyć można realizowane w skali mikro toczenie, frezowanie czy wiercenie. Spośród wymienionych metod w literaturze szczególnie duża uwaga poświęcana jest procesowi mikrofrezowania, który zapewnia możliwość wytwarzania 3D komponentów z różnych materiałów konstrukcyjnych, włączając możliwość formowania powierzchni krzywoliniowych (rys. 2.1).



Rys. 2.1. Przykłady 3D części wytworzonych metodą mikrofrezowania [79]

Wraz z miniaturyzacją wytwarzanych komponentów zawężeniu ulegają również wymagania dotyczące akceptowanych odchyłek wymiarowo-kształtowych oraz jakości powierzchni, jak np. odchyłki płaskości i walcowości poniżej 100 nm czy chropowatość powierzchni w zakresie $Ra = 10 \div 100$ nm [31]. Statyczne oraz dynamiczne zjawiska towarzyszące konwencjonalnej obróbce, jak drgania czy błędy geometryczne układu OUPN, intensyfikują się w skali mikro, gdzie nawet niewielkie przemieszczenie części roboczej narzędzia będzie miało wpływ na stabilność procesu oraz efekty obróbki. Mikrofrezzy o małych średnicach części roboczej ($D \leq 1$ mm) wymagają zastosowania wrzecion zdolnych do pracy ciągłej w zakresie prędkości obrotowej do kilkuset tysięcy obrotów na minutę aby osiągnąć umiarkowaną wydajność obróbki oraz adekwatną prędkość skrawania dla danego materiału obrabianego [31]. O ile proces mikrofrezowania może być realizowany w ograniczonym stopniu na konwencjonalnych obrabiarkach CNC wyposażonych w wysokoprędkościowe wrzeciona, to w celu osiągnięcia założonych wymagań technologicznych wytwarzanych części zalecane jest stosowanie precyzyjnych dedykowanych mikroobrabiarek. Oprócz zapewnienia wysokiej sztywności statyczno-dynamicznej wrzeciona konieczna jest kontrola wpływu temperatury na odkształcenia termiczne członów konstrukcyjnych obrabiarki,

przekładające się na dokładność wymiarowo-kształtową obrabianego elementu. Stąd, niektórzy producenci obrabiarek (np. Fanuc, Makino, Kuglar, Sodick, KERN Microtechnik) oferują rozwiązania dedykowane do specyficznych warunków mikroskrawania (rys. 2.2.a), jednak w instytutach badawczych najczęściej stosowane są prototypowe konstrukcje stosujące modułarne platformy napędów liniowych o rozdzielczości w zakresie kilku nanometrów (rys 2.2.b).



Rys. 2.2. Komercyjna mikrofrezarka Kuglar MicroMaster MM2 (a) oraz prototypowa mikrofrezarka zbudowana w Szanghajskim Uniwersytecie Jiag Tong z przestrzenią roboczą $30 \text{ mm} \times 30 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$ (b). Na podstawie [80, 105]

Proces mikroskrawania jest intuicyjnie porównywany do procesu ultra-precyzyjnego skrawania, zwłaszcza w odniesieniu do założeń mechaniki rozpatrywanych procesów. Jednak wyróżnia się wiele różnic pomiędzy tymi dwoma procesami, zwłaszcza w relacji do ich zakresu, sposobów obróbki, gabarytu obrabianych części, obrabiarek itp., które zostały porównane w tabeli 2.1 [31]. W istocie, celem obróbki ultra-precyzyjnej jest otrzymanie najwyższej możliwej dokładności wymiarowo-kształtowej oraz jakości powierzchni, stosując diamentowe ostrza bez względu na wielkość przedmiotu obrabianego. W przypadku mikroskrawania, głównym celem jest wytwarzanie przy użyciu różnych metod obróbki mechanicznej miniaturowych trójwymiarowych części, osiągając dostatecznie wysoką dokładności wymiarowo-kształtową oraz jakość powierzchni obrabianej. Granica pomiędzy mikroskrawaniem a skrawaniem konwencjonalnym nie jest jednoznacznie określona. W 1997 Masuzawa [134] określił granicę mikroskrawania jako zakres grubości warstwy skrawanej $h < 200 \mu\text{m}$, jednak od tego czasu wraz z rozwojem monolitycznych mikronarzędzi umowny górny zakres grubości warstwy skrawanej h został zredukowany do rzędu kilkudziesięciu mikrometrów [31]. W pracy Simoneau [177] jako górną granicę zakresu mikroskrawania została zaproponowana grubość h mniejsza niż średni rozmiar ziarna mikrostruktury obrabianego materiału. W przypadku mikrofrezowania umownie przyjmuje się, że skala mikrometryczna procesu odnosi się do średnicy roboczej narzędzia $D \leq 1 \text{ mm}$ (rys. 2.3) [29].

Tabela 2.1. Porównanie zakresu mikroskrawania oraz obróbki ultra-precyzyjnej. Na podstawie [31]

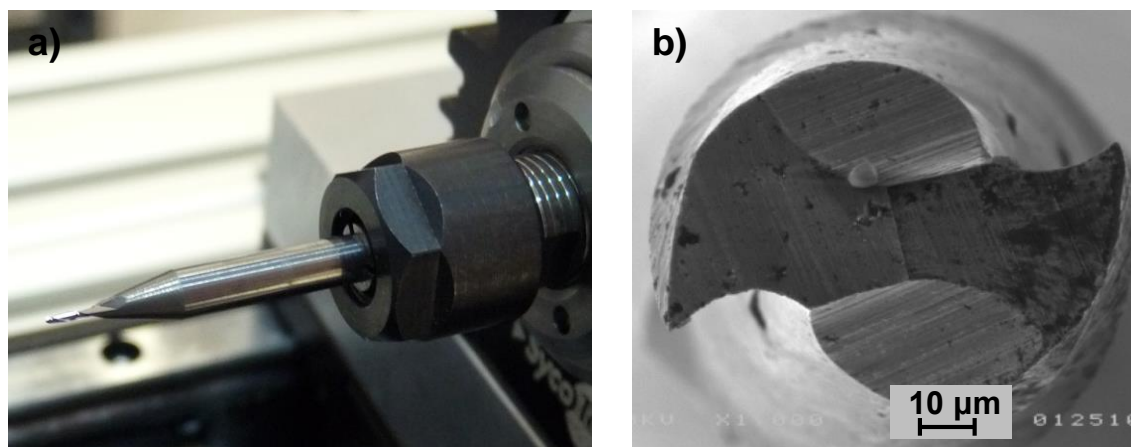
	Mikroskrawanie	Obróbka ultra-precyzyjna
Metody obróbki	Mikro toczenie, frezowanie, wiercenie, szlifowanie, itp.	Toczenie, planowanie powierzchni frezem jednostrzowym (<i>fly cutter</i>)
Materiał narzędziowy	Węglik spiekane wolframowo-kobaltowe z powłoką, CBN, diament (osadzane techniką CVD)	Diament naturalny monokrystaliczny
Wymiar obrabianej części	1 ÷ 1000 μm	> 1 mm
Kształt części	Złożone 3D	Części obrotowe, płaskie powierzchnie
Dokładność wymiarowa	Bezwzględna: < 10 μm Względna: $10^{-2} \div 10^{-5}$	Bezwzględna: < 1 μm Względna: $10^{-5} \div 10^{-6}$
Chropowatość	$Ra < 100 \text{ nm}$	Typowo: $Ra < 20 \text{ nm}$
Obrabiarki	Precyzyjne centra CNC, mikro-obrabiarki, ultra-precyzyjne tokarki	ultra-precyzyjne tokarki
Zastosowanie	MEMS, przemysł biomedyczny oraz inne gałęzie przemysłu stosujące mikro-komponenty	Głównie przemysł aparatury elektrycznej oraz optycznej

O ile proces mikrofrezowania ze względu na konstrukcję stosowanych narzędzi monolitycznych oraz obrabiarek może być rozpatrywany jako zminiaturyzowana odmiana frezowania, to samo nie może być stwierdzone odnośnie mechaniki procesu mikroskrawania. W konwencjonalnym procesie skrawania grubość warstwy skrawanej h , bezpośrednio związana z parametrem posuwu na ostrze f_z , jest większa niż promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n i gdy pozostałe parametry skrawania są dobrane są w racjonalnym zakresie, to materiał zostanie usunięty w postaci wióra. Jednak, z powodu ograniczeń w technologii wytwarzania narzędzi monolitycznych nie jest możliwe zmniejszenie wielkości promienia r_n proporcjonalnie do średnicy roboczej mikronarzędzia, gdzie obecnie dostępne są komercyjne mikronarzędzia z węglików spiekanych z promieniem zaokrąglenia krawędzi skrawającej w zakresie $r_n = 1 \div 4 \mu\text{m}$ [27, 55].

W efekcie, wielkość promienia r_n jest porównywana z parametrem posuwu na ostrze f_z , co oznacza, że ostrze traci swoją „ostrość” względem obrabianej grubości warstwy skrawanej. Stąd, w procesie mikroskrawania wyróżnia się parametr minimalnej grubości warstwy skrawanej h_{min} , czyli minimalną grubość materiału obrabianego pozwalającą zainicjować dekohezję materiału, czyli formowanie wióra [198]. Ikawa [82] zdefiniował h_{min} jako minimalną grubość materiału, która może zostać w stabilny sposób usunięta z przedmiotu obrabianego danym narzędziem w idealnych warunkach pracy układu OUPN. Wartość h_{min} zależy od wielkości promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej, właściwości mechanicznych obrabianego materiału oraz warunków tarcia na styku ostrze z przedmiotem obrabianym [79, 181]. Wymienione zależności można przedstawić za pomocą ogólnego równania [93, 196]:

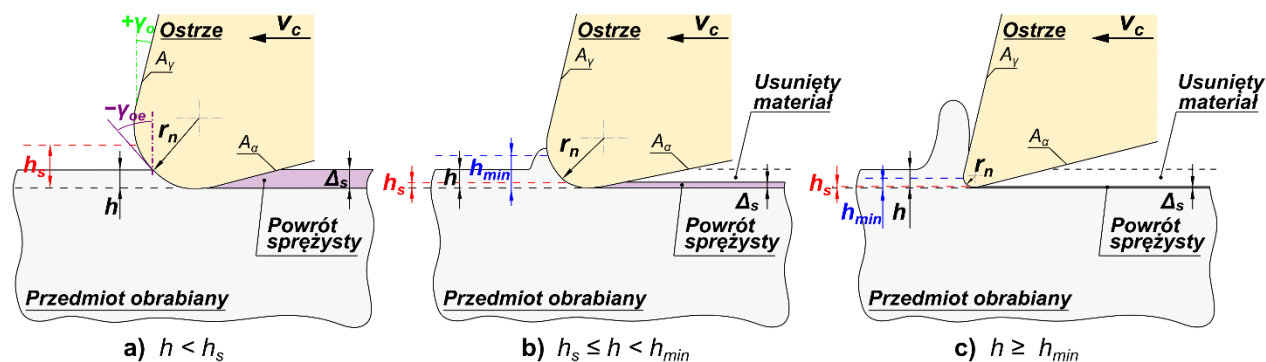
$$h_{min} = k \cdot r_n \quad (2.1)$$

gdzie k to współczynnik znormalizowanej minimalnej grubości warstwy skrawanej dla danej pary materiałów przedmiot obrabiany–ostrze. Metody wyznaczania wartości współczynnika k lub h_{min} są tematem obszernych badań w literaturze i zostaną scharakteryzowane w podrozdziale 2.7.



Rys. 2.3. Mikrofrez walcowo-czołowy o średnicy $D = 1$ mm (a) oraz obraz SEM mikrofrezu o średnicy $D = 0,1$ mm. Na podstawie [49]

Uwzględniając zjawisko powrotu sprężystego (Δ_s) oraz parametr h_{min} , w zależności od grubości h proces mikroskrawania może zostać podzielony na trzy zakresy: oddziaływania sprężystego (rys. 2.4.a), brzdowania (rys. 2.4.b) oraz skrawania (rys. 2.4.c) [196]. W zakresie oddziaływania sprężystego, gdy grubość jest mniejsza niż graniczna wartość powrotu sprężystego h_s , obserwuje się, że ostrze nagnięta powierzchnię przedmiotu obrabianego ale cała objętość materiału wtłaczana jest pod powierzchnię przyłożenia A_α ostrza i formuje powierzchnię obrobioną.



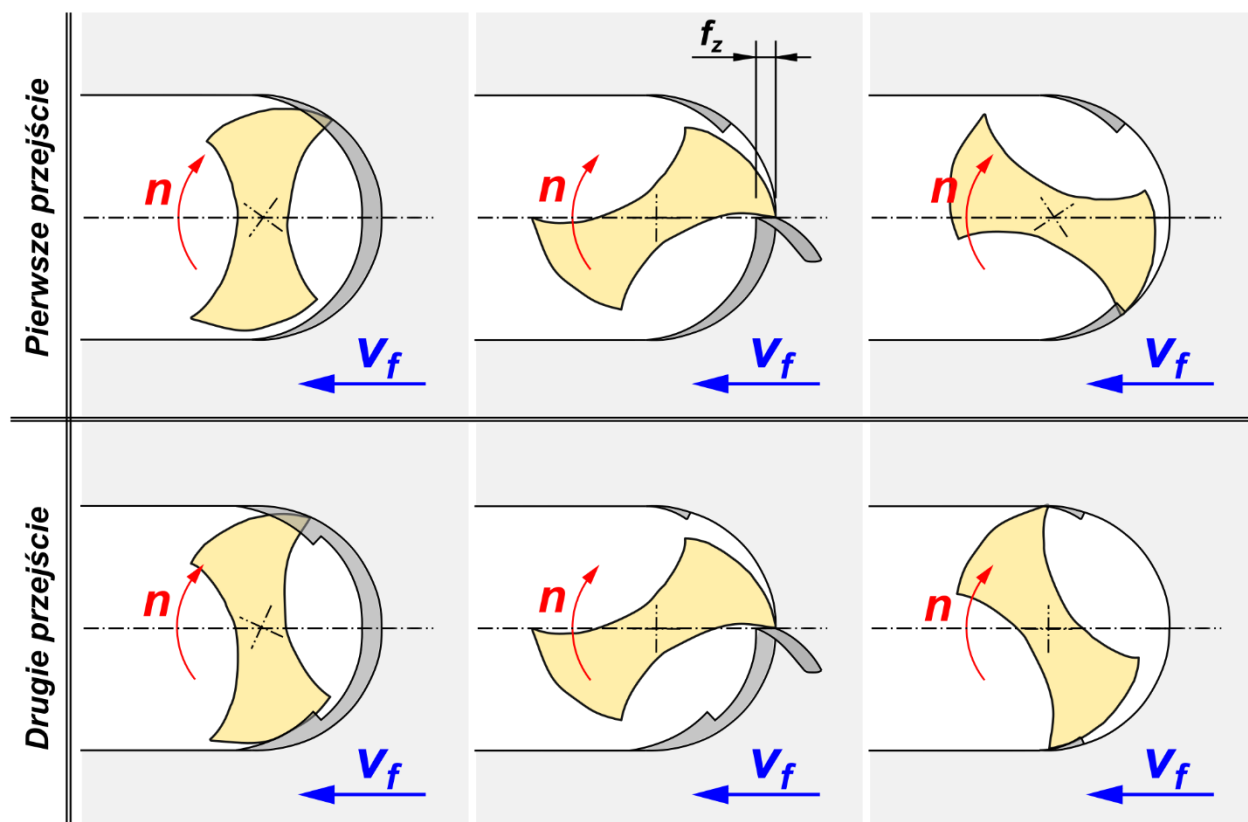
Rys. 2.4. Wpływ parametru minimalnej grubości warstwy skrawanej oraz powrotu sprężystego na proces mikroskrawania ortogonalnego. Zakres warunków oddziaływania sprężystego (a), brzdowania (b) oraz skrawania (c). Na podstawie [49, 79, 196]

W warunkach procesu brzdowania ($h_s \leq h < h_{min}$), formowana jest wypływka plastyczna (brzda) przylegająca do zaokrąglonej krawędzi skrawającej, gdzie jednocześnie znaczna część napływającego materiału wtłaczana jest pod powierzchnię przyłożenia A_α . W warunkach brzdowania występują zarówno odkształcenia w zakresie sprężystym i plastycznym, jednak materiał nie jest usuwany w postaci wióra lecz redystrybuowany wzdłuż powierzchni obrabianej. W zakresie warunków skrawania ($h \geq h_{min}$) odkształcenia plastyczne przedmiotu obrabianego

dominują, odkształczony materiał nawarstwia się na powierzchni natarcia A_T inicjując formowanie wióra [49, 196]. Wartość parametru h_{min} ma również zasadniczy wpływ na efektywność usuwania materiału podczas mikrofrezowania, gdzie chwilowa grubość warstwy skrawanej $h_z(\varphi)$ jest zmienna w funkcji kąta obrotu narzędzia φ zgodnie z uproszczoną zależnością trygonometryczną [8]:

$$h_z(\varphi) = f_z \sin \varphi \quad (2.2)$$

W przypadku frezowania pełnego symetrycznego frezem dwustrzowym (rys. 2.5), chwilowa grubość warstwy skrawanej będzie równa posuwowi na ostrze f_z w przybliżeniu w osi obrabianego rowka ($\varphi = 90^\circ$), natomiast bliska zero na wejściu ($\varphi_{we} = 0^\circ$) i wyjściu ($\varphi_{wy} = 180^\circ$) ostrza [63]. W konsekwencji, dla zakresu $h_z(\varphi) < h_{min}$ materiał nie będzie usuwany w danym przejściu ostrza lecz zostanie usunięty w przejściach następujących, jeżeli skumulowana wartość niezeskrawanego materiału będzie wystarczająca do inicjacji skrawania ($h_z(\varphi) \geq h_{min}$). Stąd, jeżeli wartość parametru h_{min} dla danej pary materiałów przedmiot obrabiany–ostrze znana by była *a priori*, ułatwiłaby dobór parametrów procesu i pozwoliła osiągnąć założoną wydajność obróbki, czy jakość powierzchni [10].



Rys. 2.5. Wpływ minimalnej grubości warstwy skrawanej na efektywność usuwania materiału w pierwszym i drugim przejściu ostrza w procesie mikrofrezowania rowka frezem dwustrzowym. Na podstawie [63]

2.2. Istota modelowania numerycznego procesu mikroskrawania

Metody numerycznych symulacji, do których zaliczyć można metody siatkowe (MES) oraz bezsiatkowe (dynamika molekularna oraz SPH), stosowane są do wyznaczenia przybliżonego i dyskretnego rozwiązania dla wielu praktycznych problemów inżynierskich. Większość analizowanych zagadnień może zostać przedstawiona jako zagadnienia brzegowe, zawierające jedną lub więcej zmiennych zależnych, które muszą spełniać warunki równań różniczkowych w każdym węźle wewnątrz zdefiniowanej dziedziny, uwzględniając warunki zdefiniowane na brzegach domeny. Przestrzeń zagadnienia stanowi dziedzina (ang. *domain*), która reprezentuje fizyczną strukturę analizowanego obiektu, a przypisane do niej zmienne zależne określa się mianem przestrzeni zmiennych (ang. *field variables*). Określone odgórnie wartości przestrzeni zmiennych na granicach dziedziny nazywane są warunkami brzegowymi. Do elementarnych przykładów zastosowań numerycznych symulacji zaliczyć można zagadnienia statyki ciała stałego, gdzie przykładowo część mechaniczną poddaje się obciążeniu zewnętrznemu. Pod wpływem tego obciążenia i zastosowanych warunków podparcia (warunki brzegowe) zaobserwuje się zróżnicowany rozkład wartości naprężenia wewnątrz objętości analizowanej części. W tym przypadku badaną dziedziną będzie objętość części a przestrzenią zmiennych (zmienną zależną) będzie naprężenie. Innym przykładem może być metalowy pręt podgrzewany na jednym końcu, gdzie drugi jego koniec jest poddany chłodzeniu cieczą o stałej temperaturze. W tym przypadku badaną dziedziną będzie objętość pręta, gdzie na jednym końcu zdefiniowane jest działanie strumienia ciepła, warunkiem brzegowym jest stała temperatura na drugim końcu a przestrzenią zmiennych jest np. temperatura. Z inżynierskiego punktu widzenia, interesującym rozwiązaniem będzie znajomość wartości temperatury w dowolnym punkcie w całej objętości rozpatrywanego pręta. Typowo zagadnienia takie można rozwiązywać analitycznie za pomocą zwykłych lub cząstkowych równań różniczkowych, gdzie pręt rozpatrywany jest w sposób umowny w postaci liniowej. Jednak w przypadku złożonych obiektów przestrzennych, rozwiązanie analityczne jest matematycznie zbyt skomplikowane i niepraktyczne, stąd zastosowanie metod symulacyjnych pozwala w sposób numeryczny otrzymanie przybliżonego rozwiązania w każdym z węzłów dziedziny.

Jako przykład złożonego sprzężonego temperaturowo-przemieszczeniowego zagadnienia, dla którego znalezienie dokładnego rozwiązania analitycznego jest praktycznie niemożliwe jest proces skrawania oraz pochodny od niego proces mikroskrawania. Stosując analityczne modele zagadnienia skrawania zakłada się występowanie wielu uproszczeń, jak ustalony kształt wióra, równomiernie działające źródło ciepła w strefie skrawania, nieciągłości w rozkładzie prędkości płynięcia materiału w badanej dziedzinie czy idealny liniowy kształt płaszczyzny poślizgu [160]. Sam kształt powierzchni poślizgu w przypadku procesu mikroskrawania jest bardziej złożony, gdyż krawędź skrawająca nie jest linią, a stanowi powierzchnię przejściową między powierzchnią natarcia a przyłożenia, opisaną promieniem r_n [150]. Co więcej, w niektórych modelach analitycznych pomijane jest znaczenie strefy wtórnego płynięcia plastycznego upraszczając oddziaływanie tarcia na powierzchni natarcia. Dodatkowo otrzymanie dokładnego rozwiązania komplikują występujące w procesie skrawania zjawiska umocnienia materiału zgniotem czy

zmiękczenia cieplnego materiału, wpływające na wartość naprężenia zastępczego oraz podatność materiału na odkształcenia. Szereg wspomnianych uproszczeń skutkuje, że fizyka modelowanego procesu skrawania metodami analitycznymi różni się znacząco od rzeczywistego przypadku skrawania, podobnie jak samo rozwiązanie analitycznego modelu. Stąd zrozumiałe jest zainteresowanie metodami symulacji numerycznych, które mimo iż są metodami przybliżonymi (przez zastosowaną dyskretyzację domeny oraz funkcji), pozwalają uwzględnić złożone założenia mechaniki procesu skrawania. Metody symulacji numerycznych w analizie procesu skrawania i mikroskrawania mają następujące zalety względem metod analitycznych [17, 160]:

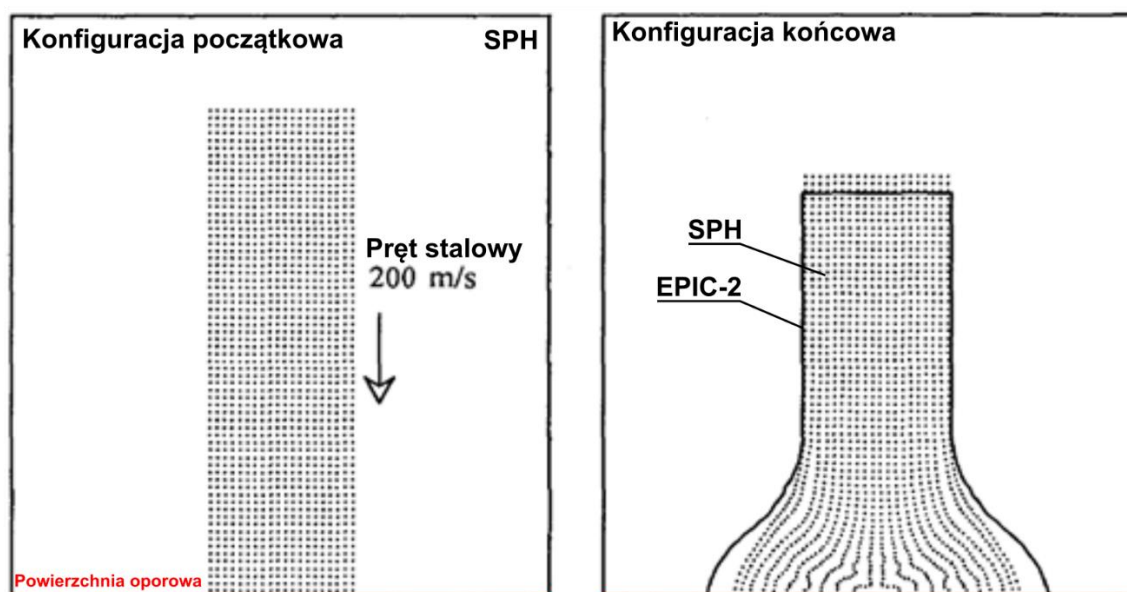
- umożliwiają wyznaczenie wartości i rozkładu trudno mierzalnych zmiennych, jak składowe siły całkowitej, naprężenia, odkształcenia, prędkość odkształceń, temperatura, naprężeń kontaktowych czy prędkości płynięcia materiału,
- umożliwiają predykcję nieliniowego zarysu powierzchni swobodnych formowanego wióra, którego oddziaływanie na rozkład zmiennych pola jest uwzględnione w analizie,
- umożliwiają zastosowanie złożonych modeli konstytutywnych uwzględniających między innymi wpływ odkształceń, prędkości odkształceń oraz temperatury,
- oddziaływanie wióra z przedmiotem obrabianym może zostać opisane modelem tarcia uwzględniającym warunki strefy poślizgu i przylegania.

O ile pomiary doświadczalne oraz modele analityczne procesu skrawania stanowią bezsprzecznie podstawowe narzędzia w sformułowaniu wiedzy na temat mechaniki procesu skrawania to metody numerycznych symulacji zapewniają unikalny wgląd w analizowany proces. To z kolei pozwala na doprecyzowanie założeń odnośnie obserwowanych zjawisk i wysunięcie nowych tez pozwalających pogłębić wiedzę w zakresie skrawania. W symulacjach numerycznych procesu skrawania model musi w adekwatny sposób uwzględniać: intensywne sprężysto-plastyczne odkształcenia przedmiotu obrabianego, zjawiska cieplne towarzyszące skrawaniu oraz złożone nieliniowe oddziaływanie przedmiot obrabiany-ostrze, których działanie następuje w strefie skrawania bardzo gwałtownie. Z tego powodu symulacje procesu skrawania należą do wymagających analizy zarówno z punktu widzenia numerycznego jak i fizyki opisującej proces. W celu poprawnego zdefiniowania zagadania należy określić szeroką grupę parametrów, które mają bezpośredni wpływ na wynik symulacji, a parametry modelu niejednokrotnie wchodzą we wzajemne złożone zależności. W przypadku symulacji numerycznych użytkownik musi być w pełni świadomy, że wyniki symulacji nie przedstawiają więcej zjawisk fizycznych opisanego procesu niż te, które zostały zdefiniowane na wejściu [44]. Innymi słowy jeżeli model i jego warunki brzegowe nie zostaną przygotowane w sposób właściwy, czyli zgodnie realnymi założeniami i uproszczeniami fizycznymi, to nie można oczekiwać od symulacji miarodajnych wyników.

2.3. Charakterystyka numerycznego modelowania mikroskrawania na bazie metody SPH

Metoda SPH (ang. *Smooth particle hydrodynamics*, pol. *wygładzona hydrodynamika cząstek*) została opracowana przez Gingolda oraz Monaghana, którzy po raz pierwszy opublikowali jej

założenia w 1977 roku. W swojej publikacji [68] przedstawili nową bezsiatkową (ang. *mesh-free*) metodę numeryczną stosując ją do rozwiązywania zagadnień z astrofizyki. Istotą metody jest nowatorski na tamte czasy sposób dyskretyzacji domeny zagadnienia w postaci cząstek (węzłów), które nie są połączone w siatkę. W konsekwencji węzły znajdujące się w bezpośrednim sąsiedztwie w początkowej konfiguracji nie muszą pozostać w tym sąsiedztwie po zakończeniu obliczeń. Metoda SPH w oryginalnej formie zaproponowanej przez Gingolda i Monaghana została opracowana do rozwiązywania problemów hydrodynamicznych, jak dynamika gazów w astrofizyce, co pozwoliło badaczom zamodelować kolizje i przemieszczenia chmur międzygwiazdnych. W 1990 roku Libersky i Petschek rozszerzyli procedurę SPH o konstytutywny model sprężysto-plastyczny dla ciała stałego [112]. Wprowadzone zmiany umożliwiły zamodelowanie zderzeniowego testu Taylora dla stalowego pręta, co pozwoliło na zastosowanie metody SPH do analizy problemów z zakresu dynamiki ciała stałego. Wynik pierwszych symulacji ciała metodą SPH dla testu Taylora zaprezentowano na rysunku 2.6.



Rys. 2.6. Zamodelowane metodą SPH oraz modelem Lagrange'a EPIC-2 odkształcenia próbki pręta stalowego w zderzeniowym teście Taylora [112]

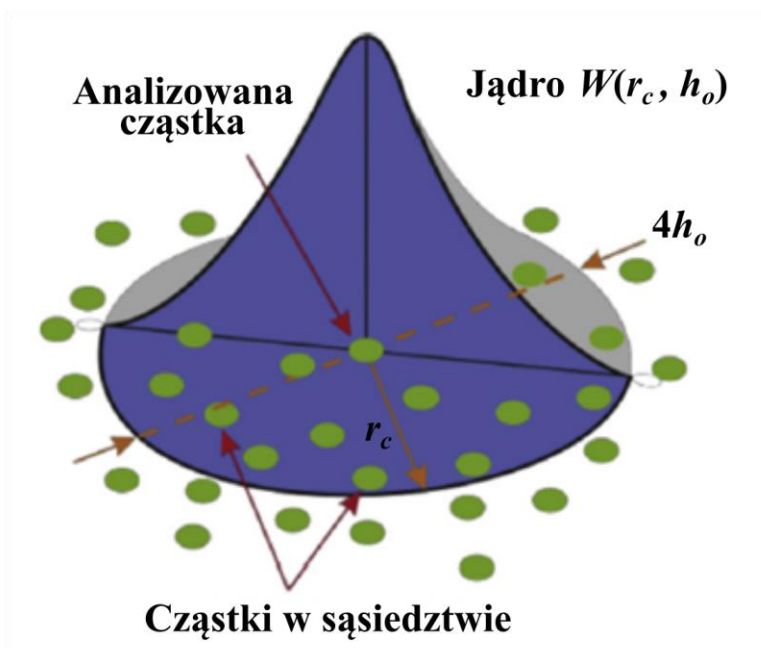
Autorzy w swojej publikacji [112] podkreślali, że podczas pierwszych prób z modelem SPH nie udało im się dokładnie odwzorować spęczenia próbki pręta, gdzie większą skuteczność predykcji zapewniał numeryczny model typu Lagrange'a. Główną motywacją dla stosowania metody SPH przy rozwiązywaniu problemów numerycznych są ograniczenia metod siatkowych, gdzie modelując proces uwzględniający intensywne odkształcenia czy pękanie materiału obserwuje się deformacje oraz degradacja siatki, wpływające na dokładność otrzymywanych wyników [215]. Obecnie zakres stosowalności SPH jest bardzo szeroki, uwzględniając symulacje obiektów w skali mikro aż do skali astronomicznej, zarówno do problemów ciała stałego jak i mechaniki ośrodków ciągłych [114]. SPH jako pierwsza metoda bezsiatkowa umożliwiła rozwój innych [42] zbliżonych

metod jak *Element-Free-Galerkin* (EFG) [24] czy *Mesh Less Local Petrov-Galerkin Methods* (MLPG) [13].

Matematyczne podstawy metody SPH zostały zebrane i przedstawione kompleksowo w książce autorstwa G. R. Liu oraz M. B. Liu [114], stąd opis metody SPH w tym podrozdziale ograniczono do przytoczenia jedynie zarysu jej podstaw. Na rysunku 2.7 przedstawiono schemat aproksymacji jądra (ang. *kernel approximation*) służący do oszacowania przestrzeni zmiennych dla każdej z cząstek. Zakres obszaru oddziaływania jest sferą (przedstawioną na rysunku w sposób umowny jako okrąg w przestrzeni dwuwymiarowej), a wielkość promienia tego zakresu wynosi κh_0 (najczęściej $2h_0$), gdzie h_0 to długości wygładzania (ang. *smoothing length*). W metodzie SPH aproksymacja dowolnej funkcji dla cząstki i odbywa się zgodnie z równaniem [75]:

$$f(x) = \sum_{j=1}^n \frac{m_j}{\rho_j} f_j W(|x_i - x_j|, h_0) \quad (2.3)$$

gdzie $f(x)$ jest funkcją skalarną wyznaczającą w sposób przybliżony wartość zmiennej dla wybranej cząstki i . Wartość funkcji $f(x)$ estymowana jest poprzez sumowanie wpływów ze zbioru sąsiadujących cząstek z indeksem j . Aproksymująca funkcja jądra W (ang. *Kernel function*) jest funkcją wagową o wartości dodatniej, która maleje wraz ze wzrostem odległości między położeniem cząstki i (koordynata x_i) od sąsiadującej cząstki j (koordynata x_j). W równaniu m_j i ρ_j są to kolejno masa i gęstość cząstki j a f_j stanowi wartość funkcji w cząstce j . W aproksymacji wartości funkcji uwzględnia się tylko cząstki zawarte w obrębie promienia sfery oddziaływania r_c (rys. 2.7), który domyślnie wynosi $2h_0$. Wewnątrz strefy oddziaływania, cząstki wchodzą we wzajemną interakcję zgodnie z określonym przez użytkownika modelem konstytutywnym dla badanego materiału [215].



Rys. 2.7. Aproksymacja jądra (*Kernel approximation*) w metodzie SPH [215]

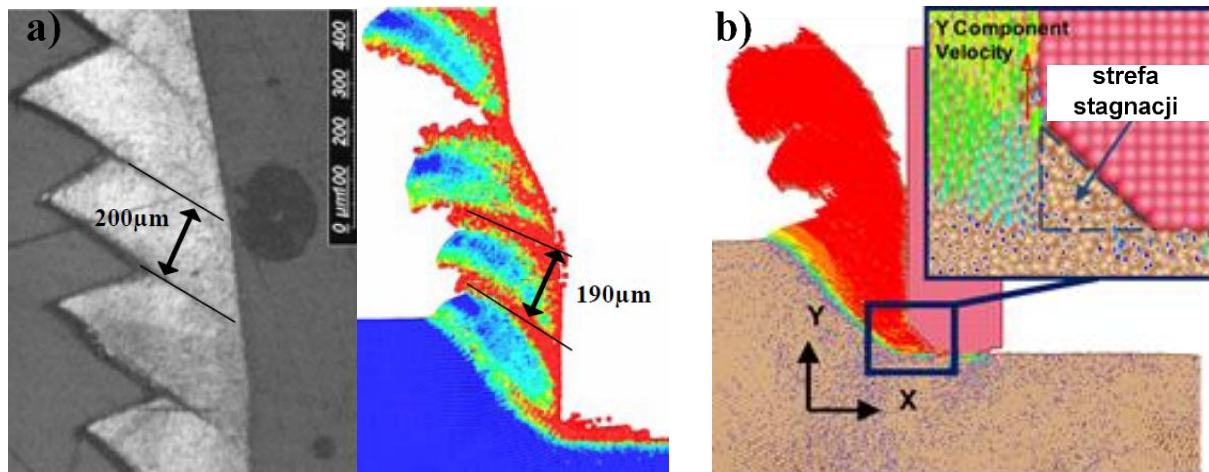
Pierwszą w historii odnotowana publikacją na temat zastosowania metody SPH do analizy procesu skrawania była praca autorstwa Heinstein i Segalman [76] z 1997 roku. Autorzy porównali w niej symulacje ortogonalnego procesu skrawania realizowane przy użyciu MES oraz nową metodą bezsiatkową. Główną motywacją badaczy było odnalezienie alternatywnej numerycznej metody modelowania procesu skrawania, gdyż MES ze względu na duże deformacje siatki pozwalała głównie na zamodelowania procesu formowania wióra modelami Lagrange'a z wymuszonym kryterium separacji. Zaprezentowany przez badaczy nowy model skrawania metodą SPH był niewrażliwy na zjawisko deformacji siatki, co pozwoliło na zamodelowanie formowania wióra polegające na odkształceniach plastycznych przedmiotu obrabianego, gdzie cząstki w naturalny sposób opływają promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej bez konieczności określania wymuszonego kryterium separacji. Nowa metoda okazała się na tyle stabilna, że badacze mogli wprowadzić do modelu ostrza o geometrii scharakteryzowanej ujemnym kątem natarcia ($\gamma_o = -45^\circ$) oraz niezerowym promieniem zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n . Niestety w badaniach nie przedstawiono żadnej weryfikacji eksperymentalnej nowego modelu.

W późniejszych latach metoda SPH została wprowadzona do komercyjnych programów typu CAE, z których najpopularniejsze wśród badaczy stanowią Abaqus CAE oraz LS-Dyna [17, 132]. Zaimplementowanie modułu SPH w komercyjnym oprogramowaniu stanowiło przełomowy moment dla rozwoju tej techniki, ponieważ komercyjne programy CAE, w odróżnieniu od badawczych kodów obliczeniowych, wyposażone są w graficzny interfejs użytkownika (GUI), który ułatwia budowę modelu, eliminuje na ogół konieczność ręcznego programowania procedury obliczeniowej oraz umożliwia użytkownikom post-processing wyników symulacji.

Jedną z pierwszych publikacji stosującą nową generację oprogramowania (LS-Dyna) była praca Limido, Chieragatti i innych [32, 113], gdzie dokonano analizy skrawania ortogonalnego stopu Ti-6Al-4V. Celem pracy była predykcja morfologii wióra oraz składowych siły całkowitej dla warunków procesu skrawania nowymi i zużytymi ostrzami. Autorom dla założonych parametrów skrawania udało się dokonać w symulacji skutecznej predykcji wióra schodkowego zbliżonego do obserwacji doświadczalnych (rys. 2.8.a). Wraz z postępującym zużyciem ostrza zaobserwowano zwiększenie obszaru ścinania oraz zmniejszenie częstotliwości segmentacji wióra. Ponadto, w symulacji metodą SPH udało się zaobserwować strefę stagnacji materiału (ang. *dead metal zone*) w pobliżu promienia r_n , towarzyszącą skrawaniu zużytym narzędziem (rys. 2.8.b). Model SPH nieznacznie niedoszacował składowe siły całkowitej o 10% i 30% kolejno dla składowej stycznej i normalnej. Zaproponowany model skrawania nie miał zdefiniowanego modelu tarcia w postaci znanej z MES jak model Coulomba a zarejestrowane naciski na powierzchni ostrza wynikały z interakcji cząstki z powierzchnią ostrza typu Lagrange'a. Autorzy zwrócili uwagę, że sposób implementacji mechanizmu tarcia w module SPH programu LS-Dyna wymaga dalszego rozwoju.

Zahedi i in. [210, 211] przedstawili hybrydowy model SPH-MES mikroskrawania ortogonalnego dla obróbki pojedynczego kryształu miedzi. Model został przygotowany w środowisku Abaqus/Explicit. Głównym celem pracy było zbadanie wpływu anizotropii właściwości kryształów w metalach z siecią regularnie ściennie centrowaną (FCC) na proces mikroskrawania. W modelu ostrze zostało zamodelowane elementami skończonymi jako ciało idealnie sztywne typu Lagrange'a, natomiast dziedziina przedmiotu obrabianego składała się

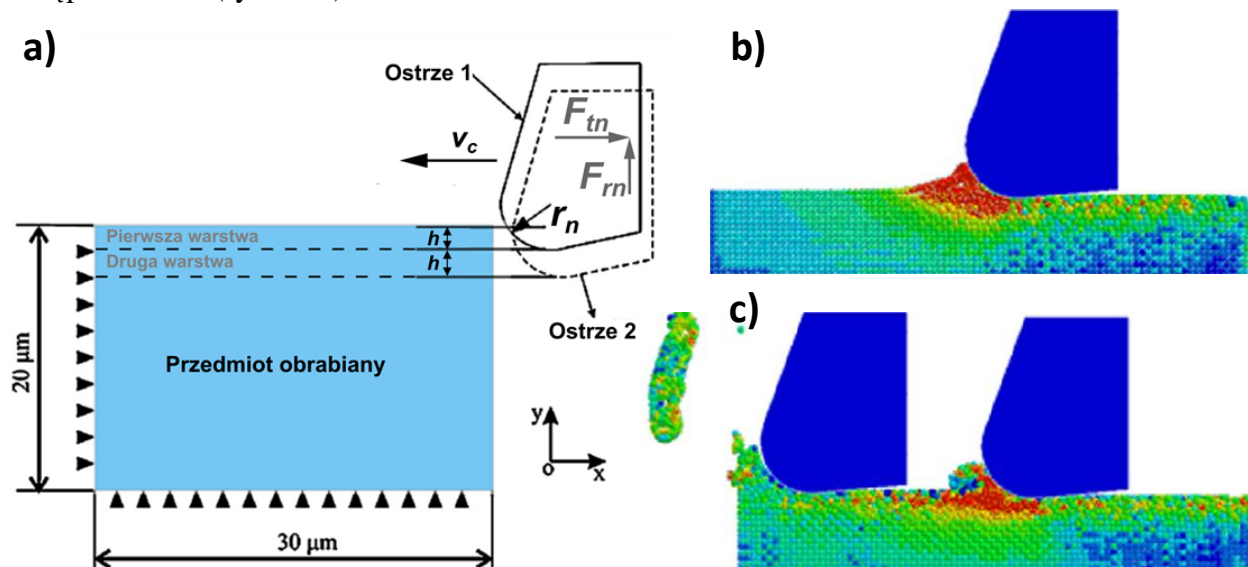
z dwóch części: warstwa obrabiana zamodelowana cząstkami SPH typu PC3D a warstwa nieobrabiana elementami skończonymi typu C3D8R. Pomiędzy cząstkami SPH a elementami skończonymi zastosowano wiązanie typu kinematycznego na granicach warstw, dzięki czemu warunki brzegowe mogły zostać określone jedynie na powierzchniach elementów skończonych. Badacze w pracy przyjęli uproszczoną geometrię ostrza bez uwzględniania promienia r_n . Do opisu tarcia zaaplikowano model Coulomba ($\mu = 0,1$), którego zastosowanie w metodzie SPH umożliwia oprogramowanie Abaqus. W pracy badacze za pomocą skryptu VUMAT zastosowali model konstytutywny dla plastyczności kryształów (ang. *crystal-plasticity*) bazujący na prawie Schmid. Autorom udało się zbadać wpływ kierunku i płaszczyzn krystalograficznych (100, 101, 111) na siłę skrawania oraz morfologię mikrowióra.



Rys. 2.8. Predykcja morfologii wióra (a) oraz obszaru stagnacji materiału przy obróbce użytym ostrzem (b) za pomocą modelu SPH dla skrawania ortogonalnego stopu Ti-6Al-4V [32]

Parle i in. [159] zastosowali metodę SPH do symulacji procesu mikroskrawania ortogonalnego stali AISI 1045. W celu walidacji modeli numerycznych przeprowadzono serię pomiarów eksperymentalnych, obejmujących pomiary składowych siły całkowitej oraz rejestrację morfologii wióra przy pomocy kamery CCD. Model SPH korzystał z konstytutywnego modelu Johnsona-Cooka dla przedmiotu obrabianego, a ostrze zostało przedstawione w uproszczony sposób bez promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej i zamodelowane jako ciało idealnie sztywne przy pomocy elementów skończonych. Autorzy podobnie jak Limido i Chieragatti [32, 113] korzystali z oprogramowania LS-Dyna, które w metodzie SPH nie przewiduje implementacji modelu tarcia Coulomba i w konsekwencji efekt strefy przylegania w kontakcie wiór-ostrze nie został tu uwzględniony. W artykule zbadano rozkład naprężeń i odkształceń w przedmiocie obrabianym jak również siłę skrawania F_c oraz morfologię wióra. Siła skrawania oszacowana modelem SPH pokrywała się w znacznym stopniu z siłą zmierzoną doświadczalnie (max. 10% błędu). Dodatkowo w pracy przetestowano metodę SPH do przewidywania podstawowych zależności znanych z mechaniki skrawania: siła skrawania rosła wraz ze wzrostem wartości posuwu na ostrze oraz malała wraz ze wzrostem kąta natarcia.

Zhao i in. [217] opracowali model SPH w programie LS-Dyna dla analizy dwóch konsekwentnych przejść ostrzy w procesie mikroskrawania ortogonalnego miedzi. W zastosowanym modelu przedmiot obrabiany został przedstawiony w postaci cząstek SPH a do opisu naprężeń w zakresie plastycznym posłużył model konstytutywny Johnsona-Cooka. Założenia konsekwentnej obróbki zostały zrealizowane stosując dwa ostrza skrawające, zamodelowane z promieniem $r_n = 3 \mu\text{m}$, których ruch główny został zainicjowany w różnych odstępach czasu (rys 2.9.a).

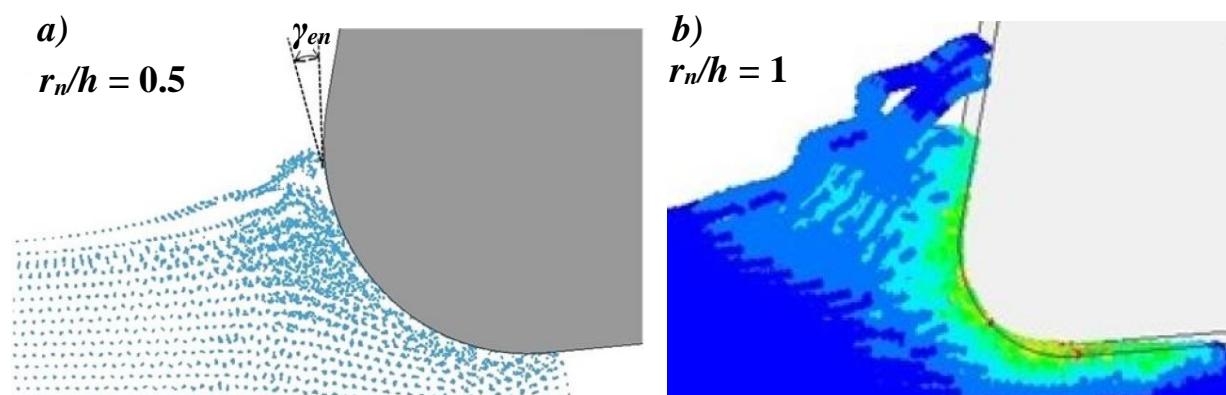


Rys. 2.9. Założenia geometryczno-kinematyczne modelu konsekwentnego mikroskrawania ortogonalnego SPH (a), kształt wióra w połowie drogi skrawania dla $h = 0,6 \mu\text{m}$ w przypadku pierwszego (b) oraz drugiego przejścia ostrza (c) [217]

W pracy autorzy zbadali wpływ poprzedniego przejścia na naprężenia resztkowe, siły oraz proces formowania wióra. Zaobserwowano, że po przejściu pierwszego ostrza materiał zostaje utwardzony zgniotem co wyraźnie wpływa na kształt wióra generowanego podczas drugiego przejścia – wiór miał mniejszą grubość oraz większą skłonność do zawijania się. Autorzy przypuszczają, że w drugim przejściu ostrza obniżyła się wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej, czemu dowodzić ma intensywne zwijanie się wióra w drugim przejściu ostrza (rys. 2.9.b-c). Badacze jednak nie określili ilościowo wpływu konsekwentnych przejść na wartość h_{min} . Na podstawie analizy zasymulowanych składowych siły całkowitej zauważyli, że wartość składowej stycznej F_m jest mniejsza o około 22% podczas drugiego przejścia ostrza, w porównaniu do wartości wygenerowanej dla pierwszego ostrza. Niemniej, wartość siły promieniowej F_m wygenerowanej w pierwszym i drugim przejściu ostrza pozostaje bez wyraźnych zmian. Autorzy nie porównali jednak zamodelowanych sił z danymi eksperymentalnymi, a oprogramowanie LS-Dyna nie umożliwia uwzględnienia modelu tarcia w definicji modelu SPH.

Guo i inni [73] w swojej publikacji przedstawili model SPH mikroskrawania ortogonalnego obróbki miedzi przygotowany w programie LS-Dyna. Autorzy zbadali w pracy wpływ wielkości promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej na mechanikę procesu mikroskrawania. Przeprowadzono szereg symulacji z różnymi ilorazami h/r_n utrzymując stałą grubość warstwy

skrawanej. Autorzy zaobserwowali, że im mniejszy jest iloraz h/r_n tym zarówno składowe siły F_m , F_n jak i maksymalna temperatura w strefie skrawania przyjmują większe wartości. Zjawisko to przypisane zostało zmianie efektywnego kąta natarcia, który w przypadku $r_n > h$ przyjmuje ujemne wartości nawet, jeżeli nominalny kąt natarcia ostrza jest dodatni (rys 2.10.a). Na rysunku 2.10.b przedstawiono zaobserwowane w pracy autorów [73] zjawisko rozwarstwiania się cząstek w modelu SPH. W przypadku metody SPH cząstki nie są ze sobą powiązane co sprawia, że w przypadku dużych odkształceń, część cząstek może oddalić się od reszty zbioru. Ma to zasadniczy wpływ na rozdzielczość i dokładność rozkładu zmiennych wewnątrz dziedziny oraz zniekształca geometryczne odwzorowanie zarysu powierzchni swobodnych wióra [170].



Rys. 2.10. Efektywny kąt natarcia dla $h/r_n < 1$ (a), zjawisko rozwarstwiania się warstw cząstek w metodzie SPH (b) [73]

2.4. Charakterystyka numerycznego modelowania mikroskrawania na bazie metody dynamiki molekularnej (MD)

Istotą symulacji metodą dynamiki molekularnej (ang. *molecular dynamics* - MD) jest numeryczne rozwiązanie równań ruchu Newtona dla badanego zbioru atomów lub cząsteczek. Równania są całkowane za pomocą technik numerycznych dla skończonego przedziału czasowych ($2 \div 3$ fs), gdzie stan równowagi wyznaczany jest na podstawie średnich statystycznych. Atom w symulacjach MD jest przedstawiany w sposób uproszczony jako sfera z masą skupioną w środku pomijając w jego budowie warstwę elektronów w celu redukcji czasu obliczeniowego. Klasyczne równanie ruchu dla zbioru atomów newtonowskich wyrażone jest wzorem [107]:

$$m \frac{d^2 r_i}{dt^2} = \frac{d(mv_i)}{dt} = \frac{dp_i}{dt} = F_i \quad (2.4)$$

gdzie m , r_i , v_i , p_i oraz F_i stanowią kolejno masę atomu, położenie, prędkość, pęd oraz siłę przyłożoną na atom i . Otrzymanym rozwiązaniem symulacji są trajektorie oraz prędkości zbioru atomów. Na ich podstawie szacowane są chwilowe wartości składowych siły całkowitej działającej na każdy atom. Siła F_i działająca na atom i jest gradientem potencjału cząsteczkowego zależnego od położenia atomu i , co można przedstawić jako [107]:

$$F_i = -\nabla_i V(r_1, r_2, \dots, r_{1N_a}) \quad (2.5)$$

gdzie:

V – potencjał cząsteczkowy,

N_a – liczba atomów,

$r_i = x_i i + y_i j + z_i k$ - wektor położenia atomu i ,

x_i, y_i, z_i – koordynaty położenia atomu i ,

$\nabla_i = \frac{\partial}{\partial x_i} i + \frac{\partial}{\partial y_i} j + \frac{\partial}{\partial z_i} k$ - operator gradientu.

W definicji modelu MD zasadnicza jest dokładna wiedza na temat stanów podstawowych (stan układu kwantowego odznaczający się najmniejszą energią [37, 102]) badanego układu w celu zapewnienia właściwego opisu oddziaływania międzyatomowego. Oddziaływanie międzyatomowe jest obserwowane jako siły wiążące ze sobą atomy w układzie, zdefiniowane na podstawie kryterium energetycznego. Dla praktycznego zastosowania w symulacjach atomowych, przyjmowana jest klasyczna definicja potencjału, według której międzyatomowe siły mogą zostać wyznaczone. Dokonuje się tego poprzez sformułowanie modelu energii potencjalnej oddziaływań międzycząsteczkowych, który stanowi funkcję albo zestaw parametrów [38]. Dobry model energii potencjalnej musi spełniać rygorystyczne kryteria odpowiadające właściwościom badanego materiału, które obejmują stałą sieci krystalicznej, parametry sublimacji, ściśliwość, współczynnik sprężystości, termodynamiczne równanie stanu oraz stabilność samego kryształu molekularnego [99]. Właściwie scharakteryzowany model umożliwia pozyskanie dokładnych rozkładów naprężeń, odkształceń, temperatury wewnątrz dziedziny zagadnienia, a nawet oszacowanie dyslokacji i zamodelowanie propagacji pęknięć. W metodzie MD siły wiązań międzyatomowych, zarówno przyciągające jak i odpychające, zależą od przyjętego modelu energii potencjalnej opracowanego na podstawie danych empirycznych. W przypadku metali do definicji potencjału między dwoma atomami najczęściej korzysta się z modeli potencjału Morse'a lub Lennarda-Jonesa. Dla przykładu, potencjał Lennarda-Jonesa do opisu oddziaływania między dwoma atomami ma postać:

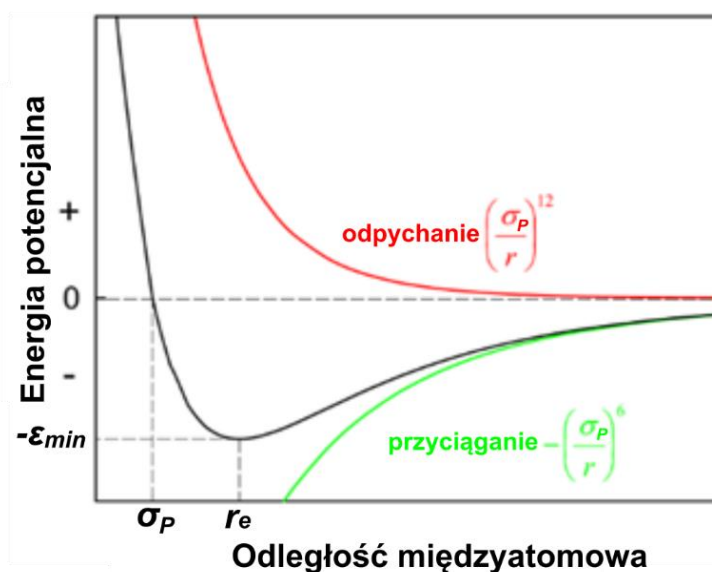
$$V = 4 \varepsilon_{\min} \left[\left(\frac{\sigma_p}{r} \right)^{12} - \left(\frac{\sigma_p}{r} \right)^6 \right] \quad (2.6)$$

gdzie ε_{\min} to parametr minimum energii potencjalnej (tzw. głębokość studni potencjału), r to odległość pomiędzy środkami atomów a σ_p to odległość dla której energia potencjalna wynosi zero [107]. Interpretacja graficzna tego modelu została przedstawiona na rysunku 2.11. Na podstawie modelu L-J, wyznacza się siłę przyciągania i odpychania atomów:

$$F_{LJ} = \frac{24 \varepsilon_{\min}}{\sigma_p} \left[2 \left(\frac{\sigma_p}{r} \right)^{13} - \left(\frac{\sigma_p}{r} \right)^7 \right] \quad (2.7)$$

Jeżeli odległość między atomami jest nieskończenie duża to zarówno energia potencjalna jak i siła oddziaływania są równe zero. W przypadku zbliżenia się atomów do siebie, to człon r^{-6} równania (2.7) reprezentuje oddziaływanie van der Waalsa, dotyczące wzajemnego przyciągania

się cząstek. Gdy odległość pomiędzy rozpatrywanymi atomami staje się dostatecznie mała to model, zgodnie z regułą Pauliego dotyczącą przenikających się powłok elektronów, doprowadzi do odpychania się atomów zgodnie z członem r^{-12} równania (2.7) [107].



Rys. 2.11. Potencjał Lennarda-Jonesa – interpretacja graficzna [107]

Badania nad dynamiką molekularną rozpoczęto w późnych latach 50. w Lawrence Radiation Laboratory (LRL) w USA a ich autorami byli Alder oraz Wainwright. Badacze stosując założenia równowagowej i nierównowagowej mechaniki statystycznej pracowali nad obliczeniami dotyczącymi idealnie sprężystych kolizji stosując do tego tzw. metodę twardych sfer w modelu zbudowanym z kilkuset cząstek [6, 7]. W 1960 roku Gibson i inni, przedstawili w swojej pracy [67] model próbki miedzi poddanej działaniu promieniowania, gdzie jako pierwsi zastosowali ciągły potencjał Borna-Mayer'a do opisu siły oddziaływań międzyatomowych. Natomiast cztery lata później Rahman opublikował przełomową publikację w której przedstawił wyniki z symulacji płynnego Argonu, zamodelowanego za pomocą 864 atomami, stosując potencjał oddziaływań międzyatomowych Lennarda-Jonesa [164]. Rahman w swojej pracy przedstawił procedurę obliczeń parametrów potrzebnych do opisu modelu atomu i jego interakcji oraz porównał uzyskany współczynnik dyfuzji własnej z danymi eksperymentalnymi. Od tamtego czasu rozwój dynamiki molekularnej postępował sukcesywnie a sama metoda znalazła zastosowanie do analiz wielu problemów jak wzrost kryształów, pomiar twardości metodą zagłębienia węgelnika, tribologia, oddziaływania wiązki lasera, niskociśnieniowa synteza diamentów czy nawet modelowanie reakcji chemicznych [99]. MD obecnie jest uznawana za dojrzałą metodę numeryczną a teoretyczne podstawy jej funkcjonowania oraz stosowanych procedur zostały obszernie omówione w wielu książkach [108, 109, 133, 167].

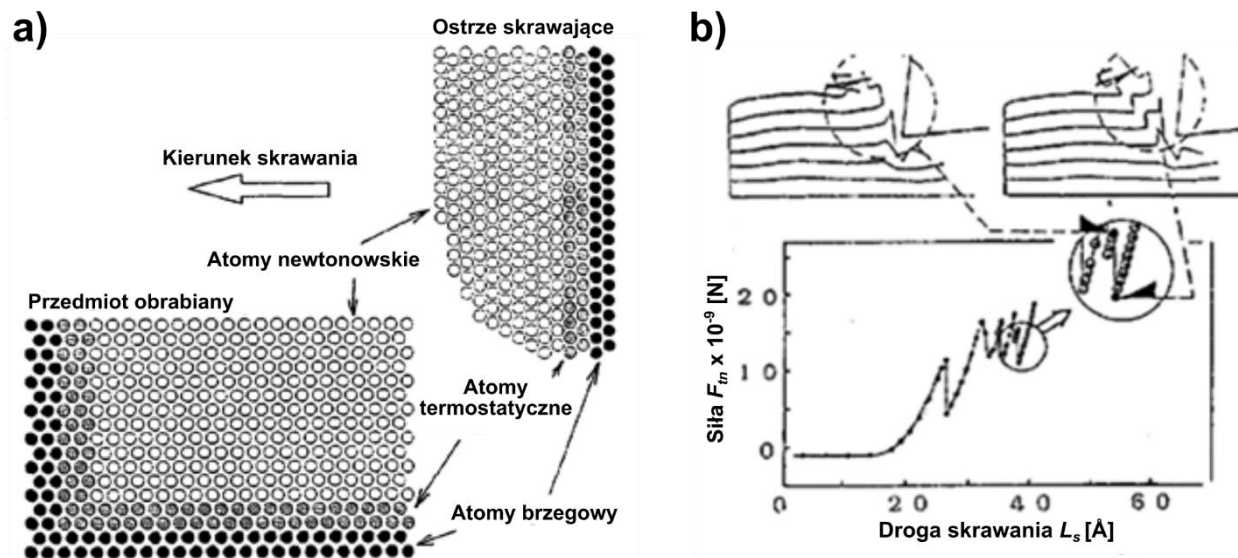
Pionierskie badania nad zastosowaniem symulacji MD do modelowania procesu skrawania prowadził zespół Belaka [19÷22] z Lawrence Livermore National Laboratories (LLNL) w USA na początku lat 90. W serii artykułów badacze przedstawili metodę MD do analizy procesu skrawania ortogonalnego dla kryształów miedzi oraz krzemu w skali nanometrycznej. W pracy [20] Belak

i inni przedstawili model 3D zagłębiania się węgelnika w warstwę atomów miedzi oraz modele 2D i 3D nanoskrawania realizowanego dla prędkości skrawania 100 m/s oraz 540 m/s, różnych promieni r_n oraz zmiennej grubości warstwy skrawanej ($h_{max} = 10$ nm). Diamentowe ostrze użyte w próbach skrawania miedzi zamodelowane zostało jako nieruchome atomy węgla (warunek ciała nieodkształcalnego, czyli ostrze o idealnej twardości), co stanowiło racjonalne uproszczenie biorąc pod uwagę, że twardość miedzi jest kilkukrotnie mniejsza od diamentu. Wyniki symulacji wykazały, że miedź w procesie skrawania utrzymuje swoją postać krystaliczną i odkształca się przez dyslokacje. W kolejnych badaniach w pracy [20] Belak przedstawił wyniki symulacji obróbki krzemu, gdzie ze względu na mniejszą różnicę twardości diamentu i krzemu, atomy ostrza mogły się odkształcać w czasie symulacji w wyniku interakcji z przedmiotem obrabianym. Na podstawie symulacji zaobserwowano, że niewielka warstwa atomów krzemu dyfundowała wewnątrz ostrza. Autorzy zaobserwowali, że atomy krzemu w obrębie wióra oraz pierwsze kilka warstw atomów na powierzchni obrobionej występowały w postaci amorficznej. Badacze ustalili, że w procesie skrawania mniej energii jest potrzebne na zmianę stanu kryształu w postać amorficzną niż na ścięcie kryształu. Stanowi to bardzo istotne wnioski dla próby głębszego poznania procesu obróbki półprzewodników.

W 1991 roku, czyli niemal w tym samym czasie co prace Belaka, dwa zespoły z Japonii: Ikawa, Shimada z Osaka University oraz Inamura z Nagoya Institute of Technology, opublikowały swoje prace nad zastosowaniem metody MD do modelowania obróbki ultra-precyzyjnej. W pracach Ikawy i Shimady [83, 176] przedstawiono modele 2D nanometrycznego skrawania ortogonalnego miedzi przy użyciu diamentowego ostrza. Warto zwrócić uwagę, że autorzy w pracy [176] posługują się terminem *mikroskrawanie* zamiast *nanoskrawanie*, mimo iż maksymalna grubość warstwy skrawanej zastosowana w ich modelach osiągała wartość 1 nm. Do modelowania oddziaływania międzyatomowego badacze zastosowali model potencjału Morsa dla miedzi oraz węgla (diament). Schemat modelu MD dla skrawania ortogonalnego przedstawiono na rysunku 2.12.a. Zarówno przedmiot obrabiany jak i ostrze są zbudowane z 3 rodzajów atomów: atomów brzegowych, termostatycznych oraz newtonowskich. Atomy brzegowe na czas symulacji pozostają nieruchome (granice przedmiotu obrabianego) albo przemieszczają się z określoną prędkością (ostrze). Rolą atomów termostatycznych jest stabilizacja temperatury oraz odprowadzenie ciepła powstałego przez odkształcenia plastyczne. Natomiast atomy newtonowskie mogą się odkształcać i przemieszczać, a ich trajektorie wyznaczone są z całkowanych równań ruchu Newtona. Autorzy pracy [83] zbadali wpływ wielkości promienia r_n na minimalną grubość warstwy skrawanej i ustalono, że dla zamodelowanej pary materiału miedź-diaament wynosi ona 0,1 wielkości r_n . Shimada [176] zestawiał wyniki zamodelowanych sił z siłami zmierzonymi podczas eksperymentu, jednak dane te miały charakter jedynie orientacyjny, ponieważ maksymalna grubość warstwy skrawanej w symulacji MD wynosiła 1 nm a najmniejsza grubość warstwy skrawanej w pomiarze laboratoryjnym wynosiła 20 nm.

Inamura z zespołem przedstawił w publikacjach [84, 85] model ortogonalnego skrawania w skali nanometrycznej, który podobnie jak w pracach Belaka i Ikawy dotyczył skrawania kryształu miedzi diamentowym narzędziem. Inamura jednak swoją uwagę skupił na mechanizmie skrawania i jego zależności od orientacji sieci krystalicznej obrabianego materiału.

Zaobserwowano, że deformacja plastyczna w przedmiocie obrabianym następuje w pierwszej kolejności wzdłuż granicy ziarna a następnie jest dopiero propagowana do sąsiadującego ziarna. Autorzy pracy wyjaśnili również przyczyny oscylacji zarejestrowanej siły skrawania, które są spowodowane natychmiastową propagacją dyslokacji w przedmiocie obrabianym (rys. 2.12.b).

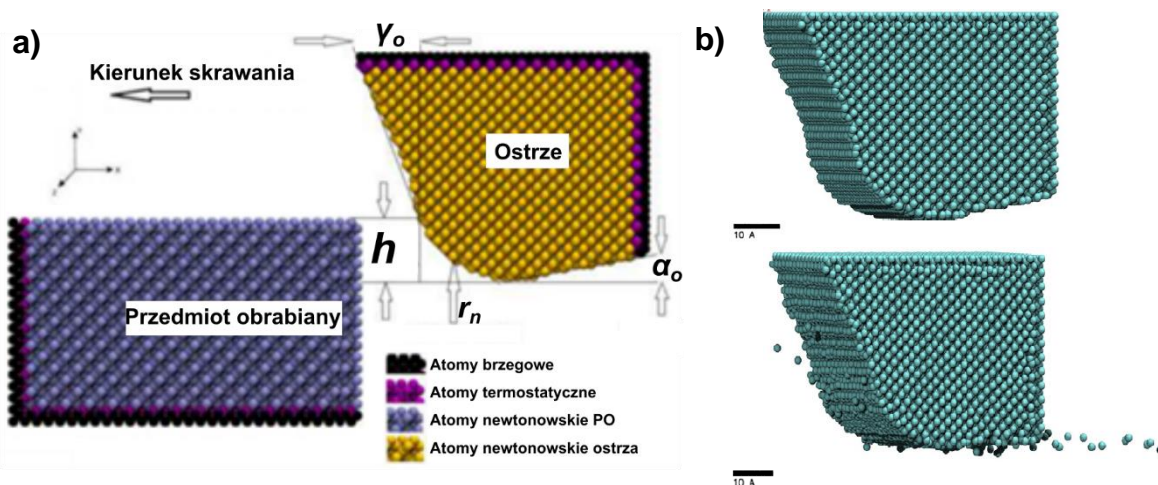


Rys. 2.12. Schemat modelu „mikroskrawania” metodą dynamiki molekularnej (a) [176], oscylacje siły skrawania spowodowane natychmiastową propagacją dyslokacji (b) [85]

W odróżnieniu od metod numerycznych jak MES czy SPH, rozwój dynamiki molekularnej nie jest uzależniony od komercyjnego oprogramowania. Obecnie do dyspozycji badaczy znajduje się wiele akademickich pakietów z oprogramowaniem realizujących symulacje MD, korzystających z założeń klasycznych modeli pola siłowego, z czego najpopularniejsze dostępne są bezpłatnie na zasadzie licencji *open source* (np. LAMMPS, CHARMM, GROMACS, NAMD, DL POLY, XMD, IMD) oraz alternatywnie programy komercyjne (np. GROMOS) [182]. Wybór właściwego oprogramowania uzależniony jest od rodzaju symulacji jakie użytkownik zamierza przeprowadzić, gdzie w przypadku zagadnień dotyczących problemów inżynierii materiałowej w badaniach najczęściej stosowane jest oprogramowanie LAMMPS lub GROMACS. Dla użytkowników dostępne są bezpłatne internetowe biblioteki (np. NIST Interatomic Potentials Repository) zawierające modele międzyatomowych potencjałów. Dlatego od pierwszej dekady XXI wieku wraz z dostępnością oprogramowania i bibliotek obserwuje się wzrost zainteresowania metodą MD w zastosowaniu do procesu skrawania.

Goel i inny [70] zastosowali metodę MD do modelowania zużycia ostrza diamentowego podczas skrawania ceramiki SiC, będącej materiałem trudnoobrabialnym, charakteryzującym się dużą twardością i odpornością na wysokie temperatury. Autorzy przygotowali model 3D (rys. 2.13.a) w pakiecie LAMMPS stosując modele funkcji energii potencjalnej ABOP (*Analytical Bond Order Potential*) do opisu interakcji pomiędzy atomami Si-Si, C-C oraz Si-C. W symulacji zastosowano nadmiernie wysoką prędkość skrawania $v_c = 100$ m/s, grubość warstwy skrawanej

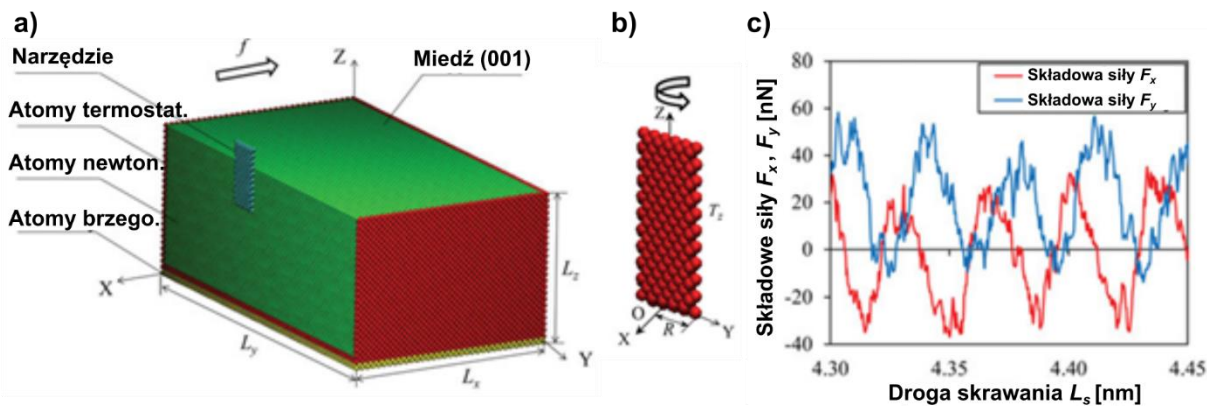
wynosiła $h = 1,3$ nm a promień $r_n = 2,3$ nm. Zaobserwowano, że wysoka temperatura w strefie skrawania, spowodowana abrazją pomiędzy SiC a ostrzem diamentowym, doprowadziła do zmniejszenia twardość narzędzia. Dodatkowo na podstawie zmiany długości wiązań kowalencyjnych wewnątrz materiału ostrza stwierdzono, że diament uległ grafityzacji co wskazywane jest jako główny mechanizm zużywania się ostrza podczas obróbki ceramiki SiC. Na rysunku 2.13.b przedstawiono zużycie ostrza na końcu symulacji, gdzie dominujące znaczenie ma zużywanie się powierzchni przyłożenia. W kolejnej pracy autorów [69], przy użyciu metody MD zbadano zjawisko powrotu sprężystego podczas obróbki kryształu krzemu. Krzem w stanie początkowym (przed obróbką) występuje w krystalicznej, kruchej odmianie Si-I, natomiast w wyniku nagniatania powierzchnią przyłożenia przemienia się w plastyczną odmianę Si-II. W wyniku gwałtownego odciążenia powierzchni obrobionej, krystaliczna odmiana Si-II zmienia postać na amorficzną. Badacze zauważyli, że zmianie postaci z krystalicznej na amorficzną towarzyszy 22% wzrost atomowej objętości, co jest obserwowane jako powrót sprężysty materiału po ustąpieniu ostrza.



Rys. 2.13. Schemat modelu MD nanoskrawania ceramiki SiC (a) zużycie ostrza diamentowego na końcu symulacji (b) [70]

Interesujące zastosowanie dynamiki molekularnej do modelowania procesu nanofrezowania przedstawił Cui i in. [40], gdzie zaproponowano uproszczony model 3D frezowania walcowo-czołowego monokryształu miedzi. Materiał obrabiany w postaci prostopadłościanu został utwierdzony na czterech ścianach a diamentowy frez został zamodelowany jako płaska płyta o grubości jednego atomu obracająca się wokół własnej osi i przemieszczająca się z prędkością posuwową v_f (rysunek 2.14.a-b). Do interakcji Cu-Cu oraz Cu-C został zaaplikowany model potencjału Morse'a. Autorzy przeprowadzili symulacje dla różnych średnic frezów z zakresu $9 \div 18$ Å, z posuwem $f_z \approx 0,4$ Å/ostrze ($1 \text{ Å} = 10^{-10} \text{ m} = 0,1 \text{ nm}$) oraz prędkością skrawania około 700 m/min. Pomimo iż zastosowany w symulacji frez stanowił znaczne uproszczenie rzeczywistego narzędzia to badaczom udało się zarejestrować charakterystyczne dla frezowania przebiegi składowych siły całkowitej. Siła posuwowa oscylowała sinusoidalnie wokół zera a siła normalna miała charakter siły tętniącej (rys. 2.14.c). Analizując kształt wyfrezowanego rowka badacze

zaobserwowali, że górna krawędź jest odkształcona z powodu efektu energii powierzchniowej oraz prędkości odkształceń. Według autorów zmniejszenie prędkości skrawania (w tym prędkości odkształceń) lub zmiana stosunku średnicy do szerokości rowka (zmniejszenie efektu oddziaływania energii powierzchniowej) mogą pozytywnie wpłynąć na jakość powierzchni obrobionej.



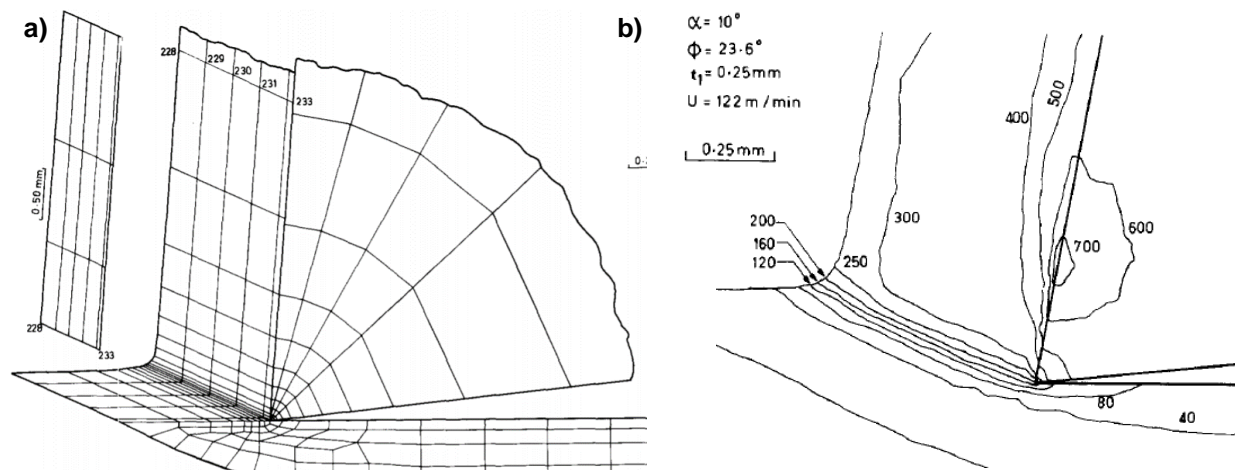
Rys. 2.14. Model frezowania walcowo-czołowego metodą MD (a), uproszczenie geometrii narzędzia (b) oraz składowe siły całkowitej w funkcji drogi skrawania (c) [40]

2.5. Charakterystyka numerycznego modelowania mikroskrawania na bazie metody elementów skończonych (MES)

Metoda elementów skończonych (MES) jest dzisiaj powszechnie uznawana za dojrzałą i rozwiniętą technikę numerycznego modelowania problemów inżynierskich i zajmują miejsce wśród podstawowych narzędzi stosowanych w dziedzinie nauki obliczeniowej. Metoda elementów skończonych jest to wariacyjna numeryczna metoda obliczeniowa stosowana do otrzymania przybliżonego rozwiązania problemu brzegowego [81]. Zgodnie z przyjętą procedurą MES, obszar zagadnienia poddany jest dyskretyzacji na skończoną liczbę części, zwanych elementami skończonymi gdzie zakłada się, że rozkład zmiennych (charakteryzujących to kontinuum) może zostać oszacowany przez agregację (złożenie) właściwości poszczególnych elementów będących połączonych w punktach węzłowych. Autorstwo koncepcji MES przypisuje się Aleksandrowi Hrennikoffowi oraz Richardowi Courantowi, którzy w latach 40. poszukiwali nowej metody obliczeniowej do rozwiązania problemów mechaniki konstrukcji [165]. O ile przyjęte przez badaczy podejścia znacznie się różniły od siebie to ich badania łączyło podstawowe założenie: dyskretyzacja ciągłej domeny zagadnienia na podzbiory zwanymi elementami. Prace nad formalizacją metody nastąpiły w latach 50. dzięki badaniom Johna Argyrisa ze Stuttgartu oraz Raya Clougha z Berkley, który jako pierwszy wprowadził pojęcie *Metoda Elementów Skończonych* [36]. Kilka lat później Turner, Clough, Martin i Topp we wspólnej pracy [188] zaprezentowali nową metodę obliczeniową korzystającą z klasycznej teorii sprężystości do wyznaczenia właściwości trójkątnego elementu w zastosowaniach do analizy problemów w płaskim stanie naprężeń aplikując ją do analizy konstrukcji skrzydła samolotu. Wraz z końcem lat 50. opracowano podstawowe założenia MES jak macierz sztywności czy agregacja elementów, które funkcjonują

w podobnej formie do dziś. Metoda została wdrożona przez NASA, która w 1965 roku zleciła opracowanie kodu obliczeniowego NASTRAN. W następujących latach ukazało się kilkaset publikacji przyczyniających się do rozwoju MES, w tym wnikliwe podstawy matematyczne opracowane przez Strang i Fix [185] czy Zienkiewicza [219], które w praktyce utworzyły nową dziedzinę matematyki stosowanej polegającej na numerycznym modelowaniu systemów w wielu dyscyplinach inżynierskich [165]. Szczegóły dotyczące teorii oraz procedur związanych z MES można znaleźć w licznych książkach [44, 45, 81, 131, 185, 219] przedstawiających jej aplikacje zarówno w odniesieniu do klasycznej mechaniki konstrukcji jak i modelowania procesów wytwarzania.

Wraz ze znaczącym rozwojem możliwości obliczeniowych komputerów stało się możliwe włączenie MES do analizy wielu aspektów związanych z procesem skrawania tworząc alternatywę do klasycznych modeli analitycznych Merchanta czy Oxleya. Wielu badaczy zaadaptowało nową metodę do celów wnikliwego poznania procesu skrawania. Pierwsze prace nad zastosowaniem MES w modelowaniu procesu skrawania datuje się na początek lat 70. a ich autorami byli Klamecki, Mansour, Tay, Muraka i inni [98, 130, 143, 186, 187]. Pierwsze próby badaczy skupiały się przede wszystkim na określeniu całkowitego rozkładu temperatury wewnątrz strefy skrawania (rys. 2.15), gdzie dostępne wówczas klasyczne metody analityczne pozwalały wyznaczyć jedynie średnie wartości temperatur działających na określonych powierzchniach ostrza. Zarówno w przypadku początkowych prac Taya [186, 187] oraz Muraka [143] modele wymagały zdefiniowania danych wejściowych jak składowe siły całkowitej, właściwości wióra, długość kontaktu wiór z ostrzem czy rozkład prędkości płynięcia materiału w celu określenia rozkładu temperatury, co wymagało od badaczy prowadzenia intensywnych pomiarów eksperymentalnych. W późniejszych badaniach autorów modele udoskonalono eliminując konieczność określania rozkładu prędkości płynięcia materiału, przez co model wyznaczał rozkład temperatury na podstawie danych jak wartości siły oraz właściwości wióra, czyli podobnych danych wejściowych jakie były stosowane do tej pory w modelach analitycznych skrawania ortogonalnego [183].



Rys. 2.15. Przykład jednego z pierwszych modeli MES procesu skrawania ortogonalnego. Budowa siatki (a), rozkład temperatury wewnątrz strefy skrawania i ostrza (b) [187]

Potencjał MES został dostrzeżony przez innych naukowców zajmujących się zagadnieniem skrawania i na przestrzeni lat 80. i 90. zaobserwowano wzrost zainteresowania metodą, gdzie stosowano do tego celu głównie uniwersyteckie kody obliczeniowe wymagające od użytkownika wysokich umiejętności programowania. Mackerle w pracach [123, 124] przedstawił szczegółowy spis publikacji z lat 1976÷2002, dokumentując około 1000 publikacji, z podziałem na tematykę, w których zastosowano MES do analizy procesów ogólnie związanych ze skrawaniem: od mechaniki procesu skrawania, procesu zużycia, różne sposoby obróbki, hybrydowe metody obróbki a skończywszy na dynamice układu OUPN.

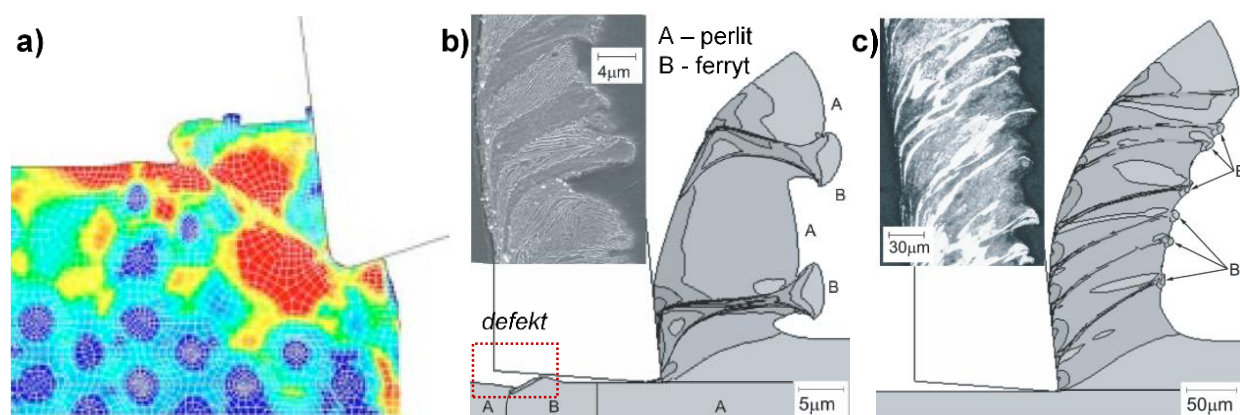
Teoria metody elementów skończonych w ujęciu procesów formowania metali, włączając proces skrawania została sformalizowana i opisana między innymi w książkach [44, 50, 131]. Jednym z podstawowych aspektów fizyki skrawania jest separacja materiału w postaci wióra z przedmiotu obrabianego. Formowaniu wióra towarzyszą intensywne zastępcze odkształcenia plastyczne rzędu $\varepsilon = 1\div 5$ (odkształcenia względne na poziomie 100÷500%), które w domyślnych modelach MES typu Lagrange'a zostaną przeniesione bezpośrednio na siatkę elementów skończonych skutkując jej deformacją czy inwersją prowadzącą do obniżenia jakości wyników. Problem deformacji elementów skończonych nie jest ograniczony tylko do skrawania w skali makro, co więcej, z powodu dużego stosunku r_n/h w mikroskrawaniu zjawisko deformacji elementów skończonych następuje bardziej intensywnie [54, 205]. Sposoby rozwiązania tego fundamentalnego problemu w MES zostały przedstawione w rozdziale 2.6.

Pod koniec lat 90. wraz z postępującym rozwojem mocy obliczeniowych komputerów na rynku pojawiły się komercyjne pakiety obliczeniowe MES, klasyfikowane często jako programy do komputerowego wspomaganie prac inżynierskich CAE (ang. *Computer Aided Engineering*). Komercyjne oprogramowanie w odróżnieniu od uniwersyteckich kodów obliczeniowych wyposażone jest zazwyczaj w graficzny interfejs użytkownika (GUI), który wprowadza znaczące ułatwienia w procesie przygotowania symulacji (*Preprocessing*) oraz wizualizacji wyników (*Postprocessing*). Integracja GUI w oprogramowaniu MES stanowi z pozoru małą zmianę, która jednak w rzeczywistości wyraźnie wpłynęła na zwiększenie przystępności analiz MES, ponieważ ograniczyła konieczność programowania obliczeń przy użyciu skryptów użytkownika. Komercyjne pakiety obliczeniowe MES można podzielić na dwie grupy: środowiska ogólnego przeznaczenia oraz dedykowane programy do analizy procesu skrawania. Programy MES ogólnego przeznaczenia umożliwiają analizę szerokiego spektrum problemów jak mechanika konstrukcji, procesy wytwarzania, CFD, analizy termiczne, pole magnetyczne czy akustyczne czyli statyczne, quasistatyczne, dynamiczne problemy liniowe i nieliniowe, które wymagają uwzględnienia multifizycznych aspektów analizy. Z punktu widzenia technik wytwarzania jak formowanie metali, pakiet obliczeniowy musi zapewniać rozwiązanie dla dynamicznych sprzężonych problemów przemieszczeniowo-temperaturowych, gdzie do programów spełniających te wymagania można zaliczyć między innymi Abaqus, LS-Dyna, ANSYS, MSC/NASTRAN [45]. Do drugiej grupy dedykowanych programów do analizy procesu skrawania metodą elementów skończonych, można zaklasyfikować oprogramowanie DEFORM oraz AdvantEdge. Podstawową cechą tych programów jest usprawnienie etapu przygotowania modelu, przez zastosowanie interfejsu w postaci kreatora symulacji, w którym użytkownik wybiera sposób

obróbki oraz określa w odpowiednich polach warunki skrawania (parametry skrawania, materiał, wielkości charakteryzujące geometrię ostrza itp.) a program dla podstawowych przypadków (modele ortogonalne, toczenie, frezowanie itp.) wygeneruje odpowiednią geometrię zagadnienia uwzględniając zalecane warunki brzegowe. Programy z tej grupy zawierają również biblioteki z parametrami popularnych materiałów konstrukcyjnych, automatycznie implementują adaptacyjną przebudowę siatki (podrozdział 2.6) a kod obliczeniowy (ang. *solver*) jest zoptymalizowany pod kątem analiz procesu skrawania. Jednak podstawową wadą dedykowanego oprogramowania jest ograniczenie decyzyjnej roli użytkownika co wpływa na zmniejszenie elastyczności w konfigurowaniu modelu, rodzaju elementów czy kodu obliczeniowego, co sprawia, że użytkownik dysponujący podstawowymi umiejętnościami posługuje się modelem typu black-box [39, 65]. W niektórych przypadkach takie restrykcje mogą być uznane za korzystne, jednak uniemożliwia to analizę nowych problemów w obróbce skrawaniem jak obróbka materiałów kompozytowych, definicja nowych modeli konstytutywnych materiału, procesów hybrydowych (np. LAM, VAM) oraz wariantów nieprzewidzianych przez twórców oprogramowania.

Chuzhoy i in. [33÷35] przedstawili przygotowany w programie Abaqus model mikroskrawania ortogonalnego dla żeliwa sferoidalnego uwzględniając mikrostrukturę badanego materiału. Badacze podzielili przedmiot obrabiany na fazy perlitu, ferrytu zamodelowane w postaci heksagonów a kulki grafitu osadzone zostały wewnątrz ziaren ferrytu. Do opisu naprężeń w funkcji odkształceń, prędkości odkształceń i temperatury zastosowano model konstytutywny Bammanna-Chiesa-Johnsona (BCJ) dla ziaren perlitu i ferrytu. Parametry do modelu BCJ dla perlitu i ferrytu zostały wyznaczone drogą eksperymentalną dla przetopionych i odlanych próbek ze wsadu stali o zawartości węgla do 0,004% (próbka ferrytu) oraz 0,75% (próbka perlitu). Do opracowania modelu materiałowego zastosowano próbę rozciągania dla prędkości odkształceń w zakresie $0,001 \div 800 \text{ s}^{-1}$ oraz metodę dzielonego pręta Hopkinsona dla zakresu $800 \div 4000 \text{ s}^{-1}$. W symulacji MES badacze zaaplikowali opis Lagrange'a a model konstytutywny BCJ uwzględniał efekt akumulacji zniszczeń w obrębie każdego z ziaren. Na koniec każdego elementarnego przedziału czasowego sprawdzana jest całkowita akumulacja zniszczeń w każdym z ziaren względem ustalonego kryterium po osiągnięciu którego poszczególne elementy zostają usunięte. Po usunięciu grupy elementów przeprowadzana jest przebudowa siatki (tzw. *remeshing*) w celu utrzymania właściwej topologii siatki. W symulacjach skrawania żeliwa sferoidalnego zastosowano grubość warstwy skrawanej w zakresie $h = 75 \div 125 \text{ }\mu\text{m}$, promień $r_n = 25 \div 75 \text{ }\mu\text{m}$ oraz prędkość skrawania $v_c = 48 \text{ m/min}$. Na podstawie symulacji zaobserwowano, że ziarna ferrytu i grafitu mają większą skłonność do odkształceń niż perlit. Zastosowanie symulacji z mechanizmem zniszczenia i usuwania elementów pozwoliło autorom zbadać proces inicjacji formowania wióra uwzględniając poślizg na granicach faz przyczyniający się do powstawania wióra w postaci segmentowej (rys. 2.16.a.). Niestety zastosowany mechanizm usuwania elementów z modelu nie pozwala na zamodelowanie całkowitego formowania wióra. Dodatkowo zaobserwowano, że kulki grafitu znajdujące się w strefie poślizgu ulegały znacznemu wydłużeniu a grafit występujący na granicy powierzchni swobodnej został wyciśnięty poza materiał obrabiany.

Vogler i in. [190, 191] zastosowali modele BCJ dla ziaren perlitu i ferrytu opracowane w pracach Chuzhoy'a [33÷35] do własnych symulacji MES. Vogler przygotował osobne homogeniczne modele mikroskrawania ortogonalnego dla perlitu i ferrytu w celu oszacowania minimalnej grubości warstwy skrawanej h_{min} . W celu identyfikacji wartości h_{min} badacze w serii symulacji z ostrzami o promieniach r_n wynoszących 2 i 7 μm stosowali różne grubości warstwy skrawanej w zakresie $h = 0,1 \div 3 \mu\text{m}$. Następnie na podstawie wizualizacji wyników odkształceń badacze sprawdzali czy powierzchnie obrobione i nieobrobione po przejściu ostrza znajdują się na takiej samej wysokości dla danego parametru h . Jeżeli skrawanie zostało zainicjowane ($h \geq h_{min}$) to obserwowalna była różnica między wysokościami powierzchni materiału obrabianego znajdujących się po obu stronach ostrza. Vogler oszacował wartość znormalizowanej minimalnej grubości warstwy skrawanej k w zakresie $0,14 \div 0,25$ oraz $0,29 \div 0,43$ kolejno dla perlitu i ferrytu.

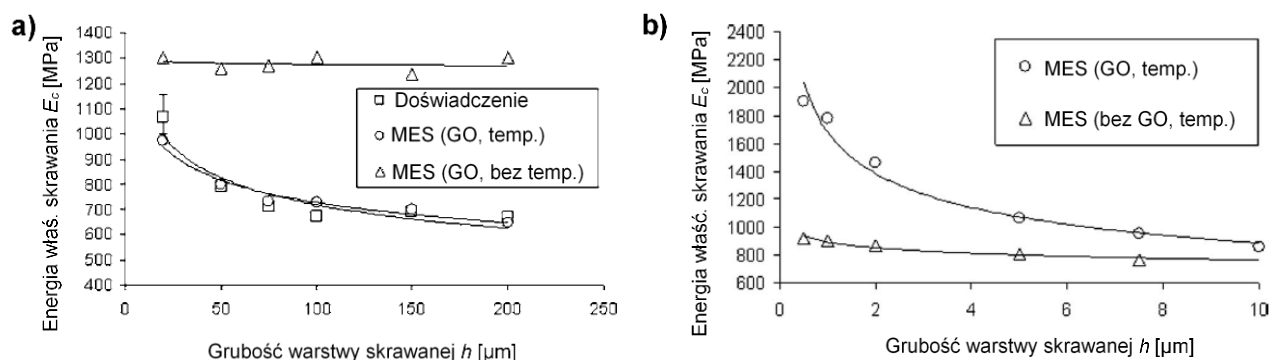


Rys. 2.16. Rozkład naprężeń w warstwie skrawanej w modelu trójfazowym perlit-ferryt-grafit (a) [33]. Morfologia wióra w skali mikro (b) oraz mezo (c) w modelu dwufazowym z warstwą przejściową [178]

Simoneau, Ng oraz Elbestawi [177, 178] przedstawili badania dotyczące zastosowania MES do modelowania procesu skrawania stali C45 w trzech różnych skalach: mikro ($h = 2 \div 10 \mu\text{m}$), mezo ($h = 30 \div 50 \mu\text{m}$) oraz makro ($h = 100 \div 400 \mu\text{m}$) dla stałej prędkości skrawania 60 m/min. Autorzy w programie Abaqus przygotowali symulacje z materiałem obrabianym w postaci heterogenicznej (ziarna perlitu i ferrytu) oraz homogenicznej, gdzie weryfikacja modeli nastąpiła w oparciu o porównanie efektu wizualizacji odkształceń MES ze zdjęciami SEM zglądów metalograficznych powierzchni obrobionej oraz uzyskanych wiórów. Jako model konstytutywny przyjęto równanie Johnsona-Cooka dla zbioru parametrów dla stali C45, dostępnego w literaturze. Dla perlitu przyjęto ten sam zbiór parametrów równania JC co do stali C45, natomiast dla ferrytu przeskalowano granicę plastyczność do 1/3 wartości uzyskiwanych dla perlitu. Działanie to zostało uzasadnione przez różnice w twardości ziaren, gdzie zauważono, że ziarna perlitu mają trzykrotnie większą twardość od ziaren ferrytu. W celu zasymulowania procesu formowania wióra zastosowano model typu Lagrange'a z ciekłą warstwą przejściową z której usuwane są elementy wraz z jednostajnym ruchem ostrza. Zastosowanie modeli formowania wióra z warstwą przejściową wymaga by ostrze zostało zamodelowane z idealnie ostrą krawędzią skrawającą czyli bez promienia zaokrąglenia r_n . Na podstawie symulacji oraz analizy przekrojów powierzchni

obrobionej stwierdzono, że model MES obróbki dwufazowego materiału jest w stanie dokonać predykcji kształtu wióra w tym charakterystycznych wpływów ferrytu oraz powstawania defektów powierzchni obrobionej (rys. 2.16.b-c). W przypadku symulacji w skali mikro (rys. 2.16.b) zaobserwowano intensywne wyciskanie miękkiego ferrytu (faza B) poza powierzchnię swobodną przez twarde ziarna perlitu (faza A). Symulacje przy użyciu dwufazowego opisu umożliwiły zamodelowanie defektu w postaci żłobu na powierzchni obrobionej (rys. 2.16.b) powstającego na granicy faz podczas przejścia skrawania z perlitu do ferrytu (A-B) ale nigdy odwrotnie (B-A). Autorzy nie uzyskali podobnego kształtu wióra ani defektów powierzchniowych stosując homogeniczną reprezentację materiału obrabianego dla stali C45.

Liu i Melkote w swoich badaniach [116, 117] zastosowali MES do oceny wpływu efektu rozmiarowego (ang. *size effect*) w mikroskrawaniu na energię właściwą skrawania, na przykładzie obróbki stopu aluminium 5083-H116. Autorzy z swoich prac analizowali efekt umacniania materiału poddanego deformacji plastycznej, gdzie zaobserwowano nieliniowy wzrost umocnienia materiału wraz z malejącą grubością warstwy skrawanej do rzędu kilku mikrometrów. Do jakościowej oceny stopnia umocnienia zastosowano miarę energii właściwej skrawania uwzględniając wpływ czynników, jak prędkość odkształceń, gradient odkształceń oraz temperatura. W badaniach zastosowano model konstytutywny Johnsona-Cooka do opisu naprężeń zastępczych, gdzie model materiałowy rozszerzono o założenia zjawiska gradientu odkształceń zgodnie z rozszerzoną teorią plastyczności Taylora zaproponowaną przez Gao i Huanga [64]. Zgodnie z założeniami tej teorii, uwzględnienie gradientu odkształceń w modelu MES umożliwia analizę zachowania materiału poddanego miejscowo skupionymi intensywnymi odkształceniami w zależności od zastosowanej skali modelu (mezo i mikro). Badacze przygotowali symulacje stosując do tego program Abaqus/Standard przyjmując adaptacyjną strategię przebudowy siatki (*remeshing*) realizowaną przez skrypt napisany w języku FORTRAN 77. Autorzy przeprowadzili dwie serie symulacji: pierwszą dla zbadania wpływu gradientu odkształceń dla zakresu $h = 0,5 \div 10 \mu\text{m}$ oraz drugą dla zbadania wpływu temperatury dla zakresu $h = 20 \div 200 \mu\text{m}$. Wartość energii właściwej skrawania w symulacji oraz badaniach doświadczalnych została określona na podstawie wartości zmierzonych sił oraz przekrojów warstwy skrawanej. Rysunek 2.17.a przedstawia wpływ uwzględnienia temperatury w modelu materiałowym na energię właściwą skrawania przedstawioną w funkcji parametru h .

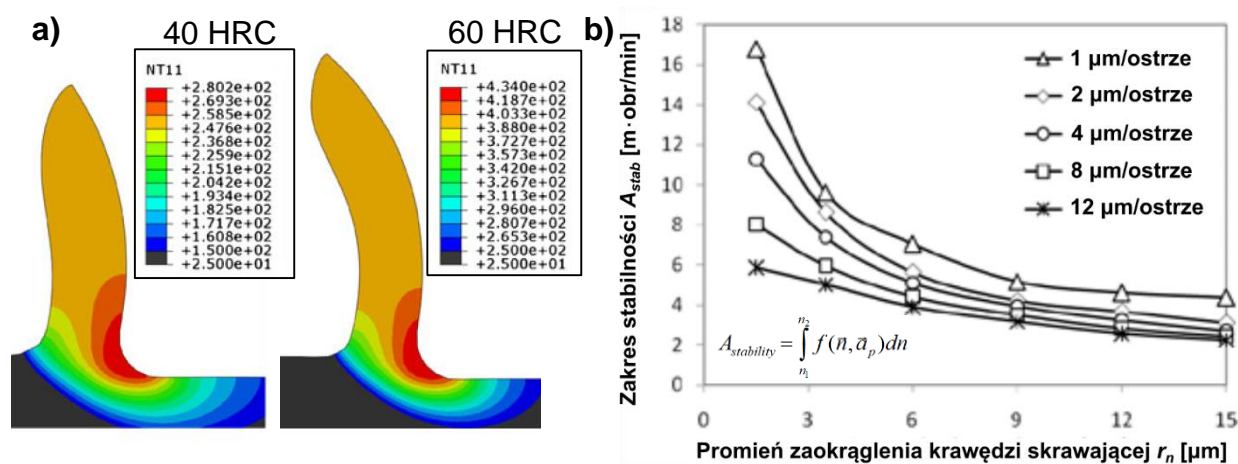


Rys. 2.17. Wpływ temperatury (a) oraz gradientu odkształceń (b) na energię właściwą skrawania [117]

Uwzględniając wpływ temperatury w modelu obserwuje się zbieżność wyników symulacji z pomiarami empirycznymi, co pozwala na predykcję wpływu efektu rozmiarowego na wartość energii procesu. W przypadku symulacji nieuwzględniających wpływu temperatury obserwuje się względnie stałą wartość energii właściwej skrawania w funkcji grubości warstwy. Dodatkowo wykazano istotny wpływ gradientu odkształceń (GO) zaimplementowanego w modelu konstytutywnym na wartość energii właściwej skrawania (rys. 2.17.b). W symulacjach zaobserwowano również wpływ promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n na zmianę charakterystyki rozplawy materiału w strefie skrawania, która skutkuje poszerzeniem płaszczyzny poślizgu obserwowanej w rozkładach naprężeń z symulacji MES. Ze względu na zwiększoną długość kontaktu materiał obrabiany-ostrze w symulacjach mikroskrawania zaobserwowano również większą dyssypację energii w procesie niż w przypadku warunków obróbki w skali makro.

Zespół badaczy Afazov, Ratchev i Segal [2÷5] zaproponowali opracowany w oprogramowaniu Abaqus ortogonalny model mikroskrawania na bazie arbitralnego sformułowania Lagrange'a Eulera, zwanego ALE (opis w podrozdziale 2.6). W serii publikacji badacze zastosowali model MES do wyznaczenia składowych siły całkowitej w układzie ortogonalnym mikroskrawania w zakresie różnych prędkości skrawania oraz posuwu na ostrze dla stali typu AISI 4340 [2, 4, 5] oraz stali narzędziowej typu AISI H13 [4]. Siły z układu narzędzia wyznaczone za pomocą symulacji MES zostały przekształcone przez analityczny model mechanistyczny do układu obrabiarki, odwzorowując kinematyczno-geometryczne zależności charakterystyczne dla procesu frezowania walcowo-czołowego, uwzględniając bicie promieniowe mikrofrezu. Zastosowanie modelu mechanistycznego zapewnia możliwość dokonania predykcji sił w procesie mikrofrezowania dla szerokiego zakresu parametrów skrawania, gdzie analityczny model korzysta z równań regresji sił oszacowanych za pomocą MES w postaci $F_i = f(f_z, v_c)$. Autorzy w modelu skrawania ortogonalnego dla stali AISI 4340 przyjęli podstawową postać równania Johnsona-Cooka jako równanie konstytucyjne, natomiast w przypadku stali AISI H13 zastosowano rozszerzoną postać równania J-C, zaproponowaną w pracy Yan i inni [206], która pozwala uwzględnić wpływ twardości materiału na wartość naprężenia zastępczego. Implementacja niestandardowych równań konstytutywnych w środowisku Abaqus możliwa jest przy pomocy programowalnych skryptów z grupy VUMAT i UMAT. W wyniku zmiany twardości stali AISI H13 z 35 na 60 HRC zaobserwowano wzrost składowych siły całkowitej F_m i F_r w przybliżeniu o kolejno 102% i 116% [4]. Twardość stopu ma również wpływ na temperaturę w procesie mikroskrawania, gdzie zaobserwowano względny wzrost jej wartości o 55% (rys. 2.18.a). Na podstawie symulacji MES stwierdzono, że wraz ze wzrostem prędkości v_c obserwuje się nieznaczny wzrost składowej siły stycznej F_m , natomiast w przypadku siły promieniowej F_r nie stwierdzono znaczącego wpływu prędkości v_c na jej wartość. Autorzy dokonali walidacji modelu porównując siły wygenerowane przez model z siłami zmierzonymi podczas doświadczalnego mikrofrezowania ze zmiennymi parametrami prędkości obrotowej wrzeciona oraz posuwu na ostrze. Wyniki autorów ukazują dobrą zgodność między siłami oszacowanymi przez hybrydowy numeryczno-analityczny model a wartościami doświadczalnymi, oszacowując wpływ bicia promieniowego, obserwowany jako nierównomierny naddatek usuwany przez ostrza frezu [3, 4].

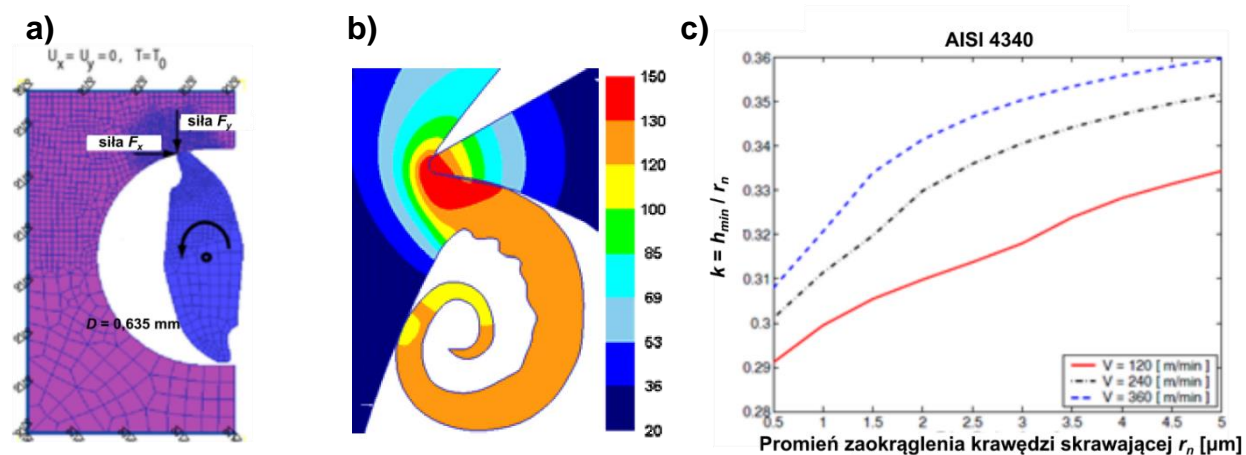
Afazov i in. [2, 5] zastosowali hybrydowy model do predykcji sił do opracowania krzywych workowych dla procesu mikrofrezowania, czyli wyznaczenia zakresu w jakim obróbka zachowuje swoją stabilność lub ją traci. Dynamiczne parametry modalne części roboczej narzędzia zostały określone dla układu narzędzie-uchwyt-wrzeciono i zastosowane do rozwiązania równań ruchu. Proces mikrofrezowania został potraktowany jako problem o dwóch stopniach swobody, gdzie rozpatrywano parametry modalne układu narzędzie-uchwyt-wrzeciono oraz siły wyznaczone z modelu hybrydowego. Kierunek i amplituda drgań zostały wyznaczone jako przemieszczenia części roboczej frezu w kierunku x i y . Autorzy zbadali wpływ wielkości promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n na stabilność procesu mikrofrezowania. Wzrost promienia r_n bezpośrednio wpływa na wzrost składowych siły całkowitej i dodatkowo zmniejsza zakres stabilności obróbki [2]. Zakres stabilności (A_{stab}) został zdefiniowany jako fragment z wykresu krzywych workowych gdzie proces jest stabilny dla prędkości obrotowych wrzeciona od 5000 do 100 000 obr/min. Wyniki badań (rys. 2.18.b) wskazują, że zakres stabilności nieliniowo zmniejsza się w funkcji promienia zaokrąglenia r_n dla zastosowanych posuwów $f_z = 1 \div 12 \mu\text{m}/\text{ostrze}$. Zauważa się również, że zakres stabilności zmniejsza się wraz z zastosowaniem większych posuwów.



Rys. 2.18. Wpływ twardości materiału obrabianego na temperaturę w strefie skrawania (a) oraz wpływ promienia r_n na zakres stabilności mikrofrezowania w funkcji f_z (b) [2, 4]

Özel wraz z zespołem [14, 48, 153, 154] prowadzili badania przy pomocy symulacji MES nad efektem rozmiarowym i jego znaczeniem dla skrawania w skali mikro i mezo na przykładzie frezowania stopu aluminium 2024-T6 oraz stali typu AISI 4340. Badacze przygotowali dwuwymiarowy model MES frezowania narzędziem dwuostrzowym ($D = 0,635 \text{ mm}$) w oprogramowaniu DEFORM-2D odwzorowując w sposób uproszczony kinematykę procesu (rys. 2.19.a). W badaniach zastosowano model konstytutywny Johnsona-Cooka do wyznaczenia naprężenia zastępczego oraz przyjęto strategię przebudowy siatki w celu utrzymania wysokiej jej jakości w obliczu deformacji elementów. Obiektem zainteresowania badaczy w symulacjach była wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej h_{min} , rozkład temperatury w strefie skrawania oraz składowe siły całkowitej w układzie obrabiarki. Dla obu materiałów przeprowadzono analizę wpływu prędkości v_c , promienia r_n oraz posuwu f_z na wartość h_{min} . W przypadku stali AISI 4340

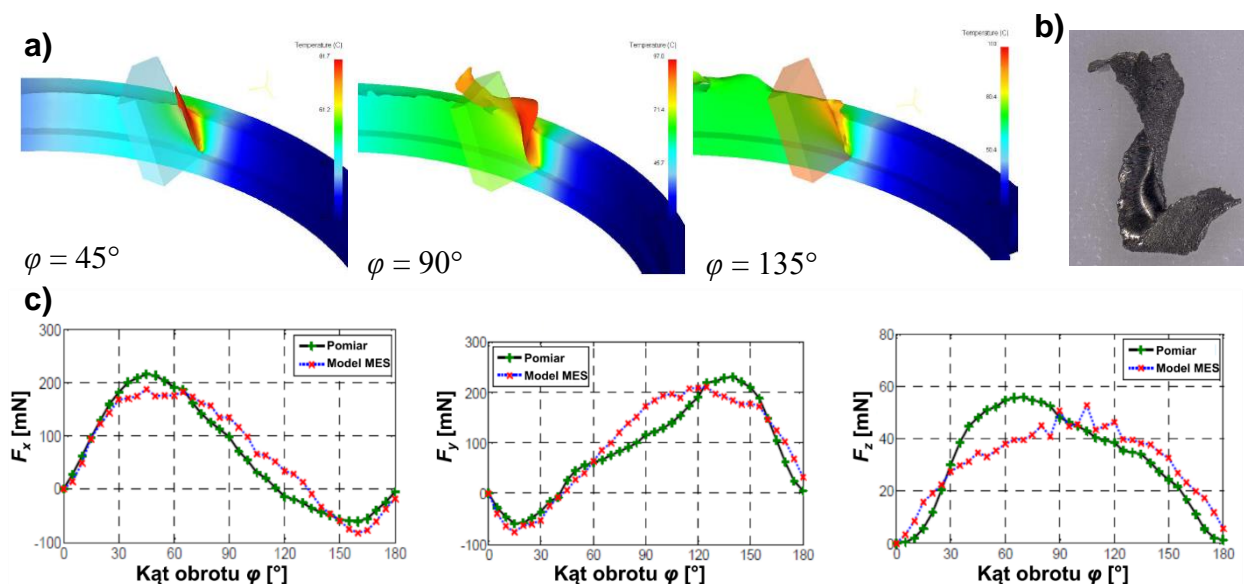
znormalizowana minimalna grubość warstwy skrawanej ($k = h_{min}/r_n$) mieściła się w zakresie $k = 0,3 \div 0,33$, a w przypadku aluminium 2024-T6 zakres ten wynosił $k = 0,42 \div 0,45$ dla tego samego narzędzia węglkowego (WC-Co). W przypadku obu materiałów zaobserwowano, że wartość h_{min} rośnie w funkcji prędkości skrawania oraz współczynnik k zwiększa się w funkcji promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej (rys. 2.19.c) dla tego samego zestawu parametrów skrawania. Autorzy porównali otrzymane przebiegi czasowe sił z symulacji MES z danymi eksperymentalnymi, jednakże zaobserwowali znaczące niedoszacowanie wartości siły F_x .



Rys. 2.19. Model mikrofrezowania przygotowany w programie DEFORM-2D (a), rozkład temperatury w strefie skrawania (b) oraz znormalizowany współczynnik minimalnej grubości warstwy skrawanej k w funkcji promienia r_n dla stali typu AISI 4340 (c) [154]

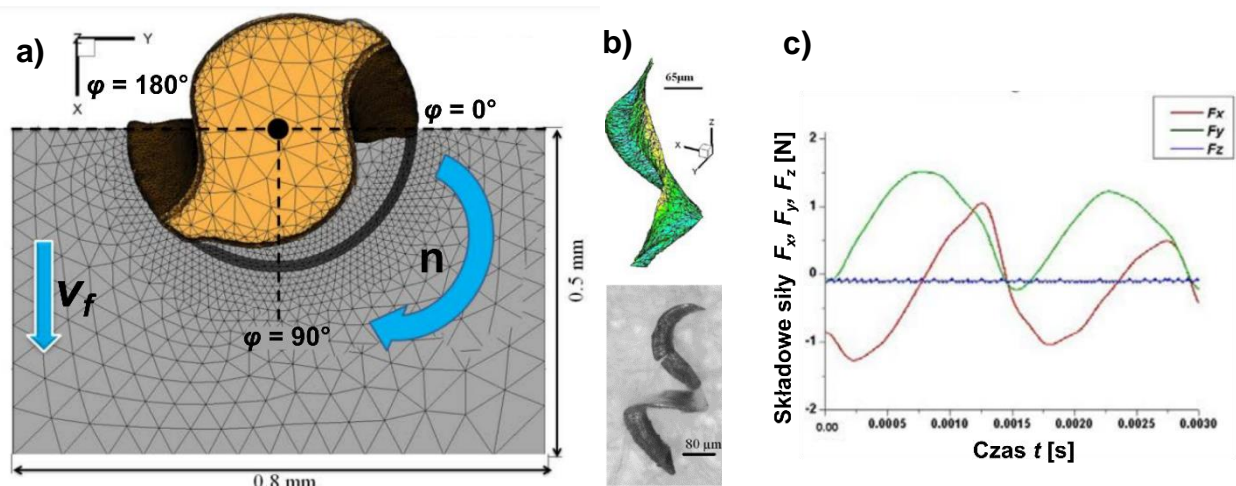
Wu i Cheng [201] również zastosowali oprogramowanie DEFORM jednak do trójwymiarowej symulacji procesu mikrofrezowania stali typu C45. Przez zastosowanie modelu 3D możliwe było uwzględnienie kąta pochylenia krawędzi skrawającej λ_s w geometrii wycinka mikrofrezu, natomiast przedmiot obrabiany przypomina fragment tulejki z kołnierzem. W badaniach zastosowano dwuostrzowy frez węglkowy ($D = 0,3$ mm, $r_n = 2,5$ μm $\lambda_s = 30^\circ$) oraz parametry skrawania $v_c = 28$ m/min, $f_z = 1$ $\mu\text{m}/\text{ostrze}$ oraz $a_p = 20$ μm . Autorzy podobnie jak w pracach Özela [14, 48, 153, 154] zastosowali konstytutywny model J-C oraz domyślny algorytm przebudowy siatki pakietu DEFORM. Badaczom przy pomocy modelu MES udało się dokonać zadawalającej predykcji kształtu wióra (rys. 2.20.a-b) oraz składowych siły całkowitej w układzie obrabiarki (rys. 2.20.c). Przykłady zastosowania symulacji 3D w programie DEFORM dla procesu mikrofrezowania można znaleźć również w pracach zespołów Liang [111] i Yang [207]. Liang i inni [111] analizowali za pomocą MES mechanizm powstawania zadziorów podczas mikrofrezowania frezem walcowo-czołowym stopu aluminium 2024-T6. Autorzy zaobserwowali, że wielkość wypłytki w górnym obszarze rowka jest proporcjonalna do promienia r_n i przy pomocy modelu MES możliwe jest oszacowanie jej wielkości z błędem nieprzekraczającym 10%. Yang wraz z zespołem [207] badali za pomocą modeli MES wpływ zaokrąglenia krawędzi skrawającej na rozkład temperatury w strefie skrawania na przykładzie mikrofrezowania stopu aluminium 2024-T6 weryfikując wartości temperatury za pomocą kamery termowizyjnej. Badacze zauważyli, że wraz ze wzrostem wielkości promienia r_n obserwuje się wzrost składowych siły

całkowitej jednak wartość naprężenia zastępczego oraz średnia wartość temperatury nieznacznie obniżają się. Opracowany przez badaczy model MES był w stanie dokonać predykcji temperatury w strefie skrawania z dokładnością około 5%. Ze względu na małe przekroje warstwy skrawanej podczas mikrofrezowania stopu aluminium obserwowane są znacznie niższe temperatury (w przedziale $40\div 50^{\circ}\text{C}$) niż w przypadku konwencjonalnego frezowania.



Rys. 2.20. Formowanie wióra wraz z rozkładem temperatury w modelu 3D dla różnych położeń kątowych ostrza (a), rzeczywisty kształt wióra (b) oraz porównanie zamodelowanych składowych siły całkowitej w układzie obrabiarki z wartościami doświadczalnymi przedstawione w funkcji kąta obrotu narzędzia (c) [201]

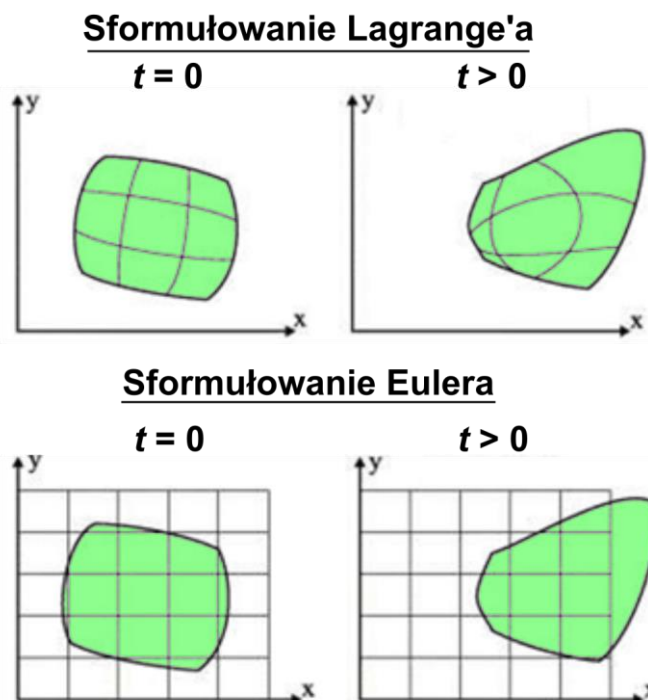
Davoudinejad i inni [47] zastosowali model 3D MES do analizy wpływu promieniowego bicia narzędzia podczas mikrofrezowania stopu aluminium 6082-T6. Autorzy przygotowali model w oprogramowaniu AdvantEdge, będącym dedykowanym pakietem MES do analizy zagadnień związanych z obróbką skrawaniem. W badaniach autorzy całkowicie odwzorowali część roboczą dwuostrzowego mikrofrezu węglkowego pokrytego powłoką TiAlN-X ($D = 0,5 \text{ mm}$, $r_n = 3,0 \text{ }\mu\text{m}$, $\lambda_s = 30^{\circ}$), natomiast przedmiot obrabiany został zamodelowany jako prostopadłościan z wybraniem w kształcie połowy cylindra imitującym poprzednie przejścia narzędzia (rys. 2.21.a). Rozpatrywano parametry skrawania w zakresie $v_c = 31,4 \text{ m/min}$, $f_z = 4 \div 8 \text{ }\mu\text{m/ostre}$, $a_p = 50 \text{ }\mu\text{m}$ a w symulacji uwzględniono bicie promieniowe wprowadzając mimośrodową oś obrotu narzędzia w odległości $3 \text{ }\mu\text{m}$ od rzeczywistej osi frezu. W celu uniknięcia błędów numerycznych powstałych z nadmiernych deformacji elementów skończonych, program AdvantEdge, podobnie jak oprogramowanie DEFORM, oferuje adaptacyjną strategię przebudowy. Model 3D MES umożliwia skuteczną predykcję kształtu mikro wióra (rys. 2.21.b) oraz temperaturę procesu zawierającą się w przedziale około $40\div 48^{\circ}\text{C}$. Model mikrofrezowania z geometrycznie zadaną wartością bicia promieniowego umożliwia zadowalającą predykcję składowych siły całkowitej w układzie obrabiarki, uwzględniając nierównomierne obciążenie obu ostrzy wynikającą z różnych chwilowych przekrojów warstwy skrawanej (rys. 2.21.c).



Rys. 2.21. Schemat modelu 3D mikrofrezowania przygotowany w programie AdvantEdge (a), predykcja kształtu wióra (b) oraz wpływ bicia promieniowego na składowe siły całkowitej [47]

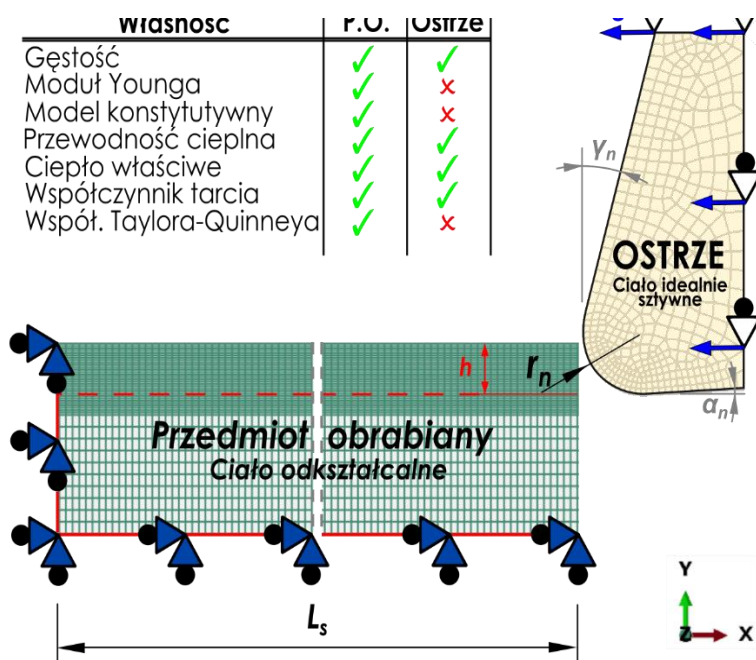
2.6. Warianty modeli MES procesu mikroskrawania

Symulacje MES procesu skrawania, jak również mikroskrawania, realizowane są w warunkach nagłych i intensywnych odkształceń sprężysto-plastycznych, a sam model procesu musi uwzględniać dodatkowo zjawiska związane z generowaniem i przewodzeniem ciepła oraz oddziaływań tarcowych między przedmiotem obrabianym a ostrzem. Stąd, symulacje procesu skrawania są złożonym zagadnieniem, zarówno ze strony stosowanych założeń modelowanych zjawisk fizycznych jak i procedur numerycznych [53, 160]. Fundamentalnym etapem procesu konstytuowania modelu MES jest wybór stosownego opisu ruchu elementów i materiału dla modelowanego zagadnienia. Wyróżnia się dwa podstawowe sposoby sformułowania ruchu elementów stosowane w konwencjonalnych modelach MES: Lagrange'a oraz Eulera. Sformułowania różnią się realizowaną przez algorytm obliczeniowy kinematyką pary siatka-materiał a ich graficzna interpretacja została przedstawiona na rysunku 2.22. W sformułowaniu Lagrange'a zarówno referencyjne punkty materiału jak i węzły siatki zmieniają swoje położenie wraz z deformacją przedmiotu analizy, przy czym względne położenie materiału i siatki pozostaje bez zmian w czasie symulacji. Zbieżność punktów materiału i węzłów oznacza jednakową pozycję punktów numerycznego całkowania usprawniając proces obliczeniowy. Z tych względów opis Lagrange'a jest powszechnie stosowany w analizach zagadnień mechaniki konstrukcji. Natomiast w sformułowaniu Eulera referencyjna siatka jest utwierdzona w przestrzeni a materiał przepływa przez nią, gdzie deformacja materiału obserwowana jest względem nieruchomej siatki [163]. Całkowanie równań w przypadku opisu Eulera staje się złożonym i czasochłonnym zagadnieniem ponieważ punkty całkowania w węzłach nie są tożsame z punktami odniesienia materiału. Jednak opis Eulera znajduje zastosowanie w analizach procesów gdzie odkształcenie plastyczne znacznie przewyższa odkształcenia sprężyste, a także w mechanice płynów (CFD).



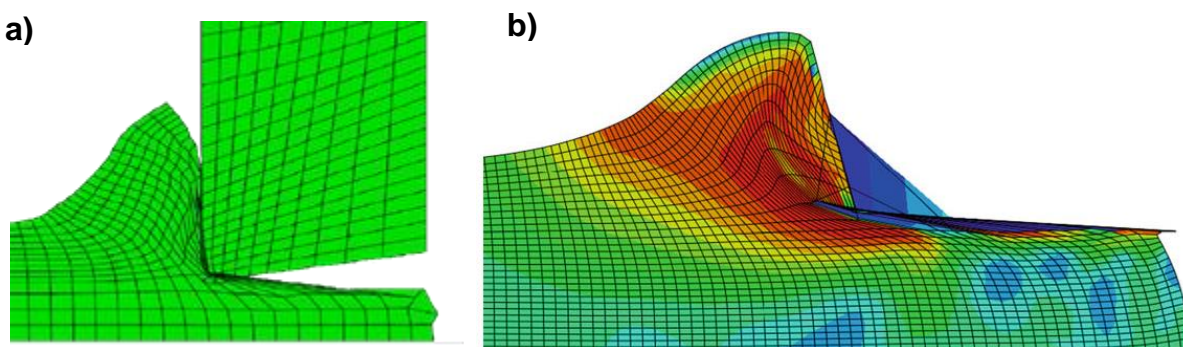
Rys. 2.22. Graficzne porównanie sformułowania ruchu Lagrange'a oraz Eulera dla pierwotnej i ostatecznej konfiguracji siatki [161]

Głównym wyzwaniem w symulacji MES procesu skrawania jest fizycznie realistyczne zamodelowanie separacji materiału indukowanej wgłębianiem się krawędzi skrawającej ostrza w przedmiot obrabiany, gdzie głównym ograniczeniem techniki MES jest nadmierna deformacja siatki elementów skończonych. Należy pamiętać, że pierwotnie metoda elementów skończonych została zaproponowana do analiz problemów mechaniki konstrukcji, a dopiero w późniejszych latach została zaadaptowana do analiz procesów wytwarzania. W konsekwencji, możliwości symulacji procesu były ograniczone do bieżącego stadium rozwoju techniki MES oraz dostępnych pakietów obliczeniowych a wraz z ich postępującym rozwojem na przestrzeni lat zaproponowano wiele różnych wariantów modeli skrawania. W celu przedstawienia zasadniczego problemu MES związanego z deformacją siatki przedmiotu obrabianego, na rysunku 2.23 przedstawiono założenia modelu mikroskrawania ortogonalnego stosującego domyślne dla mechaniki konstrukcji sformułowanie Lagrange'a dla przedmiotu obrabianego i ostrza. Ostrze, podobnie jak w większości modeli rozpatrywanych w literaturze [55, 189, 208] zamodelowane jest z warunkiem ciała idealnie sztywnego, natomiast w tabeli na rysunku 2.23 przedstawiono podstawowe właściwości przypisane obydwu bryłom. Model stosuje konwencjonalnie przyjęte warunki brzegowe, jak utwierdzenie przedmiotu obrabianego wzdłuż jego lewej i dolnej krawędzi, natomiast przemieszczenie ostrza jest ograniczone w kierunku pionowym ale wykonuje ruch główny z prędkością v_c [189].



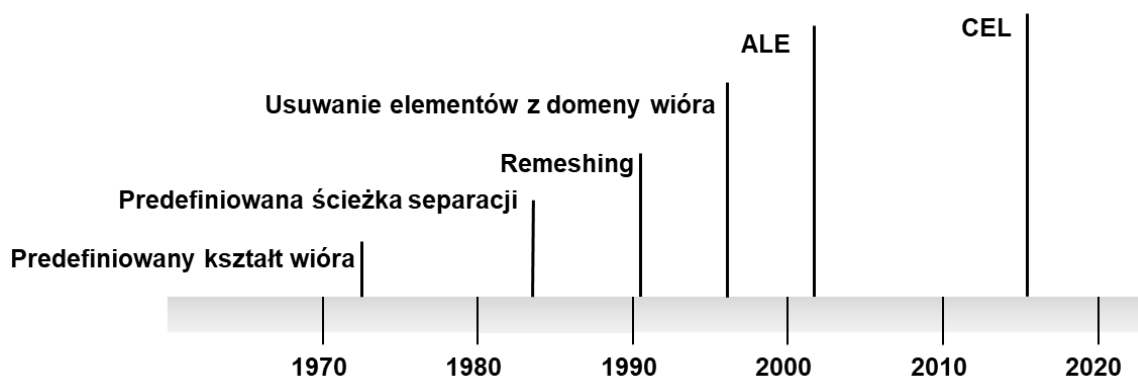
Rys. 2.23. Założenia i warunki brzegowe dla podstawowego modelu mikroskrawania ($r_n > h$) ze sformułowaniem Lagrange'a. Opracowanie własne

Jeżeli w modelu nie zostanie zastosowana żadna strategia zarządzania deformacją siatki Lagrange'a to wraz z postępem symulacji w obliczu intensywnych odkształceń przedmiotu obrabianego dochodzi do degradacji kształtu i jakości siatki (rys. 2.24) [139, 180]. Nawet po pokonaniu względnie małej drogi skrawania symulacja zostaje przerwana przez solver, ponieważ z powodu deformacji siatki niemożliwe staje się rozwiązanie równań różniczkowych przepływu ciepła [160]. Rozpatrując jakość siatki na rysunku 2.24 zauważa się że elementy siatki uległy znacznemu zniekształceniu: deformacji uległa powierzchnia obrobiona oraz obrys wióra, poszczególne elementy uległy inwersji (przecięciu się własnych krawędzi elementu), nastąpiła penetracja powierzchni kontaktu ostrza oraz niektóre elementy uległy całkowitemu spłaszczeniu. Oczywiście takie sformułowanie modelu jest niedopuszczalne, gdyż niemożliwe jest zachowanie ciągłości rozkładu zmiennych pola a otrzymane wyniki analizy są wątpliwe.



Rys. 2.24. Degradacja siatki w modelu MES ze sformułowaniem Lagrange'a podczas skrawania ortogonalnego stali C45 (a) oraz krzemu (b). Na podstawie [139, 180]

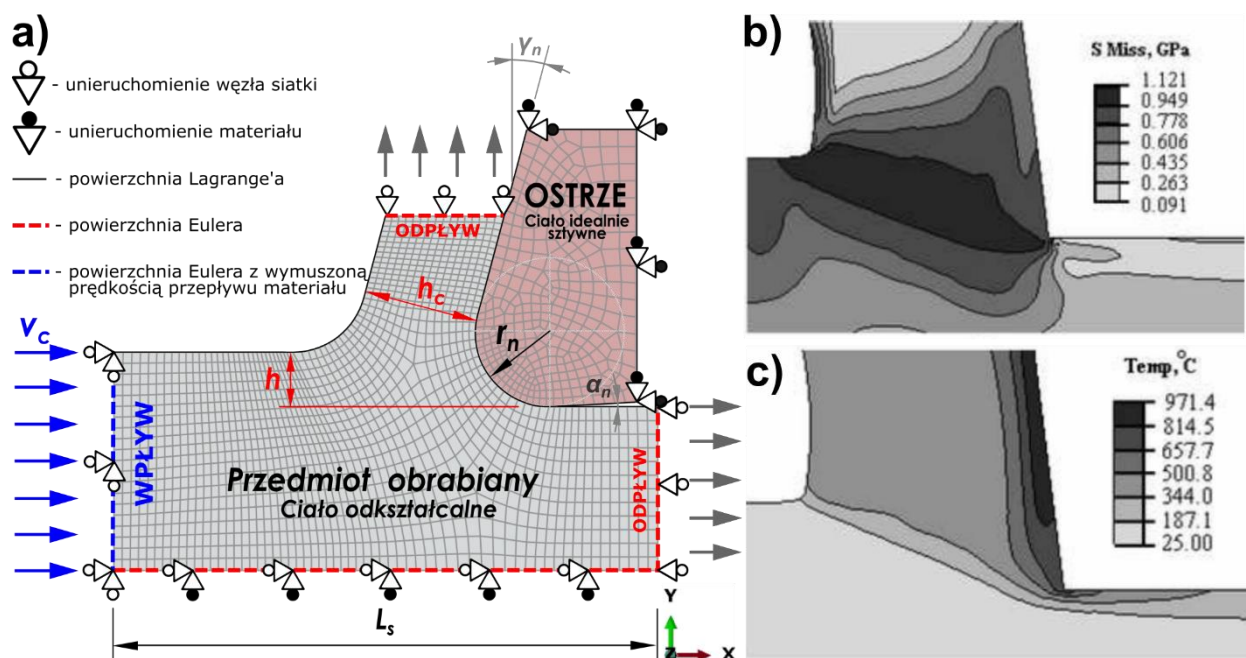
Stąd, przez lata zaproponowano różne sformułowania modeli skrawania MES, w których zastosowano różnorodne strategię do kontrolowania zjawiska deformacji siatki przez mieszane sformułowania Lagrange’a-Eulera, lub zaimplementowano uproszczenia w mechanice czy geometrii modelowanego procesu w celu wymuszenia separacji wióra. Najważniejsze warianty modeli wymieniono na rysunku 2.25, gdzie na osi czasu przedstawiono pierwsze udokumentowane przypadki [53, 123, 124, 187] zastosowania unikalnych modeli. Konieczne jest przeanalizowanie możliwości każdego z modeli w celu oceny możliwości ich zastosowania do analizy procesu mikroskrawania, zarówno dla warunków formowania mikrowióra jak i bruzdowania. Wymienione modele stanowią najważniejsze warianty, które zostały zastosowane przez więcej niż jeden zespół badawczy na świecie, jednak w literaturze odnajduje się przypadki modeli hybrydowych, łączące więcej niż jedną strategię.



Rys. 2.25. Główne warianty modeli MES procesu skrawania na przestrzeni lat. Opracowanie własne

Model z predefiniowaną geometrią wióra stanowi przypuszczalnie pierwszy przypadek [187] modelu MES uwzględniający kontrolę zjawiska deformacji elementów w symulacji procesu skrawania. Na przestrzeni lat model został zastosowany w pracach analizujących proces skrawania ortogonalnego w skali makro [11, 189] oraz mikroskrawania [146, 208]. Na rysunku 2.26.a przedstawiono ogólny schemat modelu z predefiniowaną geometrią wióra dla stanu początkowego, gdzie wyróżnia się dwa rodzaje powierzchni: powierzchnie swobodne typu Lagrange’a (zaznaczone czarną pełną linią) oraz zdefiniowane powierzchnie Eulera (zaznaczone czerwoną i niebieską linią przerywaną). W powierzchniach typu Lagrange’a występuje powiązanie ruchu przepływającego materiału z węzłami siatki co w konsekwencji umożliwia formowanie powierzchni swobodnych wióra. Powierzchnie typu Eulera określają granicę modelu przez którą materiał do niego wpływa i przez nie opuszcza model, gdyż ruch przepływającego materiału jest niezależny od przemieszczeń węzłów siatki. Oznacza to, że model skrawania ortogonalnego z predefiniowaną geometrią wióra z granicami Eulera zachowuje się niczym skorupa przez, którą przepływa uplastyczniony materiał z zadaną prędkością, natomiast w następstwie zainicjowania kontaktu z klinem ostrza powstaje stan naprężeń charakterystyczny dla strefy skrawania wraz z towarzyszącymi jej zjawiskami termo-mechanicznymi (rys. 2.26.b-c) [189]. Kontakt materiału z ostrzem (ciało idealnie sztywne) zainicjowany jest przez powierzchnie Lagrange’a, które na skutek wymuszonego przepływu materiału napierają na ostrze, prowadząc do powstania nacisków powierzchniowych oraz oddziaływania tarcowego dwóch ciał. Wraz z przebiegiem symulacji

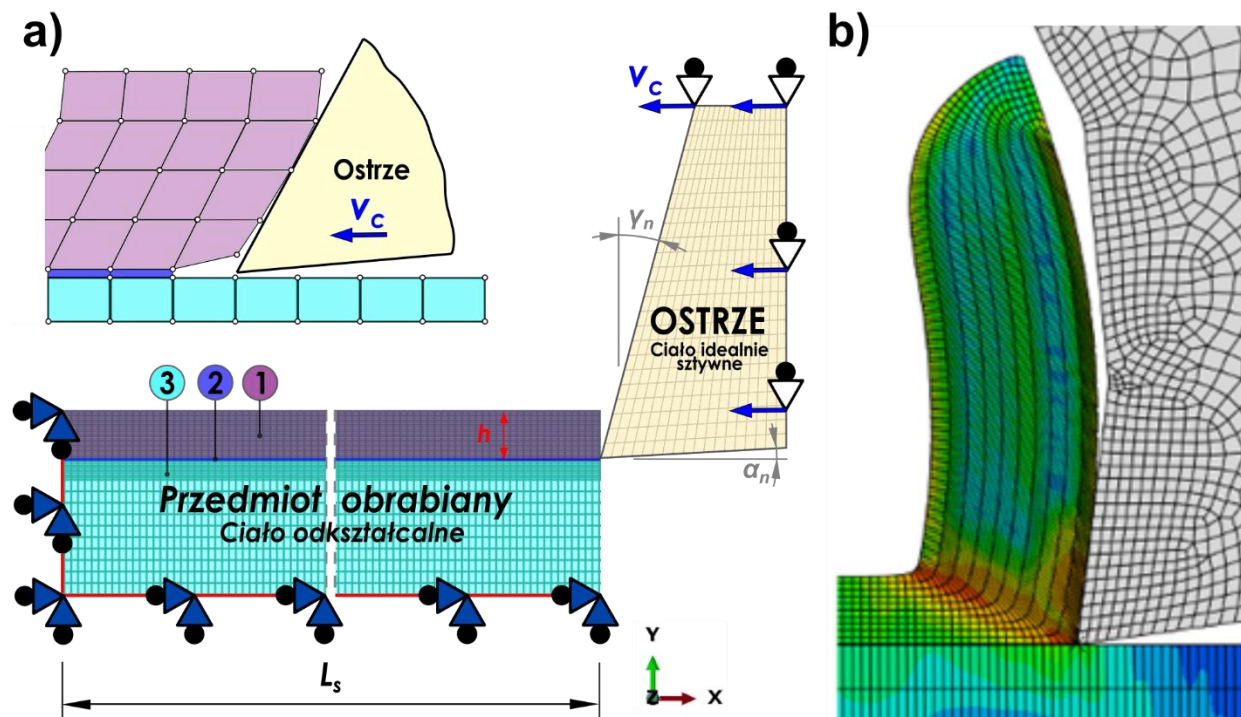
zmianie ulegać będzie geometria mikro-wióra, włączając w to jego grubość, długość styku z ostrzem oraz zarys powierzchni swobodnych, aż do osiągnięcia przez symulację stanu ustalonego. Węzły siatki wewnątrz przedmiotu obrabianego w czasie symulacji będą się nieznacznie przemieszczać, dostosowując się do zarysu aktualnych powierzchni swobodnych. Przygotowując geometrię zagadnienia należy zapewnić aby początkowa grubość wióra była dostatecznie zbliżona do jego ostatecznej co pozwoli symulacji osiągnąć stan ustalony w krótszym czasie oraz zredukuje zjawisko deformacji siatki [128]. Parametr prędkości skrawania v_c określony jest jako prędkość przepływu materiału przez powierzchnię WPŁYW (zaznaczoną niebieską przerywaną linią) warunkiem brzegowym typu VELOCITY. Istotną cechą zamodelowanego zagadnienia jest względna kinematyka dwóch ciał: ostrze skrawające pozostaje w spoczynku, natomiast ruch uplastycznionego materiału odbywa się przez powierzchnie typu Eulera. Przedstawione założenia modelu z predefiniowaną geometrią wióra z granicami Eulera ograniczają jednak jego zastosowanie do analizy rozkładu zmiennych pola wyłącznie dla warunków procesu charakterystycznych dla zakresu skrawania ($h > h_{min}$). Naturalnie ograniczenie to wynika z założonych *a priori* ścieżek rozplywu materiału oraz geometrii zagadnienia imitującej kształt wióra ciągłego w stanie ustalonym. W przypadku procesu bruzdowania długość kontaktu materiału z ostrzem będzie zmienna w czasie symulacji oraz nie można założyć, że zdeformowany materiał będzie opuszczał domenę zagadnienia przez poziomą powierzchnie ODPLYW.



Rys. 2.26. Schemat modelu z predefiniowaną geometrią wióra z granicami typu Eulera (a), naprężenia zastępcze (b) oraz temperatura (c) oszacowana modelem w przypadku skrawania ortogonalnego stali C45. Na podstawie [189]

W modelu z predefiniowaną ścieżką separacji wióra [160, 178, 180, 189] (rys. 2.27) stosowane jest uproszczenie procesu mechaniki skrawania polegające na przyjęciu założenia, że materiał odrywany jest w postaci wióra poprzez propagację pęknięcia wzdłuż kierunku wektora ruchu

głównego. Przedmiot obrabiany zamodelowany jest przy użyciu sformułowania Lagrange'a oraz podzielony jest na trzy strefy: ① grubość warstwy skrawanej, ② warstwa przejściowa, ③ rdzeń materiału (rys. 2.27.a). Warstwa przejściowa ma bardzo małą grubość ($< 0,05 \times h$) i składa się z jednego lub dwóch wierszy elementów.

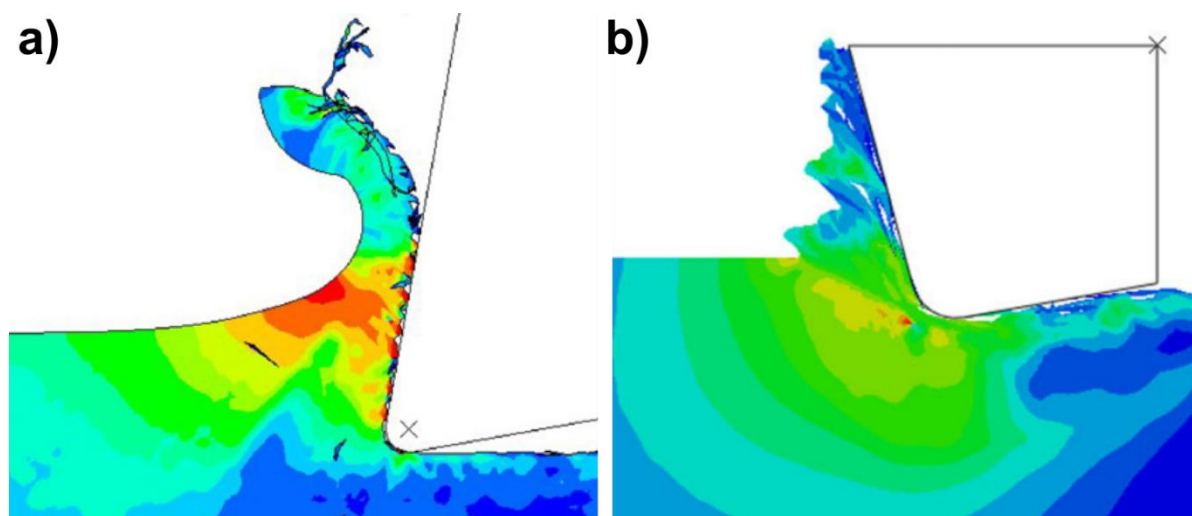


Rys. 2.27. Schemat modelu z predefiniowaną ścieżką separacji wióra (a), przykład zastosowania w symulacji toczenia swobodnego ortogonalnego (b) [125, 189]

W obrębie warstwy przejściowej zastosowany jest mechanizm zniszczenia, będący uzupełnieniem modelu konstytuowanego do opisu zależności naprężeń od odkształceń, oraz załączony jest mechanizm usuwania zniszczonych elementów. Jeżeli w danym elemencie spełnione zostanie kryterium zniszczenia (geometryczne lub energetyczne) to zostanie on usunięty z domeny przedmiotu obrabianego odsłaniając jednocześnie sąsiadujące elementy (rys. 2.27.a). W konsekwencji, wraz z jednostajnym ruchem narzędzia wierzchołek krawędzi skrawającej będzie indukować usuwanie kolejnych elementów w warstwie przejściowej, natomiast warstwa skrawana będzie przeciągana po powierzchni natarcia ostrza. W efekcie, skoro separacja wióra jest wymuszona to elementy wewnątrz wióra nie będą ulegać nadmiernej deformacji (rys. 2.27.b), gdyż kierunek rozplywu materiału jest znany *a priori* a materiał nie jest zgniatany na etapie indentacji klina ostrza. Modele z predefiniowaną ścieżką separacji wióra cechują się dużą stabilnością pozwalającą zamodelować długie odcinki drogi skrawania małym nakładem obliczeniowym [213]. Jednak dużym ograniczeniem modelu jest konieczność modelowania ostrza z idealnie ostrą krawędzią skrawającą lub sprawdzają się dla warunków $h \gg r_n$, co jest konieczne aby zapewnić jednostajne usuwanie elementów z warstwy przejściowej. Założenie to praktycznie eliminuje możliwość zastosowania tego modelu do analizy procesu mikroskrawania gdzie wielkość

promienia r_n jest porównywana do grubości warstwy skrawanej. Ponadto, usuwanie elementów w konsekwencji oznacza usuwanie części objętości materiału z przedmiotu obrabianego, co nie zachodzi fizycznie w rzeczywistym procesie. Usuwanie elementów oraz brak promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej wpływają również na wartość siły promieniowej F_m , która jest zależna od przyjętego kryterium zniszczenia. Dodatkowo dyskusyjną kwestią jest założenie czy model zakładający, że formowanie wióra następuje poprzez propagację pęknięcia jest rzeczywiście zasadny w odniesieniu do mechaniki skrawania, gdyż więcej badaczy zakłada, że proces formowania wióra następuje wskutek czystych plastycznych odkształceń przedmiotu obrabianego [53, 56, 189, 213].

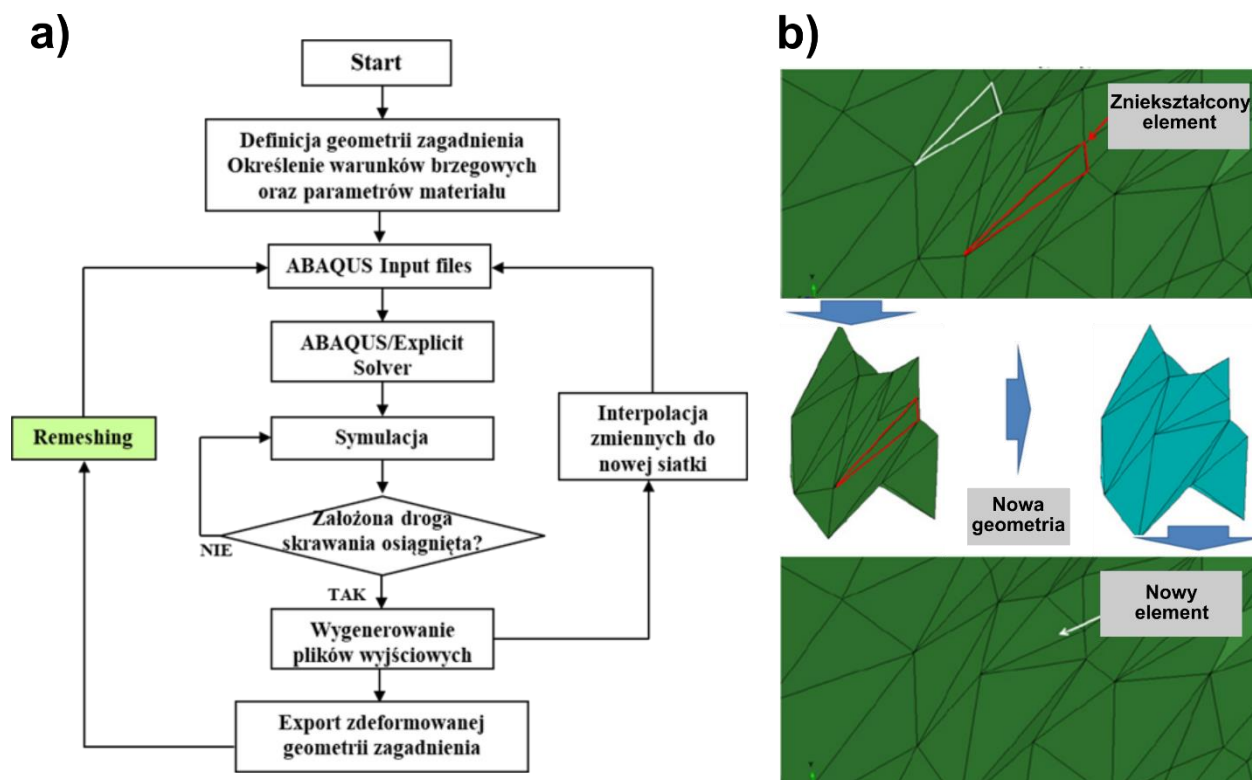
Alternatywnym rozwiązaniem bazującym na aplikacji mechanizmu zniszczenia są modele w których warunek usuwania elementów zastosowano w obrębie grubości warstwy skrawanej (① rys. 2.27.a) z pominięciem warstwy przejściowej (②) [105, 214]. Taki wariant modelu umożliwia zamodelowanie oddziaływania ostrza z przedmiotem obrabianym uwzględniając promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej (rys. 2.28), gdzie formowanie wióra następuje częściowo poprzez deformacje plastyczną przedmiotu. W modelu, najbardziej zdeformowane elementy, znajdujące się wzdłuż powierzchni kontaktu z ostrzem są usuwane z analizy co pozwala wymusić formowanie wióra a symulacja nie jest przerywana z powodu krytycznych błędów solvera. Jednak w efekcie znaczna objętość materiału jest usuwana z domeny zagadnienia a powstały wiór uzyskuje współczynnik spęczenia poniżej jedności. Na rysunku 2.28 zauważa się, że w wyniku usuwania elementów została utracona spójność formowanego wióra, a niektóre elementy oderwane są od przedmiotu obrabianego. Zatem, można kwestionować jakość otrzymanego w analizie rozkładu zmiennych pola, jednak przedstawiony model stanowi obecnie praktycznie jedyny wariant umożliwiający analizę skrawania materiałów kompozytowych przy użyciu MES [41, 173].



Rys. 2.28. Model z warunkiem usuwania elementów z domeny wióra podczas mikroskrawania miedzi [105] (a) oraz krzemu [214] (b)

Unikalny wariant stanowią modele z adaptacyjną przebudową siatki, zwaną w literaturze pod nazwą *remeshing* [87, 148, 212]. W modelach *remeshing* dokonywana jest w czasie trwania

symulacji optymalizacja siatki Lagrange'a, gdzie przy wykryciu pojawienia się elementów o niekorzystnych kształtach (wskazując na ich nadmierną deformację) symulacja jest przerywana a bieżąca geometria siatki jest ponownie podzielona na nowe elementy. Oznacza to, że symulacja procesu skrawania realizowana jest nie jako pojedyncza symulacja ale zbiór konsekwentnych symulacji, w których każda ma własną unikalną siatkę. W celu zachowania spójności analizy pomiędzy kolejnymi konsekwentnymi symulacjami dla danego kroku czasowego musi następować import zmiennych pola z poprzedniej siatki połączony z interpolacją ich wartości do nowych położenia węzłów. Ogólny schemat blokowy metody przedstawiono na rys. 2.29.a. W literaturze [47, 87, 116, 117, 212] zauważa się, że implementowana procedura remeshingu jest niejednorodna i zależy w dużej mierze od stosowanego oprogramowania MES.

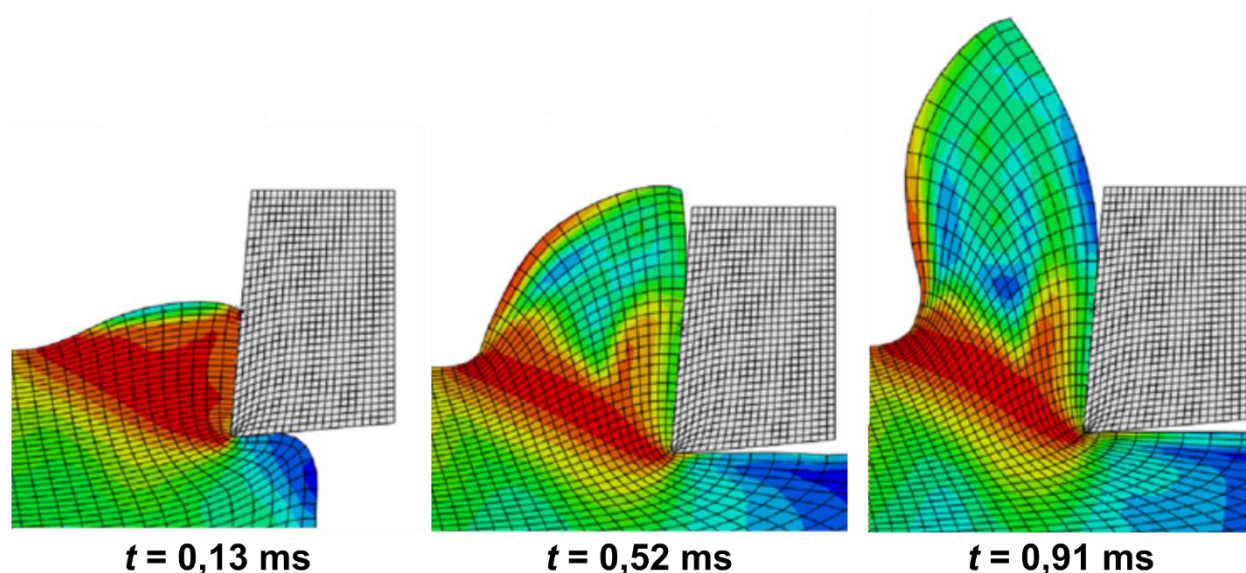


Rys. 2.29. Ogólny schemat blokowy procedury remeshingu (a) przebudowa zniekształconego elementu (b) [212]

W przypadku środowiska Abaqus standardowy mechanizm adaptacyjnej przebudowy siatki jest niewystarczający do zastosowania w odniesieniu do procesu skrawania, stąd autorzy [87, 212] stosują własne indywidualne programowalne skrypty wdrażające procedurę automatycznej przebudowy siatki, uwzględniające różne jej kryteria i parametry. Zatem wdrożenie indywidualnych programowalnych skryptów remeshingu w programie Abaqus jest bardzo pracochłonne, wymaga wysokich umiejętności programowania a prezentowane w literaturze rozwiązania nie są jawne. Natomiast programy MES dedykowane do obróbki skrawaniem jak DEFORM czy AdvantEdge implementują własną procedurę remeshingu jako domyślne rozwiązania w preprocessingu, istotnie zmniejszając pracochłonność związaną z przygotowaniem modelu. Przebudowa siatki może dotyczyć całej dziedziny przedmiotu obrabianego, wybranego

wycinka w tzw. *remeshing window* (np. wióra i strefy skrawania) lub pojedynczych elementów (rys.2.29.b). Modele stosujące adaptacyjną przebudowę siatki cechują się dużym nakładem obliczeniowym [212], stąd zmniejszenie liczby elementów do przebudowy i interpolacji wartości zmiennych w danym kroku wpływają korzystnie na całkowity czas obliczeń. W stosowanym podejściu formowanie wióra następuje poprzez plastyczną deformację, co stanowi znaczną przewagę nad modelami z predefiniowaną ścieżką separacji czy kształtem wióra oraz dopuszcza model do analizy mikroobróbki skrawaniem [116, 117]. Należy zaznaczyć, że niektórzy autorzy jako pewną wadę modelu *remeshing* wskazują mniejszą dokładność rozkładu zmiennych pola (naprężeń, odkształceń itp.) występującą w następstwie wielokrotnej interpolacji wartości zmiennych do nowych położów węzłowych [53, 76, 179, 213].

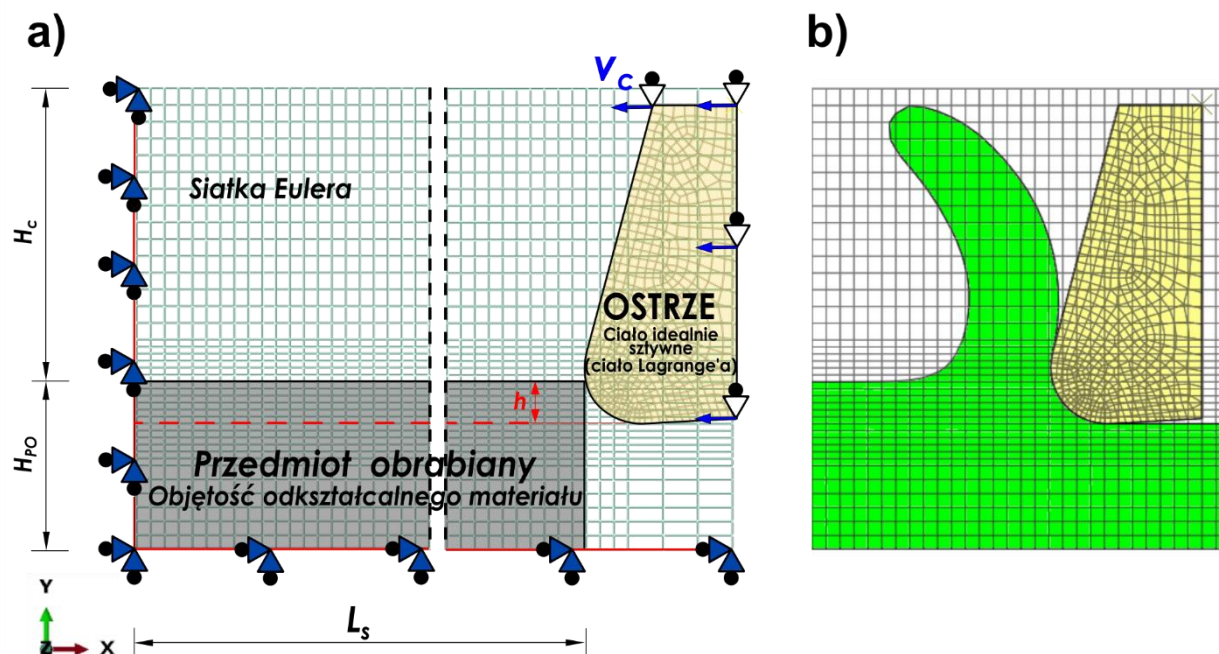
Kolejnym wariantem są modele stosujące arbitralne sformułowanie Lagrange’a–Eulera (ang. *Arbitrary Lagrangian–Eulerian formulation* - ALE), czyli adaptacyjną technikę zarządzania siatką nałożoną na domenę przedmiotu obrabianego, która steruje ruchem węzłów w trakcie symulacji w celu zapobiegania degradacji kształtu siatki. Kinematyka oraz warunki brzegowe są zgodne z modelem podstawowym (rys. 2.23), jednak w obrębie domeny przedmiotu obrabianego zamiast sformułowania Lagrange’a stosowany jest opis ALE. Technika ALE łączy w sobie cechy sformułowania Lagrange’a i Eulera dokonując korekty położenia węzłów z zadaną częstotliwością. Podczas kroku korygującego, położenia węzłów wewnątrz domeny zagadnienia są relokowane w celu poprawienia kształtu deformowanych elementów oraz utrzymania ich pierwotnej topologii, co w efekcie opóźnia stadium wystąpienia krytycznej deformacji elementów (np. duży stosunek długości krawędzi czy inwersja siatki). Mechanizm ALE w danym kroku czasowym dokonuje relokacji położenia wybranych węzłów przemieszczając je w obrębie dziedziny zagadnienia o wektor wynoszący ułamek długości krawędzi danego elementu. Całkowita liczba węzłów i elementów wewnątrz domeny w metodzie ALE pozostaje stała co oznacza, że w każdym kroku korygującym nie następuje wygenerowanie nowej siatki (jak to ma miejsce w alternatywnej technice *remeshing* [116, 117 154]), a jedynie położenia pierwotnych węzłów siatki zostają zaktualizowane zachowując ich oryginalne połączenia i wartości zmiennych pola są interpolowane do aktualnych nowych położów węzłów. Zaimplementowanie sformułowania ALE jest zintegrowane w środowisku Abaqus od wersji 6.4 (2003 r.), zatem nie wymaga przygotowania programowalnych skryptów użytkownika, co przekłada się na względną popularność tego modelu w literaturze [3, 89, 155, 157, 197, 200]. Jednak ze względu na konieczność utrzymania oryginalnych połączeń węzłowych w całym czasie trwania analizy, zastosowanie modelu ogranicza się do modelowania wióra w postaci ciągłej (rys. 2.30). W literaturze znajdują się przypadki zastosowania modeli ze sformułowaniem ALE do analizy procesu mikroskrawania, włączając w to zakres warunków bruzdowania [89, 197].



Rys. 2.30. Formowanie wióra podczas symulacji ortogonalnego skrawania stali 42CrMo4 modelem MES ze sformułowaniem ALE. Na podstawie [125]

Najnowszym unikalnym wariantem modelu MES procesu skrawania jest stosujący sprzężone sformułowania Eulera–Lagrange’a (ang. *Coupled Eulerian–Lagrangian* – CEL). Najprawdopodobniej pierwszą publikacją stosującą sformułowanie CEL jest praca autorstwa Ducobu i in. z 2016 roku [53], w ramach której zastosowano nowy model w programie Abaqus do analizy konwencjonalnego skrawania swobodnego ortogonalnego stopu tytanu Ti6Al4V. Sformułowanie zostało zaimplementowane kilka lat wcześniej w środowisku Abaqus do analizy problemów intensywnych odkształceń ciała stałego lub ośrodków ciągłych, gdzie posłużyło do analiz zagadnień jak interakcje cieczy z ciałem stałym [16], mechanika gruntów [193], zgrzewanie tarciove [15] czy procesy obróbki plastycznej metali [179]. Ogólny schemat metody w odniesieniu do procesu skrawania przedstawiono na rysunku 2.31.a. Model zbudowany jest z siatki ze sformułowaniem Eulera, która opasa całą domenę zagadnienia, wewnątrz której deformowany materiał (przedmiot obrabiany) może się odkształcać oraz oddziaływać z bryłami ze sformułowaniem Lagrange’a (ostrze). Siatka Eulera jest nieruchoma w czasie trwania analizy pozostając odporna na degradację jej jakości, a jej elementy służą jako punkt odniesienia do obserwacji odkształceń przedmiotu obrabianego (rys. 2.31.b). Przedmiot obrabiany (szary prostokąt na rys. 2.31.a) podczas przygotowania symulacji definiowany jest jako bezsiatkowa bryła, której zadaniem jest określić początkową dystrybucję materiału wewnątrz siatki Eulera, gdzie pozostała jej część pozostaje próżnią. Obecność materiału wewnątrz każdego elementu identyfikowana jest poprzez wartość zmiennej EVF (ang. *Eulerian volume fraction*), która przyjmuje wartość w zakresie od 0 do 1 w zależności w jakim stopniu dany element wypełniony jest materiałem [43, 53, 96]. Kształt powierzchni swobodnych, czyli obrzeża formowanego wióra, interpretowany jest na podstawie wartości zmiennej EVF w sąsiadujących elementach. Przygotowując analizę konieczne należy dobrać stosowny rozmiar siatki Eulera, która musi obejmować przedmiot obrabiany, przestrzeń gdzie będzie formowany wiór oraz powierzchnie

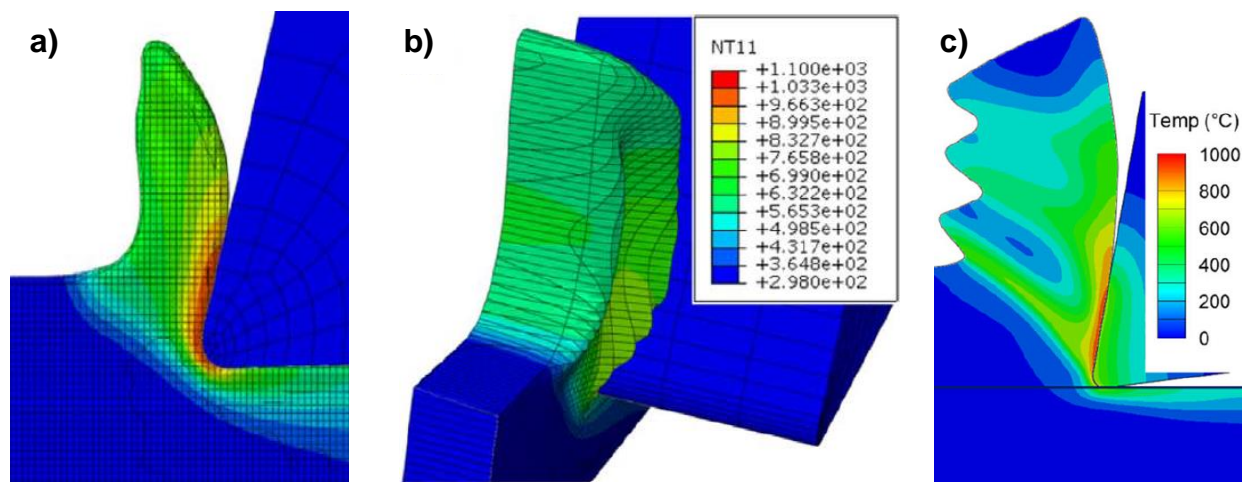
kontaktu ciała Lagrange'a. Odształcany materiał, który przekroczy granice siatki Eulera zostanie bezpowrotnie stracony z analizy.



Rys. 2.31. Schemat modelu skrawania ze sprzężonym sformułowaniem Euler-Lagrange'a (a) oraz interpretacja kształtu formowanego wióra względem nieruchomej siatki w modelu CEL (b).

Na podstawie [53]

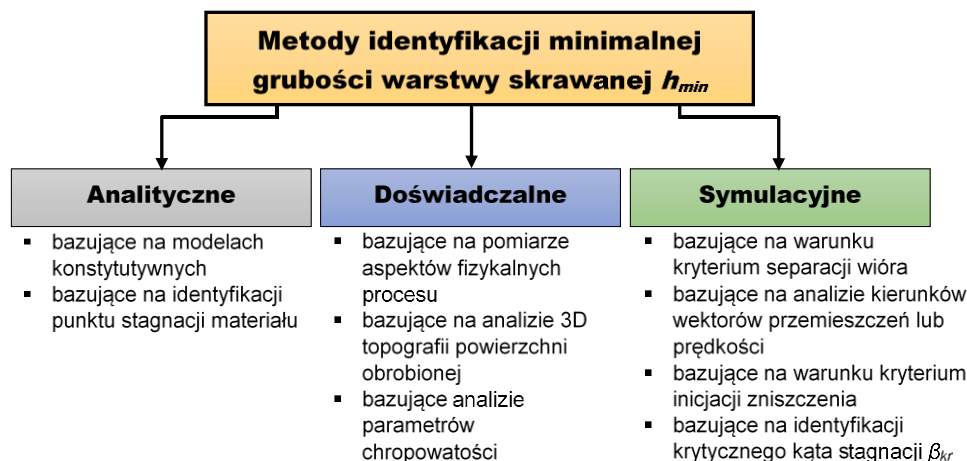
Modele ze sformułowaniem CEL zostały w ostatnich latach zastosowane w literaturze do trójwymiarowej analizy skrawania ortogonalnego (rys. 2.32.a oraz rys. 2.32.b), przy użyciu których dokonano predykcji bocznego pęcznienia wióra [55]. Natomiast, w pracy [52] dokonano porównania modeli typu CEL, ALE oraz komercyjnych typu remeshing (DEFORM, AdvantEdge), gdzie wykazano przewagę modelu CEL nad ALE względem jego stabilności oraz wykazano, że w odniesieniu do dokładności odwzorowania kształtu wióra nie ustępuje modelom typu remeshing. W pracy Liu i in. [120] przedstawiono możliwość zamodelowania wióra segmentowego (rys. 2.32.c) przy użyciu modelu CEL, gdzie wskazano, że dokładność reprezentacji zarysu wióra zależy od stopnia zagęszczenia siatki Eulera w obszarze formowania jego zarysu. Wyniki prac [52, 53, 55, 120] wskazują, że inherentne właściwości modeli ze sformułowaniem CEL czynią je całkowicie odpornymi na efekt zniekształcenia jakości siatki w stopniu podobnym do numerycznych metod bezsiatkowych (SPH, MD), jednocześnie zapewniając większą dokładność interpretacji zarysu powierzchni swobodnych oraz rozkładu zmiennych pola. Potencjał nowego modelu CEL nie został jeszcze zbadany w literaturze w odniesieniu do procesu skrawania, zwłaszcza w warunkach bruzdowania, co wskazuje na aktualnie występującą lukę poznawczą w tym zakresie.



Rys. 2.32. Model CEL ortogonalnego skrawania stopu Ti6Al4V (a), zjawisko bocznego pęcznienia wióra (b) oraz formowanie wióra segmentowego (c). Na podstawie [55, 120]

2.7. Metody identyfikacji minimalnej grubości warstwy skrawanej

W rozdziale 2.1 zdefiniowano pojęcie minimalnej grubości warstwy skrawanej h_{min} jako graniczną wartość grubości warstwy skrawanej inicjującą dekohezję, proces ścinania i formowania materiału w wiór. W związku z rosnącym znaczeniem mikroskrawania we współczesnym przemyśle, gdzie zawężane są pola tolerancji (wymiaru, kształtu oraz jakości powierzchni) a wymiary przedmiotów ulegają miniaturyzacji wymuszonej rozwojem inżynierii biomedycznej, lotniczej czy kosmicznej, konieczna jest właściwa identyfikacja wartości h_{min} mającej kluczowy wpływ na przebieg mikroskrawania. Z tego względu wiedza na temat wartości h_{min} lub znormalizowanej minimalnej grubości warstwy skrawanej k dla określonej pary przedmiot obrabiany-ostrze stanowi użyteczne narzędzie dla technologa pozwalające na uzyskanie oczekiwanych rezultatów odnośnie jakości powierzchni czy efektywności usuwania materiału z przedmiotu obrabianego w mikroobróbce czy obróbce precyzyjnej. Metody identyfikacji wartości h_{min} można sklasyfikować na analityczne, doświadczalne oraz symulacyjne [196] (rys 2.33).



Rys. 2.33. Klasyfikacja metod identyfikacji minimalnej grubości warstwy skrawanej. W oparciu o [196]

Grupa analitycznych metod szacowania wartości h_{min} opiera swoje założenia na analizie zjawisk fizycznych związanych z inicjacją skrawania. Wyróżnia się metody bazujące na modelach konstytutywnych oraz identyfikacji punktu stagnacji na powierzchni ostrza. Zastosowanie metod analitycznych może wymagać pewnych danych empirycznych z wzorcowych modeli skrawania ortogonalnego, jak równania regresji sił czy określenie współczynnika tarcia.

Liu i inni [118] do wyznaczenia współczynnika znormalizowanej minimalnej grubości warstwy skrawanej k zastosowali równanie Kragelskiego-Drujanova [101] z tribologii, które określa kryterium przejścia z zakresu bruzdujących odkształceń plastycznych do formowania wióra w próbie zarysowania materiału wgłębnikiem. Równanie w odniesieniu do nomenklatury mikroskrawania ma postać:

$$k = \frac{h_{min}}{r_n} = 0,5 - \frac{\tau_a}{\sigma} \quad (2.8)$$

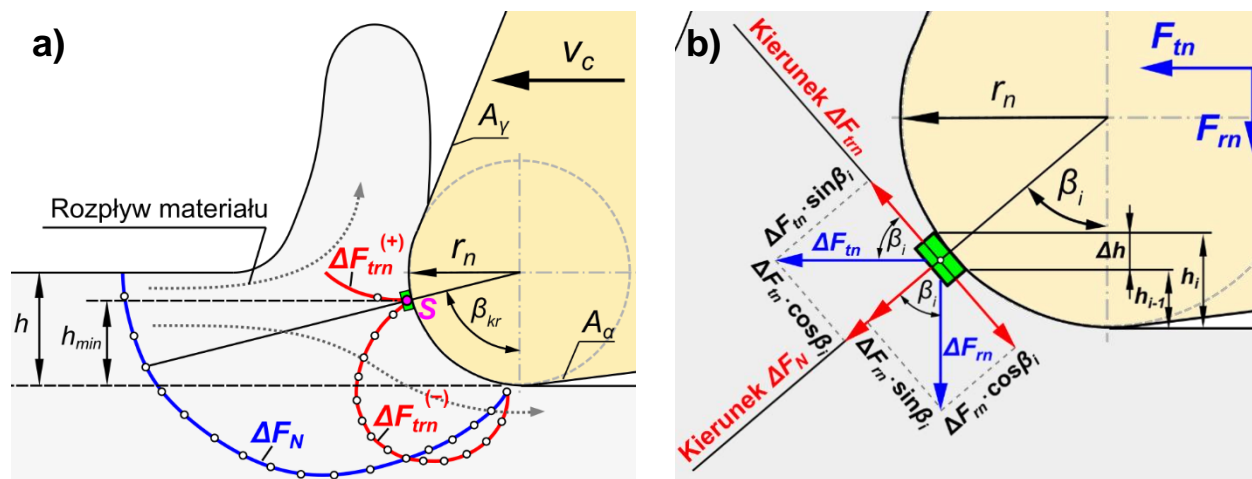
gdzie τ_a to wytrzymałość złączy adhezyjnych na ścinanie na styku wiór-ostrze, natomiast σ to naprężenie poślizgu formowanego materiału. Do zdefiniowania naprężenia poślizgu należy posłużyć się modelem konstytutywnym, który znajduje racjonalne zastosowanie dla modelowania procesu skrawania, czyli uwzględnić wpływ temperatury, odkształceń oraz prędkości odkształceń na wartość naprężenia zastępczego. Do wyznaczenia τ_a na powierzchni styku wióra z ostrzem autorzy stosują równanie Clausiusa-Clapeyrona wprowadzone do mechaniki skrawania przez Ernsta i Merchanta:

$$\tau_a = 0,142Q_m \cdot \rho \cdot \ln\left(\frac{\theta_t}{\theta_k}\right) \quad (2.9)$$

gdzie Q_m to ciepło topnienia materiału, ρ to gęstość materiału, a θ_t i θ_k to kolejno temperatura topnienia oraz temperatura na powierzchni kontaktu (styku wióra z narzędziem). Stąd do określenia współczynnika k , niezbędne będzie wyznaczenie w sposób analityczny wielu zmiennych, włączając niewiadome zawarte w modelach konstytutywnych. Liu [119] do ich wyznaczenia przyjął iteracyjną technikę wywodzącą się z teorii strefy poślizgu (*slip-line field*) oraz model konstytutywny Johnsona-Cooka. Warto podkreślić, że zmienne, takie jak naprężenie poślizgu σ w równaniu (2.8) oraz temperatura θ_k z równania (2.9) można wyznaczyć metodami numerycznymi (np. MES czy SPH), gdzie dla dużej grupy materiałów konstrukcyjnych dostępne są w literaturze zweryfikowane parametry równań konstytutywnych. Przy pomocy równania (2.8) autorzy wyznaczyli zbiór współczynników znormalizowanej minimalnej grubości warstwy skrawanej w funkcji promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej ($r_n = 0,5 \div 5 \mu\text{m}$) oraz prędkości skrawania ($v_c = 60 \div 600 \text{ m/s}$) dla stopu aluminium 6082-T6 oraz stali 1040. Autorzy otrzymali względnie stałą wartość współczynnika $k = 0,38$ dla stopu aluminium, natomiast w przypadku stali 1040 współczynnik przyjmował wartość w zakresie $k = 0,22 \div 0,44$ przy czym jego wartość wzrastała w funkcji prędkości skrawania oraz promienia r_n . Autorzy przypisali tę zależność efektowi zmiękczenia termicznego utwardzonej zgniotem stali.

W literaturze można odnaleźć przykłady opracowania metod identyfikacji wartości h_{min} w odniesieniu do położenia punktu stagnacji na powierzchni ostrza [174, 184, 196, 209]. Punkt stagnacji (rys. 2.34.a), oznaczany 'S', położony jest na promieniu zaokrąglenia krawędzi

skrawającej ostrza w którym następuje rozgraniczenie kierunku płynięcia materiału w strefie skrawania. Materiał powyżej tego punkt nawarstwia się na ostrzu tworząc ostatecznie wiór, natomiast materiał poniżej punktu stagnacji ulega odkształceniom sprężysto-plastycznym i tworzy powierzchnie obrobioną [141, 174, 184, 196, 209]. Również w tym punkcie prędkość płynięcia materiału względem ostrza jest bliska zero [141] oraz przyrost siły stycznej ΔF_{trn} w funkcji nominalnej grubości warstwy skrawanej h jest równy zero [184, 196].



Rys. 2.34. Identyfikacja punktu stagnacji S na zaokrąglonej krawędzi skrawającej na podstawie analizy przyrostów siły ΔF_{trn} (a) oraz schemat sił oddziałujących na wybrany element na powierzchni ostrza (b).
Na podstawie [184]

Storch i Zawada-Tomkiewicz [184] opracowali model analityczny szacowania wartości h_{min} bazujący na identyfikacji położenia punktu stagnacji na promieniu zaokrąglenia krawędzi skrawającej odniesiony do przypadku toczenia ortogonalnego. Położenie punktu stagnacji określono przez przyrównanie do zera wyprowadzonej przez autorów funkcji przyrostu siły stycznej do zaokrąglonej krawędzi skrawającej ΔF_{trn} działającej na elementarny odcinek krawędzi skrawającej. Podstawą sformułowanej przez Storcha metody jest pomiar składowych sił stycznej F_{tn} i F_{rn} (oznaczone na rys. 2.34.a) określonych w płaszczyźnie normalnej narzędzia w próbie doświadczalnej toczenia w funkcji grubości warstwy skrawanej. W przypadku toczenia ortogonalnego [184], funkcje sił $F_{tn} = f(h)$, $F_{rn} = f(h)$ mają charakterystykę liniową i mogą być wyrażone przy pomocy układu równań:

$$\begin{cases} F_{tn} = A_{tn} \cdot h + B_{tn} \\ F_{rn} = A_{rn} \cdot h + B_{rn} \end{cases} \quad (2.10)$$

gdzie A_{tn} i A_{rn} to współczynniki kierunkowe równań regresji, B_{tn} i B_{rn} to siły krawędziowe czyli składowe siły całkowitej w procesie skrawania przy zerowej grubości warstwy skrawanej.

Na podstawie modeli regresji (2.10) wyznacza się przyrosty składowych sił ΔF_{tn} , ΔF_{rn} w odniesieniu do elementarnego przyrostu grubości warstwy skrawanej Δh :

$$\Delta F_{tn} = (A_{tn} \cdot h_i + B_{tn}) - (A_{tn} \cdot h_{i-1} + B_{tn}) = A_{tn} \cdot \Delta h \quad (2.11)$$

$$\Delta F_{rn} = (A_{rn} \cdot h_i + B_{rn}) - (A_{rn} \cdot h_{i-1} + B_{rn}) = A_{rn} \cdot \Delta h \quad (2.12)$$

$$\Delta h = h_i - h_{i-1} \quad (2.13)$$

gdzie h_i to i -ty parametr grubości warstwy skrawanej dla rozpatrywanego układu równań regresji (2.10). Jeżeli modele sił (2.10) rozpatrywane są względem równomiernie zdyskretyzowanej grubości warstwy skrawanej h_i to wartość przyrostu Δh jest stała. Przyrosty siły stycznej do zaokrąglonej krawędzi skrawającej ΔF_{tm} oraz przyrost normalny ΔF_N oddziałujące na elementarny odcinek krawędzi skrawającej Δh , uzyskuje się w wyniku przekształceń trygonometrycznych (zgodnie z rys. 2.34.b):

$$\Delta F_{tm} = \Delta F_{mi} \cos \beta_i - \Delta F_{mi} \sin \beta_i = A_m \Delta h \cos \beta_i - A_m \Delta h \sin \beta_i \quad (2.14)$$

$$\Delta F_N = \Delta F_{mi} \sin \beta_i + \Delta F_{mi} \cos \beta_i = A_m \Delta h \sin \beta_i + A_m \Delta h \cos \beta_i \quad (2.15)$$

gdzie β_i jest koordynatą biegunową położenia środka odcinka elementarnego na powierzchni promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej.

Równanie (2.14) dla przyrostu siły stycznej ΔF_{tm} przyjmuje wartość zero w punkcie ścinania materiału (rys. 2.34.a) [184]. Przystawiając równanie (2.14) do zera, możliwe jest wyznaczenie kąta krytycznego stagnacji β_{kr} , odpowiadającego, zgodnie z rysunkiem 2.34.a, minimalnej grubości warstwy skrawanej:

$$A_m \Delta h \cos \beta_{kr} - A_m \Delta h \sin \beta_{kr} = 0 \quad \rightarrow \quad \beta_{kr} = \text{arcctg} \frac{A_m}{A_m} \quad (2.16)$$

Ostatecznie, zależność do wyznaczenia minimalnej grubości warstwy skrawanej h_{min} może być przedstawiona wzorem:

$$h_{min} = r_n (1 - \cos \beta_{kr}) = r_n \left[1 - \cos \left(\text{arcctg} \left(\frac{A_m}{A_m} \right) \right) \right] \quad (2.17)$$

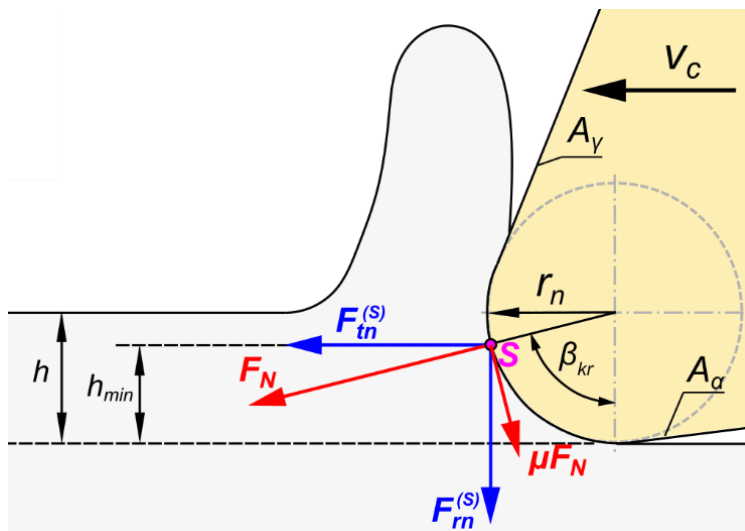
Z interpretacji równania (2.17) wynika, że do wyznaczenia wartości h_{min} konieczne jest określenie wielkości promienia r_n oraz współczynników kierunkowych równań regresji A_m , A_n z pomiarów sił w teście skrawania ortogonalnego. Autorzy [184] w swoich badaniach dla skrawania stali C55 ostrzem ze spiekanego węgla S10S o promienia $r_n = 40 \mu\text{m}$ oszacowali proponowaną metodą wartość $h_{min} = 31 \mu\text{m}$ ($k = h_{min} / r_n = 0,79$).

Yuan i in. [209] zaproponowali metodę szacowania wartości h_{min} na podstawie zależności wynikających z modelu współczynnika tarcia oraz analizy przyłożonych sił w punkcie stagnacji S , którego położenie względem promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej opisane jest przy użyciu kąta stagnacji β_{kr} (rys. 2.35). W punkcie S przyłożone są dwie siły: styczna $F_m^{(S)}$ oraz promieniowa $F_n^{(S)}$, które mogą zostać zrzutowane na kierunek normalny (siła normalna F_N) oraz prostopadły do niego kierunek tarcia (siła μF_N) za pomocą następującej transformacji:

$$F_N = F_m^{(S)} \cos \beta_{kr} + F_n^{(S)} \sin \beta_{kr} \quad (2.18)$$

$$\mu F_N = F_m^{(S)} \sin \beta_{kr} - F_n^{(S)} \cos \beta_{kr} \quad (2.19)$$

gdzie μ to współczynnik tarcia.



Rys. 2.35. Rozkład sił działających na punkt stagnacji w mikroskrawaniu. Na podstawie [209]

Przekształcając równania (2.18) i (2.19) otrzymuje się:

$$\operatorname{tg} \beta_{kr} = \frac{F_m^{(S)} - \mu F_m^{(S)}}{\mu F_m^{(S)} + F_m^{(S)}} \quad (2.20)$$

Stąd zależność na wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej wyrażona jest zależnością:

$$h_{\min} = r_n (1 - \cos \beta_{kr}) = r_n \left(1 - \frac{1}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \beta_{kr}}} \right) \quad (2.21)$$

Podstawiając zależność (2.20) do równania (2.21) otrzymuje się:

$$h_{\min} = r_n \left(1 - \frac{F_m^{(S)} - \mu F_m^{(S)}}{\sqrt{(F_m^{(S)})^2 + F_m^{(S)2}} (1 + \mu^2)} \right) \quad (2.22)$$

Z równania (2.22) wynika, że wartość h_{\min} jest zależna od mierzalnych wartości jak promień r_n , stosunku sił $F_m^{(S)} / F_m^{(S)}$ oraz współczynnika tarcia μ . Autorzy na podstawie doświadczeń oszacowali wartość stosunku sił $F_m^{(S)} / F_m^{(S)}$ jako zakres $0,8 \div 1$, który zależy od doraźnej wytrzymałości materiału na rozciąganie, współczynnika wydłużenia czy tarcia badanej pary materiałów. Autorzy wyznaczyszy doświadczalnie wartość współczynnika tarcia dla pary materiałów diamentowe ostrze-aluminiowy przedmiot obrabiany, oszacowali współczynnik znormalizowanej minimalnej grubości warstwy skrawanej w przedziale $0,12 \div 0,26$.

Seong Min Son i inni [181] sformułowali model predykcji wartości h_{\min} analizując układ równowagi sił przyłożonych w punkcie stagnacji w skrawaniu ortogonalnym. Autorzy założyli, że przedmiot obrabiany może zostać podzielony na strefę odkształceń idealnie sprężystych (poniżej punktu stagnacji) oraz idealnie plastycznych (powyżej punktu stagnacji). Rozwijając

przedstawione w modelu Merchanta zależności na siły F_m i F_r , autorzy wyprowadzili równanie parametru h_{min} :

$$h_{min} = r_n \left(1 - \cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\arctg \mu}{2} \right) \right) \quad (2.23)$$

gdzie μ to współczynnik tarcia wyznaczony dla ostrza stykającego się powierzchnią przyłożenia z nieobrabanym materiałem. Autorzy wyznaczyli współczynnik μ w próbie tarcia diamentowego ostrza z blokiem aluminium, mosiądzu i miedzi, wykonując pomiary sił F_{tm} i F_N . Dla diamentowego ostrza z promieniem $r_n = 0,5 \mu\text{m}$ minimalna grubość warstwy skrawanej zgodnie z zależnością (2.23) oszacowana została jako: 0,1, 0,12 oraz 0,09 μm (współczynnik k : 0,2, 0,24 oraz 0,18), kolejno dla obróbki aluminium, mosiądzu i miedzi. Istotny wpływ na oszacowaną wartość h_{min} ma wartość współczynnika tarcia, która w przypadku diamentowego ostrza w kontakcie z różnymi nieżelaznymi metalami zawiera się w dość szerokim zakresie 0,05÷0,5 [18, 62, 172].

Druga grupa metod identyfikacji h_{min} opiera swoją metodykę o wyniki badań doświadczalnych rzeczywistego sposobu skrawania (np. frezowanie, toczenie, itd.) a niekoniecznie wzorcowego procesu skrawania ortogonalnego. Do tej grupy można zaliczyć metody bazujące na analizie aspektów fizykalnych procesu (np. pomiar składowych siły całkowitej, emisja akustyczna), ocenie 3D topografii powierzchni obrobionej oraz analizie parametrów chropowatości powierzchni do bezpośredniego oszacowania wartości h_{min} .

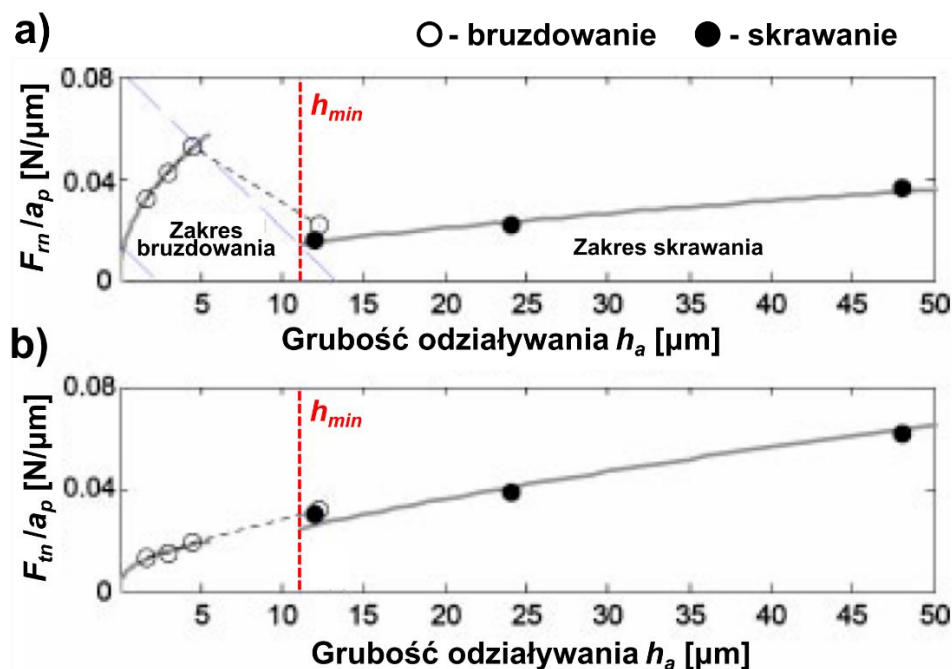
Kim, Mayor i Ni [95] przedstawili metodę szacowania wartości h_{min} polegającą na identyfikacji lokalnego maksimum funkcji modelującej przebieg zmierzonej siły promieniowej $F_m=f(h_a)$ występującego na granicy zakresów skrawania i bruzdowania. Autorzy w swoich badaniach wprowadzili pojęcie *rzeczywistej grubości oddziaływania* (*actual engagement*) h_a uwzględniającej zaobserwowane zjawisko statycznego ugięcia mikrofrezu, którego efektem jest zmniejszenie rzeczywistej grubości warstwy skrawanej h . Rzeczywista grubość oddziaływania wyznaczana jest na podstawie równania równowagi statycznej:

$$k_s \times (h_i - h_a) = F_m(h_a) \quad (2.24)$$

gdzie: h_i – nominalna grubość warstwy skrawanej, k_s – współczynnik sprężystości wyznaczony empirycznie, $F_m(h_a)$ – siła promieniowa równoważąca ugięcie narzędzia.

Autorzy podczas badań wstępnych [94] zaobserwowali, że w procesie mikrofrezowania wartości siły F_m i F_r (w układzie narzędzia) znacząco różnią się od siebie dla tego samego położenia kąтового ostrza φ w kolejnych następujących po sobie przejściach. Różnice w zmierzonych wartościach były zwłaszcza większe dla obróbki z posuwem na ostrze poniżej h_{min} . Zasadniczy wpływ na te różnice sił miał efekt akumulacji grubości warstwy skrawanej gdy chwilowa grubość obrabianego materiału jest mniejsza niż h_{min} (rys. 2.5). Kim i in. [95] przeprowadzili serię pomiarów eksperymentalnych mikrofrezowania mosiądzu 360 stosując głowicę frezarską $D = 64 \text{ mm}$ $\lambda_s = 5,5^\circ$, $r_n = 62 \mu\text{m}$. Na podstawie pomiarów składowych sił w

układzie obrabiarki (F_x, F_y) i transformacji ich do układu narzędzia (F_m, F_{rn}) otrzymano wykres sił w funkcji rzeczywistej grubości oddziaływania h_a (rys. 2.36).

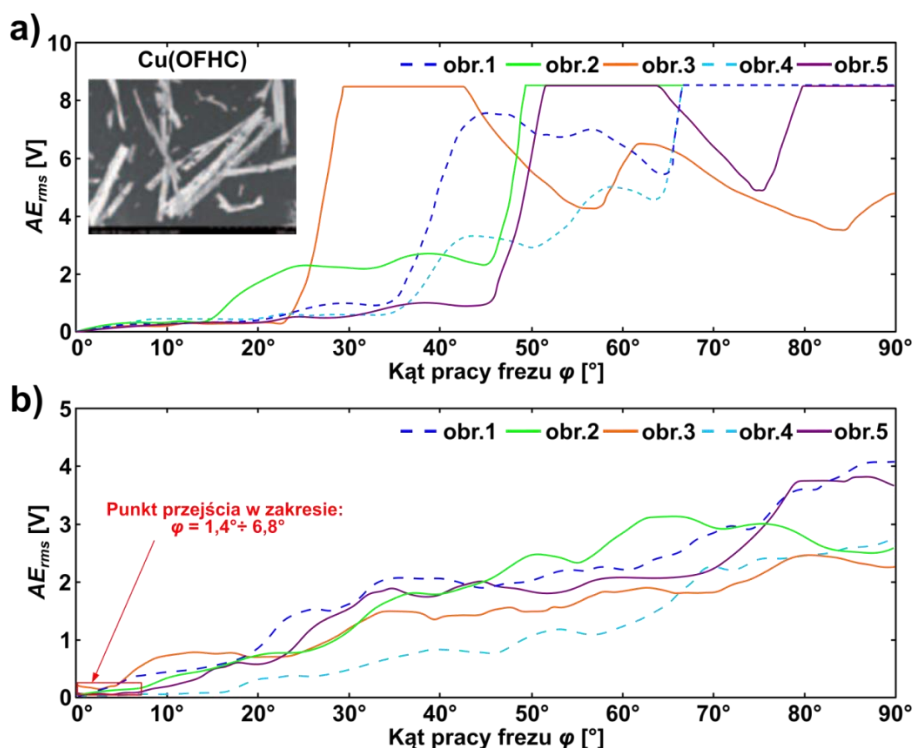


Rys. 2.36. Składowe siły promieniowej F_{rn} (a) oraz stycznej F_{fm} (b) w funkcji rzeczywistej grubości oddziaływania h_a podczas mikrofrezowania stopu mosiądzu 360. Frez: Węglík powlekany KC850; $D = 64$ mm; $v_c = 120$ m/min; $a_p = 0,5$ mm; $\lambda_s = 5,5^\circ$; $r_n = 62$ μm) [95]

Na wykresie (rys. 2.36.a) zauważa się lokalne ekstremum funkcji $F_{rn}=f(h_a)$ indukowane efektem akumulacji niezeskrawanego materiału występujące dla $h_a \approx 5 \mu\text{m}$ gdzie zaobserwowano wyłącznie bruzdowanie, natomiast dla $h_a \approx 11 \mu\text{m}$ autorzy zauważyli zarówno akumulację bruzdowanego materiału jak i skrawanie. Na podstawie przebiegu $F_{rn}=f(h_a)$ oszacowano, że h_{min} dla danej pary materiał obrabiany-ostrze ma wartość w zakresie $10,5 \div 12 \mu\text{m}$ ($k = 0,16 \div 0,19$). Autorzy niestety nie znali odpowiedzi, dlaczego lokalne maksimum występuje tak wyraźnie tylko dla siły F_{rn} a nie dla F_{fm} . Liu i in. [119] zastosował spostrzeżenia Kima i in. [95, 94] dotyczące lokalnych ekstremów funkcji do sformułowania dynamicznego modelu do predykcji sił, drgań i stabilności podczas mikrofrezowania.

Mian i in. [136÷138] przedstawili metodę identyfikacji h_{min} stosując pomiary emisji akustycznej (AE) podczas mikrofrezowania 6 różnych materiałów konstrukcyjnych (miedź, Al. 6082-T6, stal 1005, stal 1045, Ti-6Al-4V, Inconel 718) za pomocą monolitycznych frezów węglíkowych. Inne prace wykazały, że pomiar sygnałów AE umożliwia detekcję punktu zainicjowania deformacji w skali mikro pomimo znacznego szumu tła występującego w procesie mikroskrawania [66, 106]. Pomiar emisji akustycznej odznacza się dużą czułością i zapewnia możliwość odfiltrowania szumu, co pozwala ocenić zjawiska występujące na styku wiór-ostrze-przedmiot obrabiany, takie jak propagacja pęknięć, inicjacja skrawania czy diagnostyka stanu ostrza [71, 196]. Mian i in. [136÷138] przeprowadzili badania stosując jednoostrzowe frezy o zerowych kątach pochylenia krawędzi skrawającej λ_s , o średnicy 2 oraz 6 mm dla których promienie r_n zawierały się

w przedziale $0,33 \div 0,84 \mu\text{m}$. Badania przeprowadzono w warunkach frezowania przeciwbieżnego, stosując szerokość frezowania a_e równą połowie średnicy narzędzia, przy stałej prędkości oraz głębokości skrawania ($v_c = 31 \text{ m/min}$, $a_p = 1 \text{ mm}$) dla serii przejść z posuwem na ostrze równych $0,02$, $0,5$, 2 i $10 \mu\text{m/ostre}$. Na rysunku 2.37 zaprezentowano średniokwadratową wartość energii akustycznej AE_{rms} w funkcji kąta obrotu narzędzia, dla kolejnych 5 przejść ostrza zarejestrowaną podczas obróbki miedzi dla $f_z = 0,02 \mu\text{m/ostre}$ ($h/r_n = 0,05$) oraz $f_z = 0,5 \mu\text{m/ostre}$ ($h/r_n = 1,25$). Obróbka przy tak małym posuwie jak $f_z = 0,02 \mu\text{m/ostre}$ (rys. 2.37.a) odbywać się będzie poniżej granicy h_{min} , dlatego zarejestrowany przebieg AE_{rms} dotyczył zakresu odkształceń bruzdujących i sprężystych. W początkowej fazie obrotu narzędzia wartość energii AE_{rms} jest bliska zeru a nagły przyrost dla kąta w zakresie $22^\circ \div 45^\circ$ przypisany jest efektowi termicznego rozszerzania się metalu przez ciepło wygenerowane w procesie tarcia. Dodatkowo obróbka w zakresie bardzo małych wartości współczynnika k cechuje się większą energochłonnością spowodowaną ujemnym efektywnym kątem natarcia. Natomiast w przypadku przebiegu AE_{rms} dla posuwu $f_z = 0,5 \mu\text{m/ostre}$ (rys. 2.37.b), czyli dla $f_z/r_n > 1$, zauważono mniejsze o około 50% wartości sygnałów AE_{rms} co oznacza, że efekty termiczne i zjawiska związane z mechanizmem bruzdowania mają mniejszy udział. Granicę między zakresem bruzdowania a skrawania (h_{min}) stanowi punkt przejścia (rys. 2.37.b) z sygnału o małej wartości (zakres bruzdowania) do krzywej o charakterze wznoszącym, odpowiadającej zakresowi skrawania i propagacji pęknięć. Oznacza to, że wraz z rozpoczęciem procesu formowania wióra wielkość zarejestrowanego sygnału wzrasta proporcjonalnie do przekroju warstwy skrawanej.



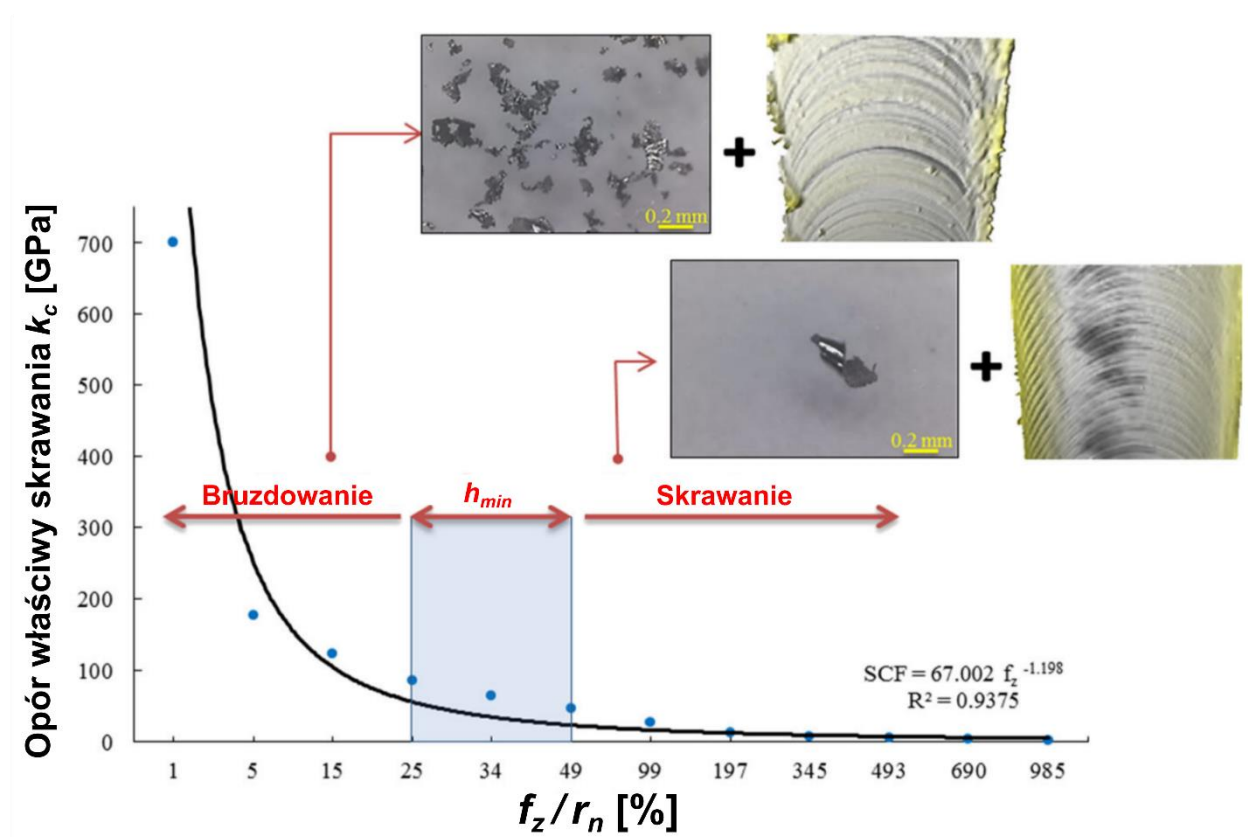
Rys. 2.37. Sygnał AE_{rms} zarejestrowany w funkcji kąta obrotu ostrza podczas mikrofrezowania miedzi dla $f_z = 0,02 \mu\text{m/ostre}$ (a) oraz $f_z = 0,5 \mu\text{m/ostre}$ (b). $D = 2 \text{ mm}$; $v_c = 31 \text{ m/min}$, $a_p = 1 \text{ mm}$; $a_e = 1 \text{ mm}$; $r_n = 0,40 \mu\text{m}$) [138]

Z rysunku 2.37.b wynika, że punkt przejścia w zakres skrawania zaczyna się dla różnej pozycji kątowej ostrza, co autorzy tłumaczą efektem akumulacji grubości warstwy skrawanej (rys. 2.5). Z uwagi na to zjawisko, do wyznaczenia wartości h_{min} powinna zostać przyjęta ostatnia wartość z tego zakresu, czyli $6,8^\circ$. Znając graniczne położenie kąta obrotu narzędzia φ_{kr} dla inicjacji skrawania możliwe jest wyznaczenie minimalnej grubości warstwy skrawanej stosując zależność:

$$h_{min} = f_z \cdot \sin \varphi_{kr} \quad (2.25)$$

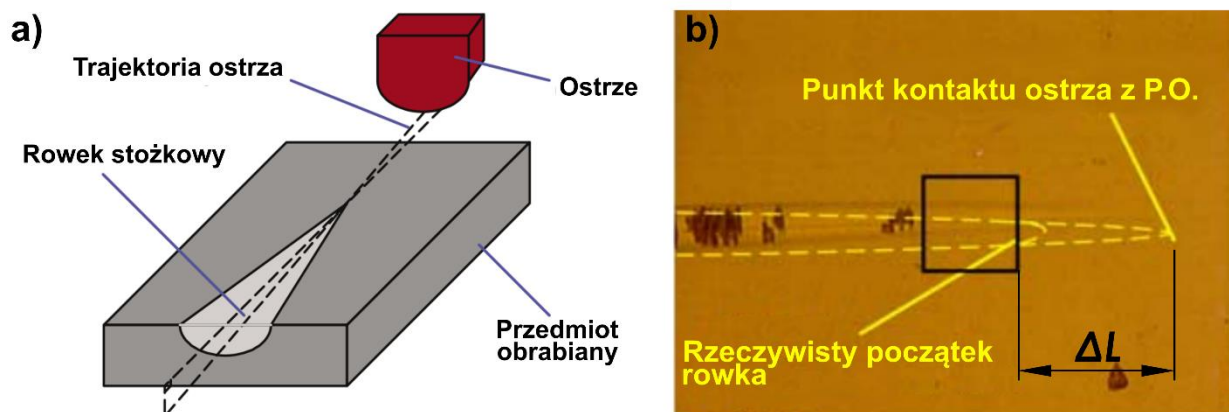
Dla miedzi w przyjętych warunkach skrawania autorzy oszacowali metodą AE zakres współczynnika $k = 0,06 \div 0,1$. Podobną metodyką posłużył się Shi i in. [175], w celu wyznaczenia h_{min} przy zastosowaniu emisji akustycznej obrabiając Inconel 718 dwuostrzowymi frezami węglowymi z promieniem $r_n = 6 \mu\text{m}$. W wyniku przeprowadzonych badań uzyskano wartość h_{min} na poziomie $1,41 \mu\text{m}$ ($k = 0,24$).

Rezaei, Sadeghi i Budak [169] przeprowadzili kompleksowe badania doświadczalne w celu określenia jakościowego i ilościowego wpływu zmiennych na wartość h_{min} podczas mikrofrezowania ($D = 0,8 \text{ mm}$, $r_n = 6,09 \mu\text{m}$) stopu Ti-6Al-4V. Zbadano wpływ parametrów skrawania (f_z , a_p , v_c) oraz warunków smarowania (skrawanie na sucho oraz z minimalnym smarowaniem MQL) na siły w procesie, morfologię wióra, topografie powierzchni obrobionej oraz parametry chropowatości, co pozwoliło pośrednio wyznaczyć zakres wartości h_{min} . Stwierdzono, że głębokość skrawania a_p oraz prędkość skrawania v_c nie miały istotnego wpływu na wartość h_{min} . Kolejno zbadano wpływ posuwu na ostrze f_z na graniczne wartości h_{min} . O ile w przypadku skrawania z $f_z = 1,5 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ ($k = 0,25$) zaobserwowano formowanie się wiórów ciągłych to na topografii powierzchni obrobionej wciąż obserwowane były wyraźne ślady bruzdowania. Dopiero podczas skrawania z $f_z = 3,0 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ ($k = 0,49$) zaobserwowano całkowite formowanie się wióra ciągłego, brak śladów bruzdowania na topografii powierzchni oraz odnotowano lokalne minimum funkcji parametru chropowatości Ra . Na rysunku 2.38 znajduje się opracowany przez autorów wykres przedstawiający opór właściwy skrawania (mikrofrezowanie na sucho) w funkcji ilorazu f_z/r_n na którym zaznaczono h_{min} jako zakres dla $k = 0,25 \div 0,49$. W obróbce poniżej tego zakresu dominuje mechanizm bruzdowania, gdzie następuje asymptotyczny wzrost oporów właściwych skrawania. Autorzy podkreślili, że w rzeczywistych warunkach obróbki h_{min} nie będzie nigdy pojedynczym parametrem, który umożliwi kompleksowy opis inicjacji formowania wióra przy zachowaniu doskonałej jakości powierzchni obrobionej. Badania autorów wykazały, że zastosowanie warunków obróbki z minimalnym smarowaniem MQL skutkuje zmianą zakresu znormalizowanej minimalnej grubości warstwy skrawanej z $k = 0,25 \div 0,49$ do $k = 0,15 \div 0,34$. Podobną metodykę identyfikacji wartości h_{min} polegającą na pomiarze siły oraz oceny morfologii wióra, jakości powierzchni obrobionej przedstawił De Oliveira w swojej pracy [149].



Rys. 2.38. Identyfikacja zakresu h_{min} na podstawie oceny parametrów chropowatości, topografii powierzchni, oporów właściwych skrawania oraz kształtu wióra (mikrofrezowanie na sucho) [169]

Fang i inni [57, 59] zaproponowali doświadczalną metodę identyfikacji h_{min} dla monokryształu krzemu na podstawie analizy topografii powierzchni poddanej procesowi strugania rowka stożkowego ostrzem diamentowym (rys. 2.39.a). W badaniach zastosowano ostrze diamentowe z promieniem naroża $r_e = 0.5$ mm, z kątem natarcia 0° oraz kątem przyłożenia 8° . Promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n został oszacowany jako $110 \pm 0,05$ nm przy pomocy mikroskopu sił atomowych (AFM). Narzędzie zamocowano w imaku precyzyjnej tokarki a próbka Si zamocowana była w osi wrzeciona w imadle kątowym. Za pomocą imadła kąтового próbka została pochylona (1:10000) co umożliwiło przeprowadzenie strugania ze zmienną grubością warstwy skrawanej od 0 do kilkudziesięciu nanometrów. Prędkość ruchu głównego (90 m/min) w struganiu zadana została przez prędkość posuwu poprzecznego suportu tokarki, podczas gdy próbka Si pozostawała nieruchoma w uchwycie tokarki. Topografia powierzchni została oceniona przy pomocy mikroskopu AFM. Na rysunku 2.39.b zauważa się, że pomiędzy punktem kontaktu a początkiem rowka stożka występuje pewna odległość ΔL na długości której nie nastąpiło skrawanie. Znając wartość ΔL oraz kąt pochylenia próbki w procesie strugania można na podstawie zależności trygonometrycznych określić grubość warstwy skrawanej przy której inicjowane jest skrawanie. Fang określił tą metodą wartość h_{min} na poziomie 6 nm ($k = 0,05$). Xiao i in. [202, 203] zastosowali metodę strugania rowka stożkowego ostrzem diamentowym do określenia granicznej grubości między przełomem plastycznym a kruchym w skrawaniu ceramiki SiC.



Rys. 2.39. Schemat testu strugania stożkowego (a), widok powierzchni monokryształu krzemu po struganiu (b) [57]

Wojciechowski [196, 199] zaproponował zastosowanie modelu Brammertza do oszacowania wartości h_{min} na podstawie pomiarów parametru chropowatości R_z . Model Brammertza [28], stosowany w przypadkach obróbki precyzyjnej służy do wyznaczenia teoretycznej wysokości profilu chropowatości na podstawie kinematyczno-geometrycznego łukowego odwzorowania ostrza w przedmiocie obrabianym. Model od czasu pierwszej publikacji w 1961 roku uległ zmianie i aktualnie znany jest pod postacią [72]:

$$R_{z_t} = \frac{f_z^2}{8r_\epsilon} + \frac{h_{min}}{2} \left(1 + \frac{r_\epsilon \cdot h_{min}}{f_z^2} \right) \quad (2.26)$$

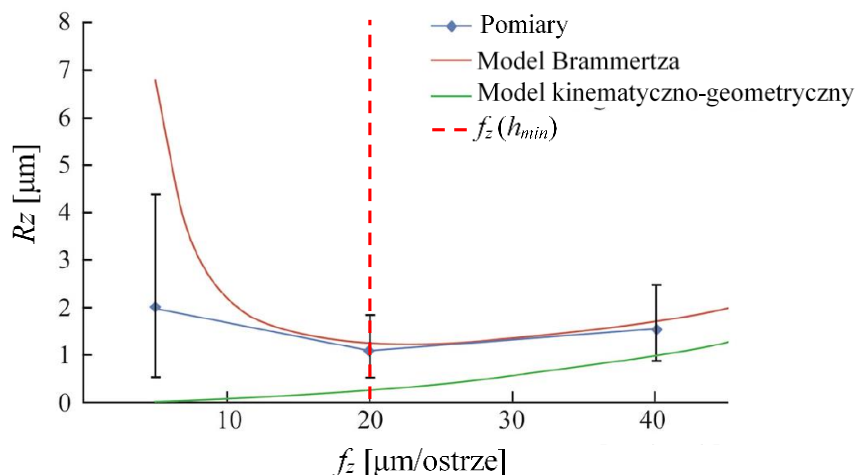
Przykład zastosowania równania (2.26) do modelowania parametru chropowatości R_z przedstawiono na rysunku 2.40 (czerwona pełna linia). Analizując krzywą reprezentującą model Brammertza zauważa się, że występuje pewne minimum funkcji $R_{z_t}(f_z)$, której argument stanowi $f_z(h_{min})$, czyli posuw na ostrze występujący na granicy minimalnej grubości warstwy skrawanej. Oznacza to, że na podstawie doświadczalnych pomiarów parametru R_z w funkcji f_z możliwe jest określenie argumentu $f_z(h_{min})$, którego związek z h_{min} jest następujący [72, 199]:

$$f_z(h_{min}) = \sqrt{2 \cdot h_{min} \cdot r_\epsilon} \quad (2.27)$$

Przekształcając równanie (2.27) otrzymuje się zależność na h_{min} :

$$h_{min} = \frac{f_z(h_{min})^2}{2 \cdot r_\epsilon} \quad (2.28)$$

Podstawiając do równania (2.28) wartości z rysunku 2.40, mianowicie posuw graniczny $f_z(h_{min}) = 0,02$ mm oraz promień naroża $r_\epsilon = 0,2$ mm otrzymuje się wartość h_{min} równą $1,0$ μm ($k = 0,35$). Należy zaznaczyć, że metoda przedstawiona przez Wojciechowskiego [196, 199] jest zasadna w przypadku gdy wyniki doświadczalnych pomiarów parametru R_z są zbliżone wartościom R_{z_t} wyznaczonych modelem Brammertza. Jeżeli rozbieżność między wartościami R_z a R_{z_t} są znaczące to oznacza, że inne zjawiska związane z procesem skrawania, jak sztywność układu OUPN, mają wpływ na jakość powierzchni.

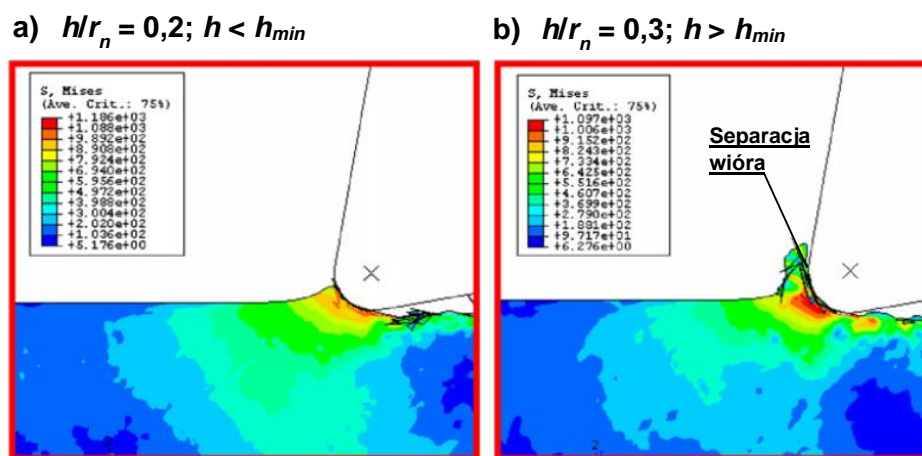


Rys. 2.40. Parametr chropowatości R_z powierzchni poddanej precyzyjnemu frezowaniu w funkcji posuwu na ostrze (materiał obrabiany: WC DLC; frez: CBN; $D = 8$ mm; $v_c = 30$ m/min, $a_p = 0,02$ mm; $r_e = 0,2$ mm; $r_n = 2,9$ μm). Na podstawie [199]

Ostatnia grupa metod identyfikacji wartości h_{min} oparta jest na analizie wyników symulacji numerycznych skrawania (np. MES, MD czy SPH). Wciąż najczęściej stosowanym modelem skrawania w metodach numerycznych jest proces skrawania ortogonalnego, gdzie każda osobna symulacja w badanej serii przeprowadzana jest w warunkach stałej grubości warstwy skrawanej h . Stąd metody symulacyjne należy podzielić ze względu na stosowaną metodykę do oceny wartości h_{min} , które mogą być wspólne dla różnych metod numerycznych. W tym podziale należy wyróżnić metody oparte na analizie spełnienia kryterium separacji wióra z efektywnej powierzchni natarcia, analizie kierunków wektorów przemieszczeń lub prędkości materiału obrabianego, spełnienia kryterium inicjacji zniszczenia czy podgrupę metod szacowania wartości krytycznego kąta stagnacji β_{kr} .

W literaturze [54, 55, 105, 110] powszechnie stosowana jest metoda identyfikacji wartości h_{min} w symulacjach procesu mikroskrawania na podstawie kryterium separacji wióra z efektywnej powierzchni natarcia. Oszacowanie wartości h_{min} możliwe jest w wyniku analizy procesu formowania wióra dla serii symulacji w której zmieniane są w sposób dyskretny parametry h/r_n . W przypadku symulacji procesu, gdzie $h < h_{min}$, zaobserwowana zostanie jedynie wypływka plastyczna przylegająca do promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej ostrza (rys. 2.41.a), natomiast w przypadku gdy $h \geq h_{min}$ uformowany zostanie wiór który ulega separacji z efektywnej powierzchni natarcia (czyli jak przedstawiono na rysunku 2.41.b, odrywa się od promienia r_n). Zgodnie z tą metodą Lai [105] określił, że wartość h_{min} dla obrabianej miedzi musi się znajdować pomiędzy $h/r_n = 0,2$ a $h/r_n = 0,3$, czyli $k = 0,25$. Stąd, dokładność wyznaczenia wartości h_{min} tą metodą zależeć będzie od przyjętej dyskretyzacji w doborze badanych wartości h . Ducobu zastosował metodę oceny spełnienia kryterium separacji wióra z efektywnej powierzchni natarcia w swoich pracach [54] do określenia wartości współczynnika k dla stopu tytanu Ti6Al4V ($k = 0,25$). Autor [54] zwrócił uwagę na niedoskonałość tego podejścia wynikającą z efektu akumulacji wypływki plastycznej w dwuwymiarowych symulacjach. Mianowicie, wielkość wypływki plastycznej gromadząca się przed ostrzem, jak na rysunku 2.41.a, będzie wzrastać wraz

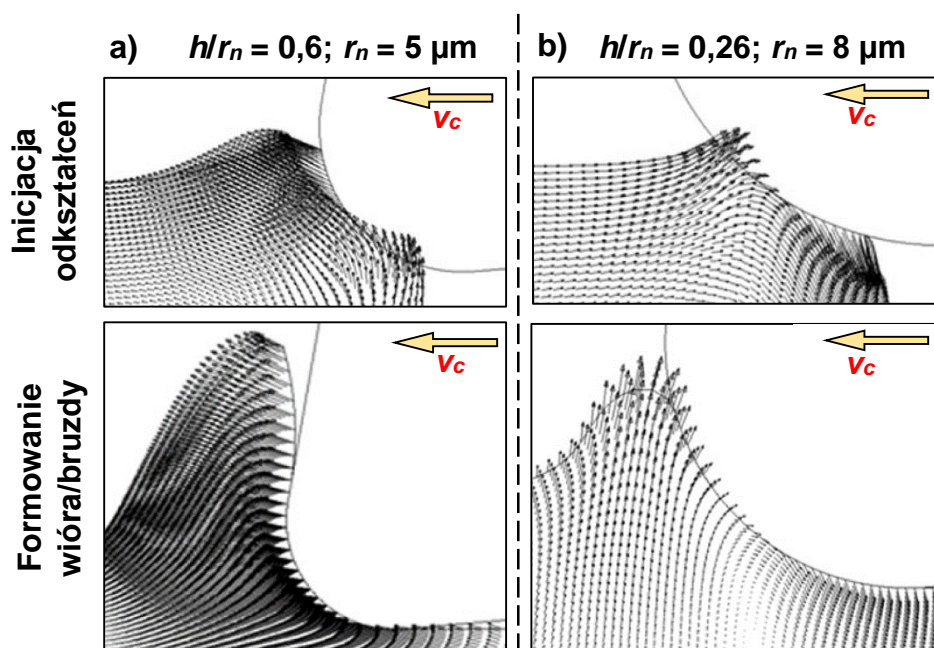
z postępowaniem symulacji. Brak trzeciego wymiaru nie pozwala na boczne wypłynięcie bruzdy, dlatego przy dostatecznie długich czasach symulacji wielkość wypłytki przed ostrzem przekroczy ostatecznie wartość h_{min} i zainicjowany zostanie proces formowania wióra. Wskazuje to na brak jednoznacznych wytycznych na jakiej długości drogi skrawania (np. opisanej parametrem powiązany z wielkością promienia r_n), powinna być dokonywana analiza spełnienia kryterium separacji wióra.



Rys. 2.41. Symulacja MES mikroskrawania miedzi dla $h/r_n = 0,2$ (a) oraz dla $h/r_n = 0,3$ (b) [105]

Woon i inni [200] oszacowali wartość h_{min} analizując kierunki wektorów przemieszczeń węzłowych zaobserwowane podczas symulacji mikroskrawania ortogonalnego modelem MES typu ALE dla różnych parametrów h/r_n . Badacze w programie Abaqus przygotowali symulacje 2D mikroskrawania stali AISI 4340, stosując konstytutywny model Johnsona-Cooka, dla prędkości skrawania $v_c = 100$ m/min. W badaniach zastosowano promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej równe 1, 5 i 8 μm . Rysunek 2.42 zawiera wybrane klatki symulacji przedstawiające etap inicjacji odkształceń oraz formowania wióra/bruzdy dla obróbki przy dwóch różnych parametrach h/r_n . Strzałki na rysunku 2.42 określają kierunek przemieszczeń węzłów a ich rozmiar określa względną wartość przemieszczeń. Podczas inicjacji odkształceń przy $h/r_n = 0,6$ ($h > h_{min}$) zauważa się, że węzły materiału obrabianego znajdujące się w bezpośrednim sąsiedztwie promienia krawędzi skrawającej i powierzchni natarcia przemieszczają się w kierunku zbliżonym do wektora prędkości skrawania, co wskazuje, że ta warstwa materiału zostanie zamieniona w wiór. Materiał pod powierzchnią przyłożenia opływa promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej, jednak tylko niewielka część węzłów z tej grupy zostanie włączona w wiór a pozostała większość utworzy powierzchnię obrobioną. Natomiast w przypadku inicjacji odkształceń dla parametru $h/r_n = 0,26$, zauważa się, że węzły z górnych warstwy przemieszczają się w kierunku przeciwnym do wektora prędkości skrawania. Dodatkowo, część węzłów przemieszcza się w dół do powierzchni obrobionej gdzie materiał ulega intensywnemu ścisnieniu przez ostrze. Wraz z postępowaniem symulacji zauważa się, że powstała bruzda ma kontakt wyłącznie z promieniem krawędzi skrawającej a węzły wewnątrz bruzdy przemieszczają się kierunku zbliżonym do pionowego. Według autorów na podstawie obserwacji etapu inicjacji odkształceń oraz kierunków wektorów przemieszczeń (w odniesieniu do kierunku wektora prędkości skrawania) można

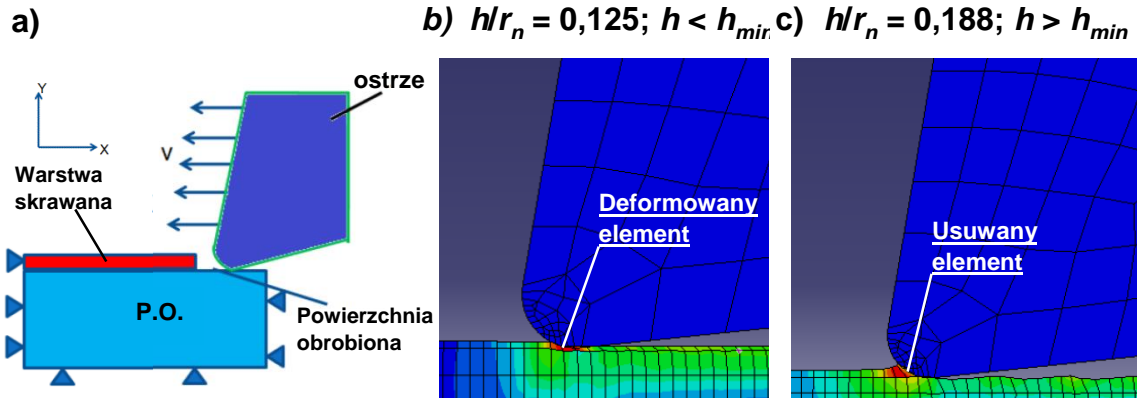
określić czy dana grubość warstwy skrawanej zostanie zamieniona w wiór czy bruzdę. Identyfikacja h_{min} w takim przypadku będzie wymagała przeprowadzenia serii symulacji dla różnych parametrów h/r_n . Podobną metodykę badań przyjął Shi [175] oraz Wang [194]. Shi i in. [175] wyznaczyli $h_{min} = 1,4 \mu\text{m}$ ($k = 0,23$) stosując analizę kierunków wektorów przemieszczeń węzłowych w modelu ortogonalnym MES podczas mikroskrawania Inconelu 718. Badacze zastosowali MES w celu weryfikacji wartości h_{min} określonej za pomocą emisji akustycznej ($h_{min AE} = 1,41 \mu\text{m}$). Wang [194] natomiast przeanalizował kierunki wektorów prędkości węzłowych w celu oszacowania minimalnej grubości warstwy skrawanej ($h_{min} = 0,27 \mu\text{m}$, $k = 0,20$) podczas mikrofrezowania stopu aluminium 6061-T6.



Rys. 2.42. Kierunki wektorów przemieszczeń h/r_n podczas inicjacji odkształceń i formowania wióra/bruzdy dla $h/r_n = 0,6$ (a) oraz dla $h/r_n = 0,26$ (b). Na podstawie [200]

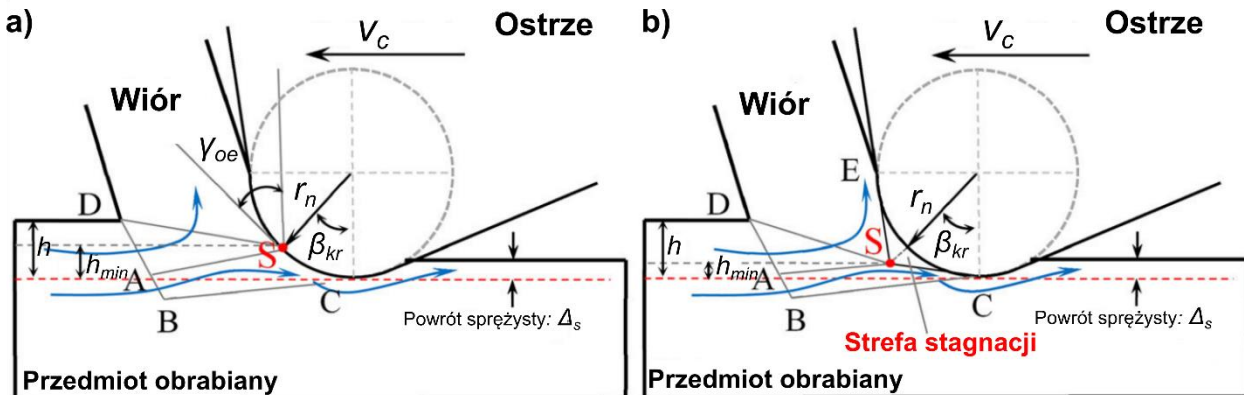
Srinivas Rao oraz Vijayaraghavan [166] zaprezentowali metodę szacowania wartości h_{min} dla obróbki stopu aluminium 2024-T3 stosując model zniszczenia materiału Johnsona-Cooka w symulacji MES mikroskrawania ortogonalnego. Schemat zastosowanego modelu przedstawiono na rysunku 2.43.a, gdzie grubość warstwy skrawanej h zamodelowano jako wiersz pojedynczych elementów ze sformułowaniem Lagrange'a. Wewnątrz warstwy skrawanej zastosowano mechanizm zniszczenia z warunkiem usuwania elementów opartym o odkształceniowe kryterium zniszczenia materiału. Jeżeli w symulacji dla danego parametru h/r_n elementy w warstwie skrawanej nie zostaną usunięte, oznaczać to będzie, że warunek inicjacji zniszczenia nie został spełniony a materiał nie zostanie zamieniony w wiór. W takim przypadku (rys. 2.43.b) warstwa elementów zostaje zdeformowana i ściśnięta przez ostrze. Autorzy zauważyli, że przy współczynniku $k = 0,188$ (rys. 2.43.c) element ulega znacznym odkształceniom, skutkującym przemieszczeniem jednego z węzłów w kierunku powierzchni natarcia rozpoczynając proces usuwania elementów z warstwy skrawanej. Zaprezentowany model niestety uniemożliwia

modelowanie procesu formowania wióra i analizy większości zmiennych towarzyszących temu zjawisku.



Rys. 2.43. Schemat modelu MES do identyfikacji wartości h_{min} na podstawie inicjacji mechanizmu usuwania elementów (a). Symulacja dla $h/r_n = 0,125$ (b) oraz dla $h/r_n = 0,188$ (c) [166]

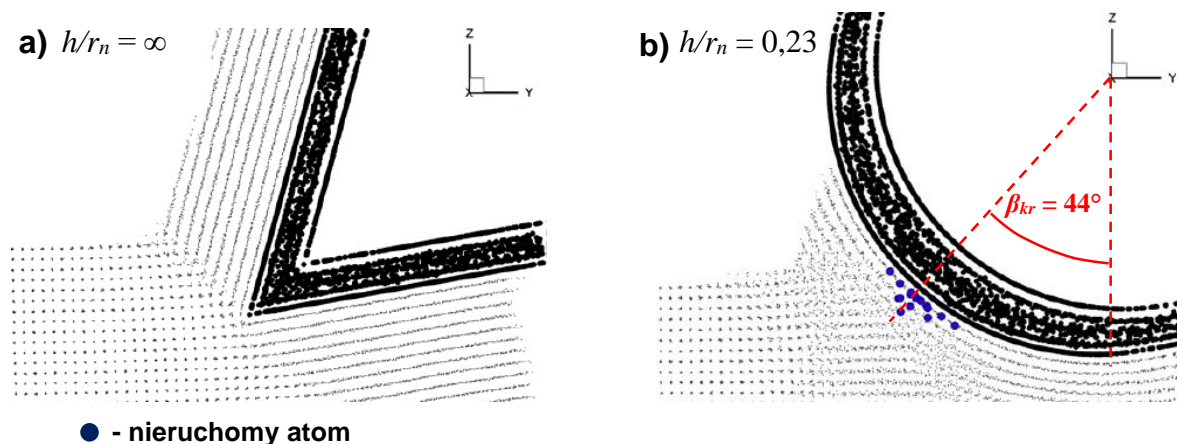
Osobną grupę metod oceny wartości h_{min} na podstawie symulacji numerycznych, stanowią modele identyfikacji stagnacji materiału w warstwie skrawanej. Fang [58] w odniesieniu do procesu skrawania mikro i nanometrycznego dokonał ich podziału na modele wyznaczające położenie punktu stagnacji na powierzchni ostrza (rys. 2.44.a) oraz strefy stagnacji w obrabianym materiale (rys. 2.44.b). O ile teoria pojedynczego punktu stagnacji S na powierzchni ostrza została przedstawiona w licznych pracach [60, 61, 174, 184, 209] to jej punktowa reprezentacja posiada uzasadnienie w przypadkach gdy dokładny rozkład prędkości płynięcia materiału wokół ostrza nie jest znany, a położenie punktu stagnacji wyznaczone było w sposób pośredni (np. za pomocą pomiarów sił, przyrostów sił czy teorii strefy poślizgu). Liczne badania przy użyciu symulacji MD lub MES [77, 103, 104, 146, 204, 205, 208] wykazały, że w rzeczywistości w materiale obrabianym wyróżniamy strefę stagnacji (rys. 2.44.b) o kształcie zbliżonym do trójkąta czy klina przyległego do promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej.



Rys. 2.44. Przepływ materiału podczas obróbki ostrzami z zaokrągloną krawędzią skrawającą. Położenie punktu stagnacji (a) oraz strefy stagnacji (b) [58]

Wewnątrz strefy stagnacji prędkość płynięcia materiału jest równa lub bliska zeru a krytyczny kąt stagnacji β_{kr} wyznaczany jest geometrycznie przez wyprowadzenie linii od środka promienia r_n do wierzchołka klina. Występującą w procesie skrawania strefę stagnacji przyrównuje się do zjawiska stabilnego narostu czy martwej strefy (ang. *dead metal zone DMZ*), które oddziałują na przepływ materiału [58]. Na podstawie badań numerycznych [142, 208] stwierdzono, że strefa martwa w zasadniczy sposób oddziałuje na mechanikę procesu skrawania, gdyż nieruchomy materiał przyjmuje funkcje pierwszej efektywnej krawędzi skrawającej, a zjawisko intensyfikuje się dla zakresu obróbki $h/r_n < 1$. Na proces formowania strefy stagnacji mają wpływ czynniki jak kształt ostrza (promień r_n , kształt powierzchni natarcia), prędkość skrawania, właściwości mechaniczne materiału oraz warunki tribologiczne dla danej pary ostrze-przedmiot obrabiany [58, 100].

Hosseini i Vahdati [77] przedstawili model MD ortogonalnego skrawania nanometrycznego monokryształu miedzi w celu określenia wpływu różnych stosunków h/r_n na wartość kąta stagnacji β_{kr} . Badacze zamodelowali ostrza z różnymi promieniami zaokrąglenia krawędzi skrawającej, od idealnie ostrego po $r_n = 4,9$ nm. Autorzy zaobserwowali, że strefa stagnacji, którą w symulacji MD stanowiła grupa nieruchomych atomów przylegająca bezpośrednio do powierzchni ostrza, pojawiała się wyłącznie w przypadku ostrzy z zamodelowanym promieniem zaokrąglenia krawędzi skrawającej (rys. 2.45).

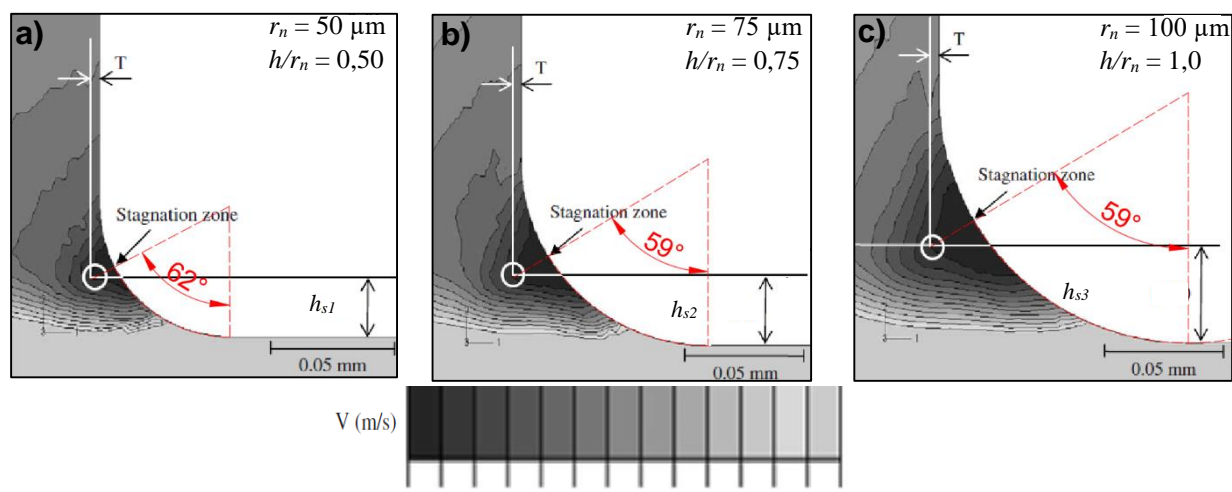


Rys. 2.45. Wpływ promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej na wstępowanie strefy stagnacji. Brak strefy stagnacji przy $h/r_n = \infty$ (a), strefa i kąt stagnacji dla $h/r_n = 0,23$ (b) [77]

Symulacje procesu z różnymi promieniami r_n potwierdziły zasadniczy wpływ zjawiska stagnacji na rozptył materiału w strefie skrawanej. Zaobserwowano, że wraz z malejącym parametrem h/r_n coraz to mniejsza część atomów została usuwana w postaci wióra, natomiast pozostała część atomów z warstwy skrawanej podlegała nagniataniu przez powierzchnię przyłożenia ostrza. Na podstawie badań Hosseini i Vahdati udowodnili, że w zakresie warunków skrawania ($h/r_n = 0,15 \div 0,59$) wartość kąta stagnacji β_{kr} pozostaje w przybliżeniu stała, gdzie jego średnia wartość wynosi $\beta_{kr} = 47,3^\circ$ (zakres od 43° do 49°). Obserwacje autorów wskazują, że grubość warstwy skrawanej h nie ma zasadniczego wpływu na wartość β_{kr} . Na podstawie zależności trygonometrycznej z równania (2.17) oszacowano wartość $h_{min} = 1,58$ nm ($k = 0,32$) dla badanej pary materiał obrabiany-ostrze. Lai wraz z zespołem [103, 104] zaproponowali identyfikację

położenia strefy stagnacji w symulacjach MD za pomocą sumy wektorów przemieszczenia dla wszystkich atomów w obrębie jednej warstwy. Jeżeli suma przemieszczeń mierzonych w kierunku normalnym do wektora prędkości v_c w jednej warstwie atomów była dodatnia a suma przemieszczeń w warstwie poniżej była ujemna to oznacza, że pomiędzy tymi dwoma warstwami następuje zmiana kierunku płynięcia materiału, co umożliwia wyznaczenie punktu stagnacji na powierzchni ostrza.

Nasr i inni [146] przeprowadzili przy pomocy MES analizę rozkładu prędkości węzłowych podczas skrawania ortogonalnego stali AISI 316L. Ze względu na zastosowane warunki obróbki ($h = 100 \mu\text{m}$, $r_n = 20\div 100 \mu\text{m}$) przeprowadzone badania można sklasyfikować na granicy skrawania konwencjonalnego i mikrometrycznego. Na podstawie analizy rozkładu prędkości węzłowych możliwa jest identyfikacja strefy stagnacji jako obszaru w którym prędkość węzłowa jest bliska zera, co oznacza, że część objętości materiału ulega unieruchomieniu pod zaokrągloną krawędzią skrywającą. Autorzy zauważyli, że w przypadku względnie ostrego narzędzia ($r_n = 20 \mu\text{m}$, $h/r_n = 0,2$) zaobserwowano niewielką i niestabilną strefę stagnacji, której wielkość zmieniała się w czasie trwania symulacji. W przypadku większych promieni r_n wyraźna strefa stagnacji formowała się już na początkowym etapie symulacji a jej kształt i wielkość stabilizowały się kiedy proces skrawania osiągał stan ustalony. Na rysunku 2.46 przedstawiono rozkłady prędkości węzłowych materiału obrabianego dla symulacji MES w stanie ustalonym z zaznaczonymi kątami stagnacji β_{kr} – im ciemniejszy kolor pola na rozkładach tym prędkość płynięcia materiału jest bliższa zera.



Rys. 2.46. Kąt stagnacji β_{kr} oraz rozkład prędkości węzłowych w modelach MES dla $h/r_n = 0,5$ (a), $h/r_n = 0,75$ (b), $h/r_n = 1,0$ (c) [146]

Na podstawie klitek symulacji zauważono, że wielkość strefy stagnacji (tj. pole klina) oraz odległość h_{si} , mierzona od powierzchni obrobionej do wierzchołka strefy, rosną wraz z wielkością promienia krawędzi skrawającej, natomiast odległość T , czyli pozycja wierzchołka strefy względem powierzchni natarcia, pozostaje bez zmian. Autorzy wskazują, że pozycja wierzchołka strefy stagnacji stanowi graniczny punkt w którym następuje podział materiału na płynący do wióra i do powierzchni obrobionej. Krytyczny kąt stagnacji pozostaje względnie stały dla różnych zbadanych parametrów h/r_n i jego średnia wartość wyniosła $\beta_{kr} = 60,33^\circ \pm 2^\circ$. Na

podstawie wartości β_{kr} oszacowano parametr h_{min} dla różnych ostrzy zgodnie z zależnością (2.17), gdzie średnia znormalizowana minimalna grubość warstwy skrawanej wyniosła $k = 0,505$. Podobną metodykę do szacowania wartości h_{min} zastosował Yen wraz z zespołem [208]. Na podstawie obserwacji rozkładów węzłowych prędkości i pomiarze kąta stagnacji β_{kr} w symulacjach MES badacze oszacowali współczynnik $k = 0,52$ dla skrawania precyzyjnego stali AISI 1020. W badaniach uwzględniono również analizę wpływu ścina powierzchni natarcia na mechanizm formowania wióra. Zaobserwowano, że w przypadku ostrzy w których na powierzchni natarcia zamodelowany jest ścin w postaci fazy, następuje intensywne zjawisko stagnacji materiału, skoncentrowane na pierwszej ujemnej powierzchni natarcia. W takich warunkach strefa stagnacji przejmuje rolę pierwszej efektywnej powierzchni natarcia uzupełniając ubytek w geometrii ostrza spowodowany ścinem [129, 168, 208].

2.8. Podsumowanie przeglądu literatury

Na podstawie analizy literatury przedstawiono syntezę przeglądu głównych metod numerycznych stosowanych do modelowania procesu mikroskrawania (tab. 2.2).

Tabela 2.2. Przegląd głównych metod numerycznych do modelowania procesu mikroskrawania

Metoda numeryczna	Zalety	Wady
SPH	<ul style="list-style-type: none"> ▪ metoda bezsiatkowa odporna na zniekształcenie dziedziny, ▪ możliwość modelowania zagadnień w skali mikrometrycznej i powyżej, ▪ możliwość zastosowania wybranych modeli konstytutywnych, ▪ umiarkowany nakład obliczeniowy. 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ uzyskanie dostatecznej rozdzielczości rozkładu zmiennych oraz dokładności zarysu powierzchni swobodnych wymaga zwiększenia liczby cząstek, ▪ rozwarstwianie się cząstek, ▪ w dziedzinie przedmiotu obrabianego przypisać można właściwości tylko jednego materiału, ▪ ograniczona możliwość implementacji modeli tarcia.
Dynamika molekularna	<ul style="list-style-type: none"> ▪ metoda bezsiatkowa odporna na zniekształcenie dziedziny, ▪ możliwość modelowania oddziaływania na poziomie atomowym, ▪ unikalny wgląd w zjawiska krystalograficzne, ▪ najpopularniejsze oprogramowanie dostępne jest na licencji open source ▪ uwzględnia powrót sprężysty materiału. 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ możliwość modelowania zagadnień jedynie w skali nanometrycznej, ▪ przedmiot obrabiany modelowany jest głównie jako zbiór atomów pojedynczego pierwiastka (np. Cu), ▪ uzyskanie dostatecznej rozdzielczości rozkładu zmiennych oraz dokładności zarysu powierzchni swobodnych wymaga zwiększenia liczby atomów, ▪ ograniczona liczba zmiennych dostępnych w analizie, ▪ duży nakład obliczeniowy.
MES	<ul style="list-style-type: none"> ▪ możliwość modelowania zagadnień w skali mikrometrycznej i powyżej, ▪ duża dokładność rozkładu zmiennych umożliwiająca interpolacje wartości węzłowych, ▪ precyzyjna reprezentacja zarysu powierzchni swobodnych, 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ degradacja jakości siatki w konwencjonalnym sformułowaniu Lagrange'a, ▪ większość modeli w literaturze nie wykazała istotnego powrotu sprężystego materiału w warunkach bruzdowania.

	<ul style="list-style-type: none"> ▪ możliwość implementacji niestandardowych modeli konstytutywnych oraz tarcia, ▪ w wybranych wariantach możliwość przypisania właściwości więcej niż jednego rodzaju materiału w dziedzinie przedmiotu obrabianego, ▪ umiarkowany nakład obliczeniowy. 	
--	--	--

W tabeli 2.3 na podstawie danych z literatury scharakteryzowano wady i zalety konwencjonalnych wariantów modeli MES procesu skrawania i mikroskrawania. W przypadku najnowszego modelu CEL zapisano kursywą cechy modelu, które nie zostały udowodnione w literaturze ale są przypuszczeniem autora na podstawie własnych doświadczeń w modelowaniu procesu skrawania.

Tabela 2.3. Przegląd wariantów modeli MES procesu skrawania i mikroskrawania

Wariant MES	Zalety	Wady
Predefiniowany kształt wióra (1976 r.)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ stabilny model, utrzymujący założoną topologię siatki, ▪ możliwość modelowania procesu dla względnie długiego czasu skrawania, 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ zmiana warunków skrawania wymaga całkowitej przebudowy geometrii, ▪ zastosowanie jedynie dla modelowania wióra w postaci ciągłej w stanie ustalonym, ▪ przygotowanie modelu wymaga wstępnego oszacowania kształtu wióra oraz prędkości przepływu przez płaszczyzny Eulera, ▪ w dziedzinie przedmiotu obrabianego przypisać można właściwości tylko jednego materiału, ▪ model jest nieskuteczny do modelowania zakresu warunków bruzdowania ($h < h_{min}$).
Predefiniowana ścieżka separacji (1984 r.)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ stabilny model, utrzymujący założoną topologię siatki, ▪ możliwość modelowania procesu dla długiego czasu skrawania, ▪ możliwość przypisania właściwości więcej niż jednego rodzaju materiału w dziedzinie przedmiotu obrabianego, ▪ niski nakład obliczeniowy. 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ nierealistyczny model skrawania bazujący na propagacji pęknięcia, ▪ model jest nieskuteczny do modelowania procesu mikroskrawania ze względu na konieczność zastosowania idealnie ostrej krawędzi skrawającej, ▪ nierealistyczny ubytek masy wywołany usuwaniem elementów, ▪ wartość kryterium zniszczenia wpływa na wielkość sił oraz naprężeń.
Remeshing (1991 r.)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ możliwość analizy pełnego zakresu h w zakresie mikroskrawania i bruzdowania uwzględniając ostrza z promieniem r_n, ▪ jakość siatki zapewniona przez jej ciągłą przebudowę, ▪ dekohezja bazuje wyłącznie na odkształceniu plastycznym, ▪ możliwość modelowania wióra w postaci schodkowej, ▪ zintegrowany w dedykowanych programach MES (DEFORM, 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ „rozmycie” wartości zmiennych przez wielokrotną interpolację do nowych położenia siatki, ▪ konieczność programowania procedury przebudowy siatki w programach MES ogólnego przeznaczenia, ▪ w dziedzinie przedmiotu obrabianego przypisać można właściwości tylko jednego materiału,

	AdvantEdge) ułatwiających jego implementacje.	<ul style="list-style-type: none"> ▪ utrudniony postprocesing wyników w programach MES ogólnego przeznaczenia, ▪ duży nakład obliczeniowy.
Usuwanie elementów (1996 r.)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ możliwość analizy pełnego zakresu h w zakresie mikroskrawania i bruzdowania uwzględniając ostrza z promieniem r_n, ▪ możliwość modelowania procesu dla długiego czasu skrawania, ▪ możliwość przzerwania dziedziny zagadnienia, ▪ możliwość przypisania właściwości więcej niż jednego rodzaju materiału w dziedzinie przedmiotu obrabianego. 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ nierealistyczny model skrawania bazujący na usuwaniu objętości materiału, ▪ nierealistyczny ubytek masy wywołany usuwaniem elementów, ▪ wartość kryterium zniszczenia wpływa na wielkość sił oraz naprężeń, ▪ współczynnik spęczenia wióra poniżej jedności, ▪ wykluczona analiza cieplna z dziedziny.
ALE (2002 r.)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ możliwość analizy pełnego zakresu h w zakresie mikroskrawania i bruzdowania uwzględniając ostrza z promieniem r_n, ▪ sformułowanie zintegrowane w programach MES ogólnego przeznaczenia (Abaqus, Ansys, LS-Dyna) ułatwiających jego implementacje, ▪ dekohezja bazuje wyłącznie na odkształceniu plastycznym. 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ niemożliwość przzerwania dziedziny co pozwala tylko na zastosowanie do modelowania wióra i bruzdy w postaci ciągłej, ▪ uproszczona geometria formowanego wióra, ▪ w dziedzinie przedmiotu obrabianego przypisać można właściwości tylko jednego materiału, ▪ model odznacza się ograniczoną stabilnością pozwalający zamodelować odcinki drogi skrawania o umiarkowanej długości.
CEL (2016 r.)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ możliwość modelowania wióra w postaci schodkowej, ▪ dekohezja bazuje wyłącznie na odkształceniu plastycznym, ▪ stabilny model wykazujący całkowitą odporność na odkształcenia siatki, ▪ sformułowanie zintegrowane w programach MES ogólnego przeznaczenia (Abaqus, Ansys, LS-Dyna) ułatwiających jego implementacje, ▪ możliwość analizy zagadnień 3D, ▪ <i>możliwość analizy pełnego zakresu h w zakresie mikroskrawania i bruzdowania uwzględniając ostrza z promieniem r_n,</i> ▪ <i>możliwość przzerwania dziedziny zagadnienia,</i> ▪ <i>możliwość modelowania procesu dla dowolnie długiego czasu skrawania,</i> 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ <i>w dziedzinie przedmiotu obrabianego przypisać można właściwości tylko jednego materiału,</i> ▪ <i>duży nakład obliczeniowy.</i>

Na podstawie przedstawionego przeglądu literatury aktualny stan zagadnienia dotyczący modelowania numerycznego procesu mikroskrawania można podsumować następująco:

1. W metodach bezsiatkowych, jak SPH czy dynamika molekularna, przedmiot analizy nie jest aproksymowany w postaci siatki, która łączy węzły na czas analizy. W efekcie modelowana dziedzina może zostać przzerwana bez wpływu na jakość analizowanych

zmiennych. Stąd metody bezsiatkowe wykazują dużą skuteczność w zastosowaniu do modelowania problemów intensywnych deformacji w mechanice ośrodków ciągłych. Głównym ograniczeniem metod bezsiatkowych jest dokładność reprezentacji zarysu powierzchni swobodnych modelowanego ciała stałego oraz mała rozdzielczość zmiennych, na dokładność których wpływ mają liczba cząstek w dziedzinie oraz ich rozmiar. W niektórych pracach wykazano również, że w przypadku symulacji procesu skrawania z ujemnymi kątami natarcia ostrza występuje rozwarstwienie cząstek w aproksymowanym kształcie wióra, tworząc luki w rozkładzie zmiennych.

2. Zakres zastosowania metody dynamiki molekularnej do numerycznego modelowania procesu skrawania ograniczony jest do skali nanometrycznej. Grubość warstwy skrawanej praktycznie możliwa do zamodelowania zawiera się w zakresie do maksymalnie kilkudziesięciu nanometrów, co obecnie uniemożliwia przeprowadzenie miarodajnej walidacji doświadczalnej modelu. Dodatkowo, stosowane w literaturze modele procesu skrawania metodą MD dotyczą obróbki materiałów złożonych niemal wyłącznie z pojedynczego pierwiastka np. miedzi czy krzemu, mających małe znaczenie w technologii wytwarzania części maszyn.
3. Głównym ograniczeniem metody elementów skończonych w modelowaniu procesu skrawania i mikroskrawania jest zjawisko deformacji siatki ze sformułowaniem Lagrange'a, które wpływa na dokładność otrzymanych wyników analizy. Konieczność rozwiązania tego problemu wymusiła sformułowanie wielu wariantów modeli skrawania stosowanych w ramach MES, które różnią się sposobami zamodelowania separacji wióra czy metodami zarządzania siatką. Implementacja niektórych ze scharakteryzowanych wariantów modeli narzuca istotne uproszczenia na modelowany proces, które wykluczają możliwości analizy procesu w warunkach bruzdowania.
4. Nowy wariant modelu MES ze sprzężonym sformułowaniem Eulera-Lagrange'a (CEL), gdzie siatka Eulera jest nieruchoma na czas analizy, jako jedyny wykazuje całkowitą odporność na zjawisko deformacji siatki. Cecha ta wskazuje na jego skuteczność do modelowania zagadnień intensywnych deformacji, która jest porównywalna do technik bezsiatkowych, jednocześnie zapewniając większą dokładność aproksymacji kształtu powierzchni swobodnych badanej dziedziny.
5. Przedstawione w literaturze modele numeryczne procesu mikroskrawania rozpatrują niemal wyłącznie efekt skrawania jednej warstwy materiału obrabianego do analizy składowych siły całkowitej, stanu naprężeń, temperatury czy aproksymacji kształtu wióra. W rzeczywistym procesie mikroobróbki, jak mikrotoczenie czy mikrofrezowanie, stan warstwy wierzchniej indukowany jest w wyniku oddziaływania przedmiotu z ostrzem w poprzednim przejściu. Stąd efekt ciągłego i cyklicznego skrawania, występujący w konsekwentnych przejściach ostrzy może mieć jakościowy i ilościowy wpływ na rozkład zmiennych w analizowanych symulacjach numerycznych, który przypuszczalnie będzie zapewniać większą zgodność z doświadczalnym procesem mikroskrawania.
6. W literaturze zaproponowano wiele metod szacowania parametru minimalnej grubości warstwy skrawanej, stosowanych zarówno w odniesieniu do doświadczalnego procesu

mikroskrawania jak i symulacji numerycznych. Scharakteryzowane metody przyjmują do analizy odmienne aspekty fizyczne, stąd wartości h_{min} oszacowane eksperymentalnie oraz symulacyjnie mogą się różnić.

Przeprowadzona analiza pozwala stwierdzić, że stan badań związanych z modelowaniem procesu skrawania jest rozwijany wraz z postępującym udoskonalaniem technik modelowania numerycznego. Można wskazać w literaturze braki oraz niejednoznaczności dotyczące:

- oceny skuteczności modelowania procesu mikroskrawania w warunkach bruzdowania i skrawania modelem MES ze sprzężonym sformułowaniem Eulera-Lagrange'a (CEL),
- predykcji wartości h_{min} na podstawie porównywalnych aspektów fizycznych określonych doświadczalnie oraz symulacyjnie,
- jakościowej oraz ilościowej oceny wpływu efektu skrawania konsekwentnych warstw w symulacji MES na wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej oraz składowych siły całkowitej,
- porównania numerycznego modelu mikroskrawania konsekwentnych warstw z doświadczalnym procesem mikrofrezowania.

3. CEL I GŁÓWNE HIPOTEZY PRACY

W oparciu o przegląd danych literaturowych stwierdzić można, że w pracach związanych z zagadnieniem numerycznego modelowania procesu mikroskrawania niemal wyłącznie rozpatrywane jest skrawanie pojedynczych warstw materiału przy zastosowaniu modeli ortogonalnych. Oznacza to, że podobne badania nie uwzględniają efektu ciągłości procesu, występujących podczas mikroobróbki ubytkowej (frezowanie, toczenie), polegającego na konsekwentnym skrawaniu kolejnych warstw materiału obrabianego. W konsekwencji, standardowe modele rozpatrujące tylko pojedyncze przejście ostrza nie uwzględniają złożonego stanu odkształceń i naprężeń w warstwie wierzchniej, indukowanego nagniataniem powierzchni obrobionej przez zaokrągloną krawędź skrawającą w poprzedzającym przejściu ostrza. Ponadto, stwierdzono brak opublikowanych badań charakteryzujących w sposób ilościowy przy użyciu symulacji MES wpływ konsekwentnego skrawania warstw na minimalną grubość warstwy skrawanej h_{min} .

Celem pracy jest:

1. Opracowanie modelu metodą elementów skończonych stosującego sprzężone sformułowanie Eulera-Lagrange'a (CEL), charakteryzującego wybrane zjawiska fizyczne w strefie styku narzędzie-przedmiot obrabiany dla dwóch konsekwentnych przejść ostrzy w procesie mikroskrawania.
2. Predykcja minimalnej grubości warstwy skrawanej stosując metodę przyrostów siły stycznej do zaokrąglonej krawędzi skrawającej w oparciu o dane pozyskane z modelu CEL MES pierwszego i drugiego przejścia ostrza oraz dane doświadczalne z mikrofrezowania.
3. Identyfikacja i analiza mechanizmów odpowiedzialnych za zmiany wartości składowych siły całkowitej, stanu naprężeń i h_{min} pomiędzy konsekwentnymi przejściami ostrzy.
4. Opracowanie hybrydowego modelu analityczno-numerycznego składowych siły całkowitej i jego weryfikacja w warunkach doświadczalnych obejmujących próby mikrofrezowania.

Na podstawie przeprowadzonego przeglądu literatury oraz wcześniejszych badań własnych sformułowano następujące hipotezy pracy:

- I. Odkształcenia reszkowe powstałe w następstwie skrawania pierwszej warstwy materiału obrabianego w procesie mikroskrawania wywierają ilościowy i jakościowy wpływ na składowe siły całkowitej oraz wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej podczas obróbki drugiej warstwy**
- II. Wartości składowych siły całkowitej oraz minimalnej grubości warstwy skrawanej oszacowane na bazie opracowanych modeli CEL/MES oraz analityczno-numerycznego, uwzględniających konsekwentne przejścia ostrzy wykazują większą zgodność z danymi doświadczalnymi w porównaniu do wartości oszacowanych na bazie modeli uwzględniających pojedyncze przejście ostrza.**

W celu udowodnienia zaproponowanych hipotez konieczna jest realizacji zadań szczegółowych w ramach badań wstępnych i zasadniczych.

Badania wstępne:

- sformułowanie założeń modelu ze sprzężonym sformułowaniem Eulera-Lagrange'a realizowanego przez MES,
- określenie wpływu gęstości siatki Eulera na wartość oszacowanych składowych siły całkowitej w modelu mikroskrawania ze sprzężonym sformułowaniem Eulera-Lagrange'a,
- porównanie skuteczności odwzorowania geometrycznego modelowanego procesu, jakości siatki oraz efektywności obliczeniowej zaproponowanego modelu względem standardowego modelu ze sformułowaniem ALE.

Badania zasadnicze:

- predykcja modelem MES składowych siły całkowitej w układzie narzędzia dla zakresu posuwu na ostrze obejmującego warunki bruzdowania oraz mikroskrawania dla konsekwentnych przejść ostrzy, zakończona weryfikacją doświadczalną obejmującą próby mikrofrezowania,
- predykcja minimalnej grubości warstwy skrawanej na podstawie składowych siły całkowitej oszacowanych modelem MES pierwszego oraz drugiego przejścia ostrza umożliwiającą ich weryfikację z wartością h_{min} wyznaczoną na podstawie doświadczalnych pomiarów sił podczas mikrofrezowania,
- ocena zmian w rozkładzie pola naprężeń, odkształceń oraz temperatury wywołana wprowadzeniem do analizy drugiego przejścia ostrza
- sformułowanie hybrydowego modelu analityczno-numerycznego sił dla procesu mikrofrezowania uwzględniającego konsekwentne przejścia ostrzy, akumulację grubości warstwy skrawanej, statyczne ugięcie oraz bicie promieniowego mikrofrezu,
- weryfikacja doświadczalna hybrydowego modelu analityczno-numerycznego składowych siły całkowitej obejmująca próby mikrofrezowania w zakresie zmiennych parametrów wejściowych.

4. OPIS BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH

4.1. Zakres i warunki badań doświadczalnych

W ramach badań doświadczalnych dokonano próby mikrofrezowania stali C45. Doświadczenia obejmowały pomiary składowych siły całkowitej w zakresie zmiennych parametrów wejściowych procesu. Zmierzone siły pozwolą dokonać walidacji opracowanego, oryginalnego modelu MES procesu mikroskrawania.

Materiałem obrabianym zastosowanym w badaniach jest niestopowa stal konstrukcyjna w gatunku C45 w stanie dostawy, która w zagranicznej literaturze powszechnie rozpoznawalna jest pod amerykańskim oznaczeniem AISI 1045. Średnia twardość stali wynosiła 190 HV, natomiast średni rozmiar ziaren perlitu wynosił 12 μm . Skład chemiczny stali przedstawiono w tabeli 4.1.

Tabela. 4.1. Skład chemiczny próbki ze stali C45

Pierwiastek	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	Fe
Udział masowy [%]	0,42 ÷ 0,5	0,5 ÷ 0,8	0,1 ÷ 0,4	max. 0,04	max. 0,04	max. 0,3	max. 0,3	max. 0,1	max. 0,3	reszt a

Z bloku stali C45 została wyfrezowana próbka w kształcie prostopadłościanu o wymiarach 45 mm × 45 mm × 10 mm, której wszystkie powierzchnie zostały przeszlifowane w celu zapewnienia wysokiej dokładności wymiarowo-kształtowej. Po zamocowaniu próbki na stole roboczym mikrofrezarki powierzchnia przedmiotu została dodatkowo splanowana frezem walcowo-czołowym o średnicy 2 mm w celu zagwarantowania prostopadłości powierzchni obrabianej względem układu współrzędnych mikrofrezarki.

Do badań wybrano monolityczny mikrorez walcowo-czołowy *Kyocera 2FESM010-025-04* wykonany z powlekanego ultradrobnoziarnistego węgliku spiekanego. Skład chemiczny węgliku oraz powłoki zostały określone przy pomocy metody skanowania elektronami wstecznie rozproszonymi (ang. *backscattered electron* – BSE). Skład chemiczny materiału ostrza oraz jego powłoki oszacowywany metodą BSE zostały przedstawione kolejno w tabeli 4.2 i 4.3. Średni rozmiar ziarna węgliku spiekanego został oszacowany zgodnie z zaleceniami ASTM na podstawie obrazu SEM i wynosił około 0,5 μm . Grubość powłoki przeciwzużyciowej została oszacowana również na podstawie obrazów SEM i wynosiła w przybliżeniu 3 μm .

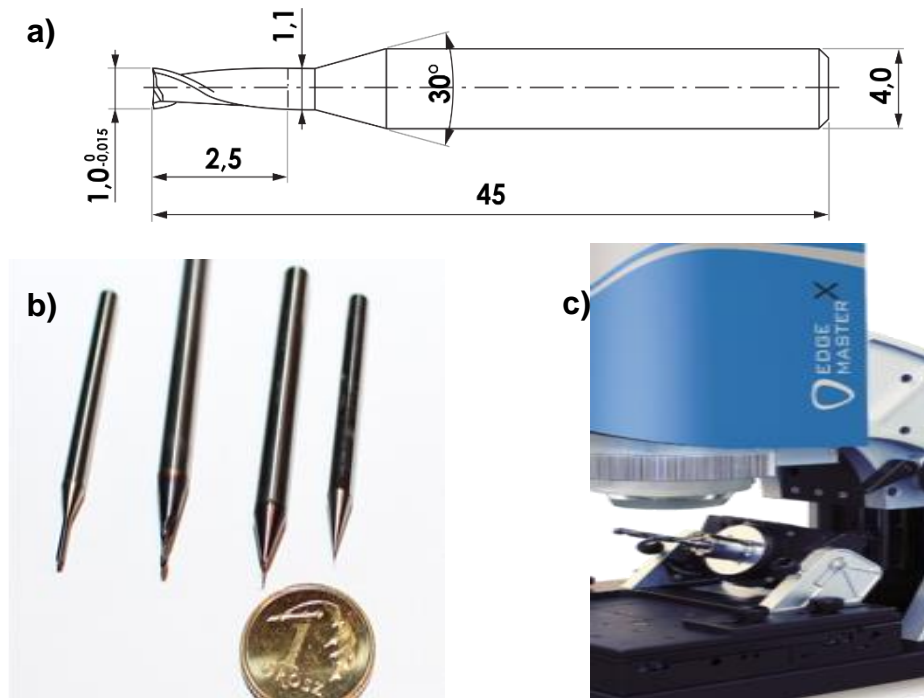
Tabela. 4.2. Skład chemiczny węgliku spiekanego mikrofrezu *Kyocera 2FESM010-025-04*

Pierwiastek	C	V	Cr	Co	Ni	W
Udział masowy [%]	3,5	0,2	1,2	7,7	5,2	82,2

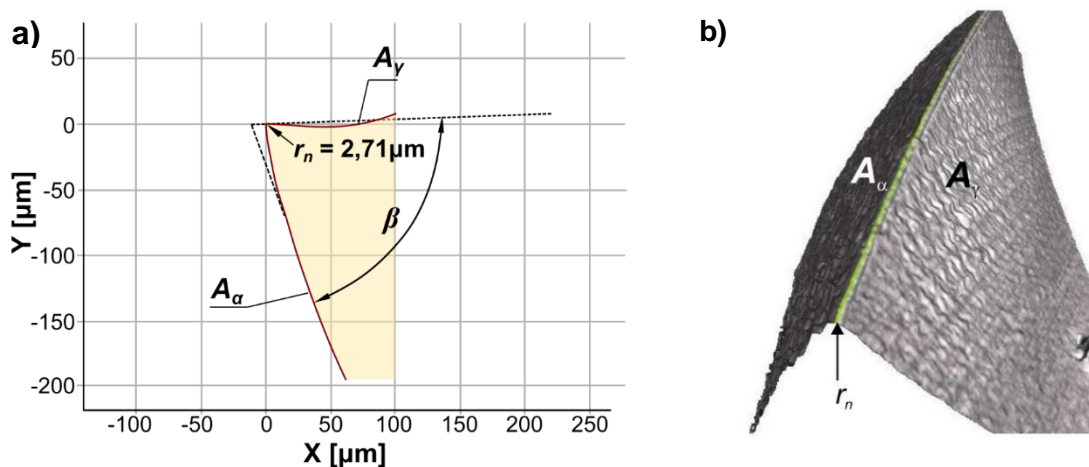
Tabela. 4.3. Skład chemiczny powłoki mikrofrezu *Kyocera 2FESM010-025-04*

Pierwiastek	N	Al	Si	Ti	Nb
Udział masowy [%]	24,3	23,8	1,1	46,6	4,1

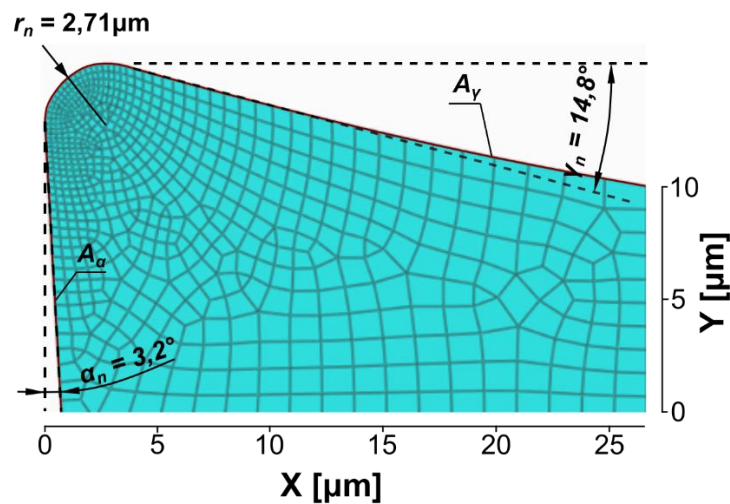
Frez *Kyocera 2FESM010-025-04* ma średnicę $D = 1$ mm, liczbę ostrzy $z = 2$ oraz kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej $\lambda_s = 30^\circ$. Pozostałe wymiary narzędzia przedstawiono na rysunku 4.1.a. Producent w katalogu nie zdefiniował kątów natarcia ani przyłożenia. Stąd, przed rozpoczęciem badań mikrogeometria nowego narzędzia została zmierzona przy użyciu optycznego urządzenia pomiarowego *Alicona IF Edge Master* (rys. 4.1.c). Pomiary zostały dokonane dla 50 pozycji wzdłuż osi narzędzia w płaszczyźnie normalnej, po 25 pomiarów na każde z ostrzy frezu. Otrzymany zbiór profili pozwolił oszacować wielkość promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n , zarys rzeczywistej powierzchni natarcia A_γ oraz przyłożenia A_α . Przykładowy profil otrzymany podczas pomiarów mikrogeometrii przedstawiono na rysunku 4.2. Dla wybranego narzędzia średnią wartość promienia oszacowano jako $r_n = 2,71 \pm 0,29 \mu\text{m}$. Na podstawie pozyskanych profili utworzono dwuwymiarowy obrys CAD mikrogeometrii ostrza, który następnie zaadaptowano w symulacjach MES w programie Abaqus (rys. 4.3). Obrys CAD przygotowano stosując łukowe odwzorowanie powierzchni natarcia i przyłożenia, gdzie wartości kątów γ_n oraz α_n oszacowano wykreślając linię styczną do promienia r_n . Zaobserwowano, że w przypadku powierzchni przyłożenia, linia nachylona pod kątem $\alpha_n = 3,2^\circ \pm 0,08^\circ$ skutecznie odzwierciedla jej zarys dla całego rozpatrywanego zakresu, natomiast dla powierzchni natarcia, linia nachylona pod kątem $\gamma_n = 14,8^\circ \pm 0,36^\circ$ zapewniła zadowalające pokrycie dla około $X \leq 15 \mu\text{m}$.



Rys. 4.1. Wymiary mikrofrezu walcowo-czołowego *Kyocera 2FESM010-025-04* (a), porównanie wybranych mikrofrezów firmy *Kyocera* względem monety jednogroszowej, (b) zdjęcie katalogowe optycznego urządzenia pomiarowego *Alicona IF Edge Master* (c)



Rys. 4.2. Wybrany profil mikrogeometrii ostrza frezu *Kyocera 2FESM010-025-04* (a) oraz trójwymiarowy obraz wygenerowany podczas pomiarów optycznych przy użyciu *Alicona IF Edge Master* (b)



Rys. 4.3. Zdigitalizowana mikrogeometria ostrza zastosowana w analizie numerycznej

Badania doświadczalne przeprowadzono w zakresie parametrów i warunków badań przedstawionych w tabeli 4.4. Dla każdej wartości posuwu wykonano indywidualny rowek o długości 4 mm frezując pełnym obwodem frezu ($a_e = D = 1$ mm). Badania przeprowadzono nowym narzędziem bez śladów zużycia ($VB \approx 0$). W próbach mikrofrezowania nie stosowano cieczy obróbkowych.

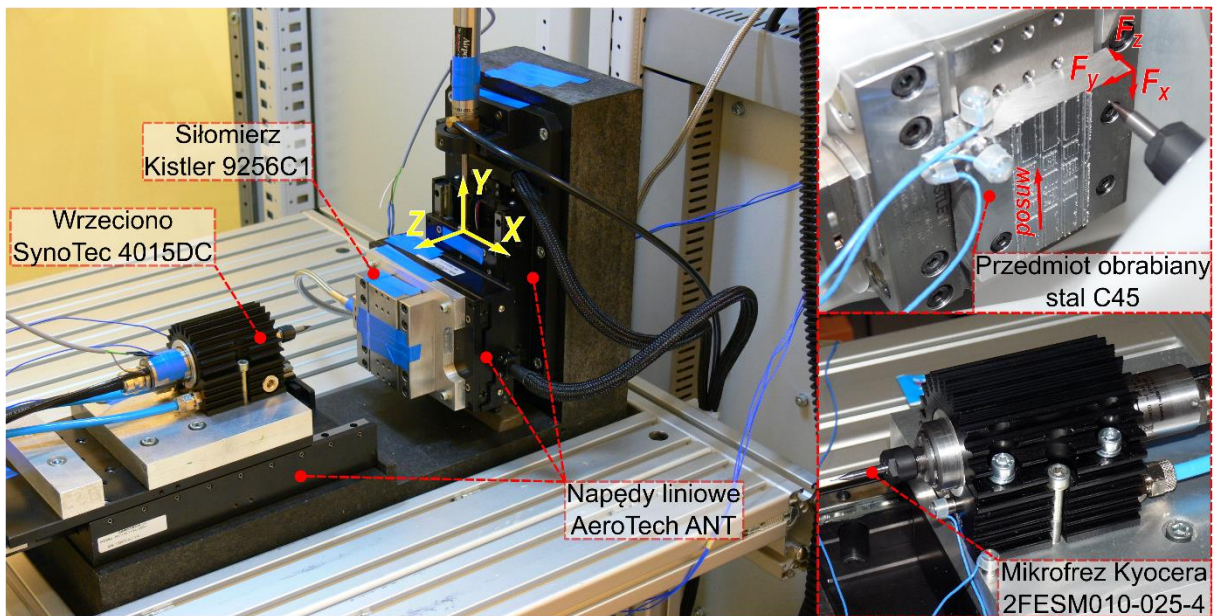
Tabela. 4.4. Parametry frezowania zastosowane w badaniach doświadczalnych

Głębokość skrawania a_p [μm]	Szerokość skrawania a_e [mm]	Posuw na ostrze f_z [$\mu\text{m}/\text{ostrze}$]	Prędkość obrotowa n [obr/min]	Prędkość skrawania v_c [m/min]
20	1	0,1	18 000	57
		0,2		
		0,3		
		0,4		
		0,5		
		0,6		
		0,7		
		0,8		
		0,9		
		1,0		
		1,1		
		1,2		
		1,3		
		1,4		
		1,5		
		1,6		
		1,7		
		1,8		
		1,9		
		2,0		
4,0				
7,0				
10,0				

4.2. Stanowisko do prób mikrofrezowania i pomiaru składowych sił całkowitej

Z uwagi na charakterystykę procesu mikrofrezowania, gdzie stosowane są narzędzia o średnicy części roboczej $D \leq 1$ mm obracające się z prędkością kilkudziesięciu tysięcy obrotów na minutę, proces musi być realizowany na precyzyjnych obrabiarkach odznaczającymi się dużą sztywnością, stabilnością termiczną, zdolnością tłumienia drgań, dokładnością pozycjonowania, małym biciem narzędzia [31]. Z tych powodów, obrabiarki do mikroobróbki skrawaniem stosowane w ośrodkach badawczych stanowią najczęściej niestandardowe konstrukcje o małej przestrzeni roboczej, wyposażone w precyzyjne układy napędów liniowych oraz wysokoprędkościowe wrzeciona o względnie małej mocy ($P < 500$ W) ze zintegrowaną oprawką. Pozwala to na redukcję wpływu błędów układu OUPN spotykanych w makro frezarkach CNC, jak np. sumowanie błędów geometrycznych złączy narzędziowych czy luzów w osiach napędowych.

Badania doświadczalne zostały przeprowadzone na mikrofrezarce *SNTM-CM-ZUT-1* (rys. 4.4) zaprojektowanej i zbudowanej w Centrum Mechatroniki Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie. Masywny korpus frezarki wykonany jest z granitu co zapewnia układowi sztywność, a zastosowany materiał cechuje się dużą wartością współczynnika tłumienia drgań oraz stabilnością termiczną, ponieważ w porównaniu do stali, granit cechuje się o około 93% mniejszym współczynnikiem przewodności cieplnej ($\lambda = 3,5$ W/m·K) oraz o około 40% większą wartością ciepła właściwego ($c_p = 700$ J/kg·K) [156]. W celu zredukowania wpływu odkształceń termicznych członów konstrukcyjnych spowodowanych zmianą temperatury otoczenia podczas pracy maszyny, badania przeprowadzono po wygrzaniu układu przez godziną pracę wrzeciona.



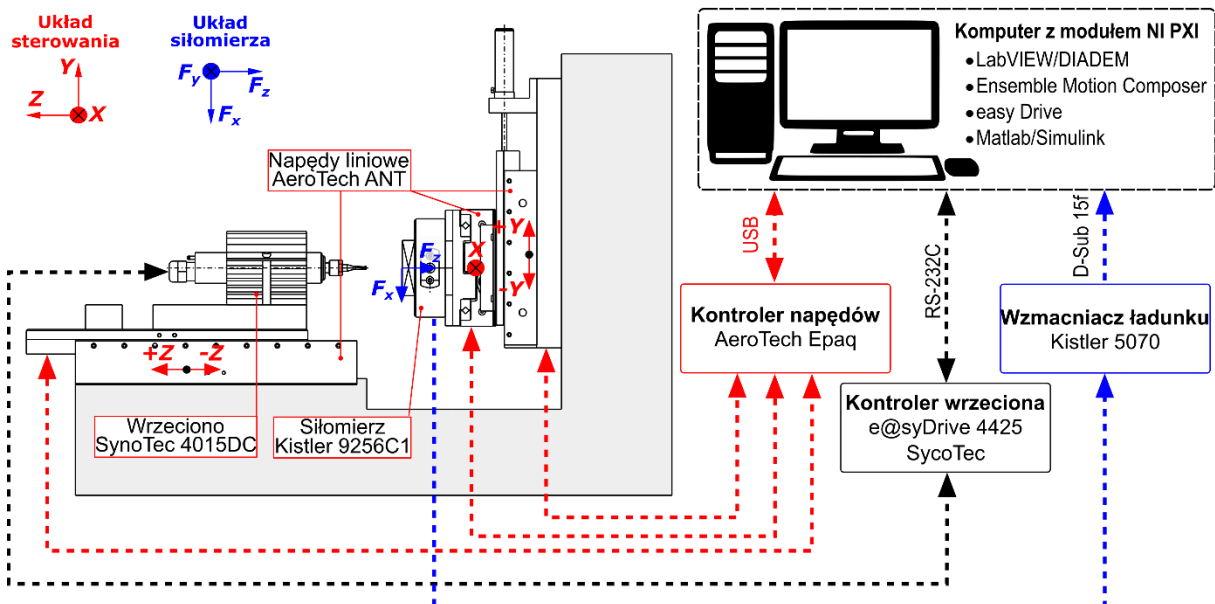
Rys. 4.4. Podstawowe podzespoły mikrofrezarki SNTM-CM-ZUT-1 z siłomierzem Kistler 9256C1

Mikroobrabiarka pracuje w konfiguracji z poziomą osią wrzeciona. Wrzeciono zbudowane jest z silnika *SycoTec 4015DC* z oprawką zaciskową C1-8 (zakres średnic części chwytowej 0,5 ÷ 4 mm) zintegrowaną z wałem silnika. Wrzeciono pracuje z mocą max. 300 W oraz z prędkościami obrotowymi w zakresie $n = 5000 \div 100\,000$ obr/min. Wrzeciono sterowane jest za pomocą kontrolera *e@syDrive 4425*, który zapewnia możliwość komunikacji komputera z wrzecionem w celu zmiany prędkości obrotowej zgodnie z założeniami programu obróbki. Przemieszczenie w przestrzeni trójwymiarowej realizowane jest za pomocą sterowanych numerycznie modułowych platform *AeroTech* napędzanych przez bezszczotkowe liniowe silniki serwo w trzech ortogonalnych kierunkach X , Y , Z układu sterowania (układ oznaczony kolorem żółtym na rys. 4.4). Wrzeciono przemieszcza się wzdłuż osi Z na platformie *ANT130-110-L*, natomiast stół roboczy przemieszczany jest w kierunku Y platformą *ANT95-50-L-Z* oraz w kierunku X modułem *ANT95-50-L*. Wszystkie napędy liniowe odznaczają się rozdzielczością minimalnego kroku przemieszczenia wynoszącą 1 nm. Dokładność pozycjonowania wynosi $\pm 2,5$ μm , ± 4 μm i ± 3 μm kolejno dla osi X , Y , Z , natomiast powtarzalność napędu wynosi 0,1 μm dla wszystkich trzech osi.

Osie sterowane są za pomocą kontrolera *AeroTech Epaq* połączonego z komputerem. Do platformy osi X zamocowany został piezoelektryczny siłomierz *Kistler 9256C1*, do którego następnie przykręcany jest przedmiot obrabiany. Przedstawiona konfiguracja platform napędów liniowych wraz z siłomierzem zapewnia efektywną przestrzeń roboczą wynoszącą $50\text{ mm} \times 50\text{ mm} \times 50\text{ mm}$. Podczas mikrofrezowania, w ortogonalnych kierunkach oznaczonych na rysunku 4.4 względem układu siłomierza mierze są składowe siły całkowitej:

- F_x – składowa posuwowa,
- F_y – składowa posuwowa normalna,
- F_z – składowa odporowa.

Należy zwrócić uwagę, że oznaczenia osi układu siłomierza (F_x , F_y , F_z) nie są tożsame z osiami układu sterowania (X , Y , Z). Siłomierz podłączony jest do wzmacniacza ładunku *Kistler 5070*. Na rysunku 4.5 przedstawiono ogólny schemat połączeniowy elementów systemu frezarki SNTM-CM-ZUT-1 stosowanego w badaniach doświadczalnych. Rejestracja przebiegu składowych siły całkowitej została przeprowadzona z maksymalną częstotliwością próbkowania $204,8\text{ kHz}$ za pomocą stacji *PXIe-8133* firmy *National Instruments* podłączoną do karty pomiarowej *PXIe-4499*, a obróbkę sygnału dokonano w programie *LabVIEW/DIADEM*. Z zarejestrowanych przebiegów czasowych składowych siły całkowitej do analizy wybrano fragmenty sygnału o długości $0,1\text{ s}$ pochodzące z środka frezowanego rowka. Przeprowadzone pomiary składowych siły całkowitej posłużą w rozprawie walidacji modelu numerycznego procesu mikroskrawania dla porównywalnych warunków obróbki.



Rys. 4.5. Schemat połączeniowy elementów systemu frezarki SNTM-CM-ZUT-1 stosowanego w badaniach doświadczalnych

4.3. Dynamiczna charakterystyka siłomierzy

Siłomierz *Kistler 9256C1* jest trójskładowym siłomierzem piezoelektrycznym o zakresie pomiaru do 250 N. Siłomierze tego typu szacują wartość składowych siły całkowitej na podstawie zjawiska piezoelektrycznego, gdzie w wyniku działania naprężeń ściskających lub ścinających na powierzchni piezoelementu powstaje ładunek elektryczny proporcjonalny do działających naprężeń. Piezoelement jest elementem podatnym na odkształcenia o ograniczonej sztywności, co w konsekwencji oznacza, że siłomierz z zamocowanym przedmiotem obrabianym należy rozpatrywać jako układ dynamiczny, którego odpowiedź na wymuszenia musi zostać wyznaczona. Producenci siłomierzy w specyfikacji technicznej deklarują parametr częstotliwości drgań własnych, która dla typoszeregu siłomierzy piezoelektrycznych mocowanych do stołu obrabiarki marki *Kistler* o różnych zakresach pomiaru siły (0,25 ÷ 30 kN) zawiera się w przedziale około 2,3 ÷ 6 kHz [97]. Dodatkowo należy uwzględnić wpływ sposobu przymocowania siłomierza do obrabiarki oraz masy dodanej w postaci przedmiotu obrabianego na efektywną częstotliwość drgań własnych siłomierza.

W przypadku frezowania częstotliwość wymuszeń procesu spowodowana zagłębieniem się kolejnych ostrzy narzędzia określona jest zależnością:

$$f_w = \frac{n}{60} \cdot z \quad [\text{Hz}] \quad (4.1)$$

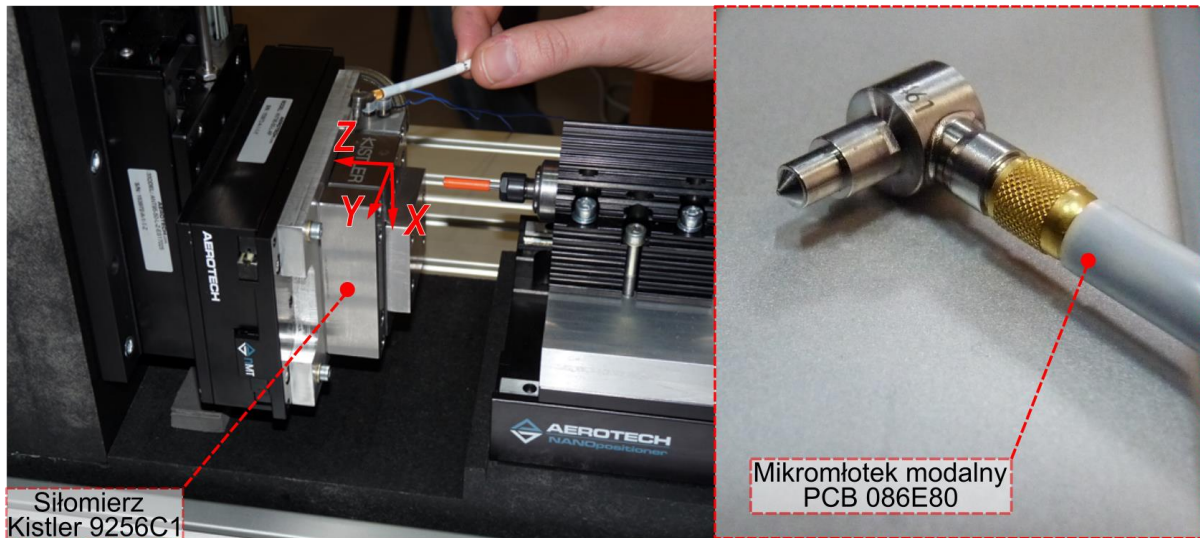
gdzie:

n - prędkość obrotowa wrzeciona [obr/min],

z - liczba ostrzy frezu.

Z zależności (2.1) wynika, że częstotliwość wymuszeń zależy od prędkości obrotowej wrzeciona, której zakres będzie się zasadniczo różnił w przypadku obróbki w skali makro i mikro. Frezowaniu prowadzonemu w skali makro towarzyszą względnie małe prędkości obrotowe wrzeciona co proporcjonalnie wpływa na częstotliwość wymuszeń. Natomiast w przypadku mikrofrezowania, gdzie konwencjonalnie przyjmuje się prędkości n wynoszące kilkadziesiąt tysięcy obrotów na minutę, częstotliwość wymuszeń może doprowadzić do wzbudzenia siłomierza przekładając się na wystąpienie błędów pomiaru składowych siły całkowitej. Stąd, w celu oszacowania błędów pomiarów konieczne jest eksperymentalne wyznaczenie charakterystyki dynamicznej siłomierza *Kistler 9256C1* w postaci funkcji przejścia względem znanego wymuszenia zewnętrznego, dla przyjętego układu zamocowania przedmiotu obrabianego.

Do oceny podatności dynamicznej siłomierza, stosowanego w badaniach doświadczalnych posłużono się testem impulsowym, przeprowadzonym przy użyciu mikromłotka modalnego *PCB 086E80*. Test impulsowy przeprowadzono po zamocowaniu przedmiotu obrabianego do siłomierza, wzbudzając siłomierz w trzech kierunkach ortogonalnych X , Y , Z układu siłomierza (rys. 4.6). Siłomierz w każdym kierunku został uderzony młotkiem impulsowym 16 razy. Do pomiaru odpowiedzi siłomierza na wzbudzenia zastosowano system akwizycji danych *LMS SCADAS III*.

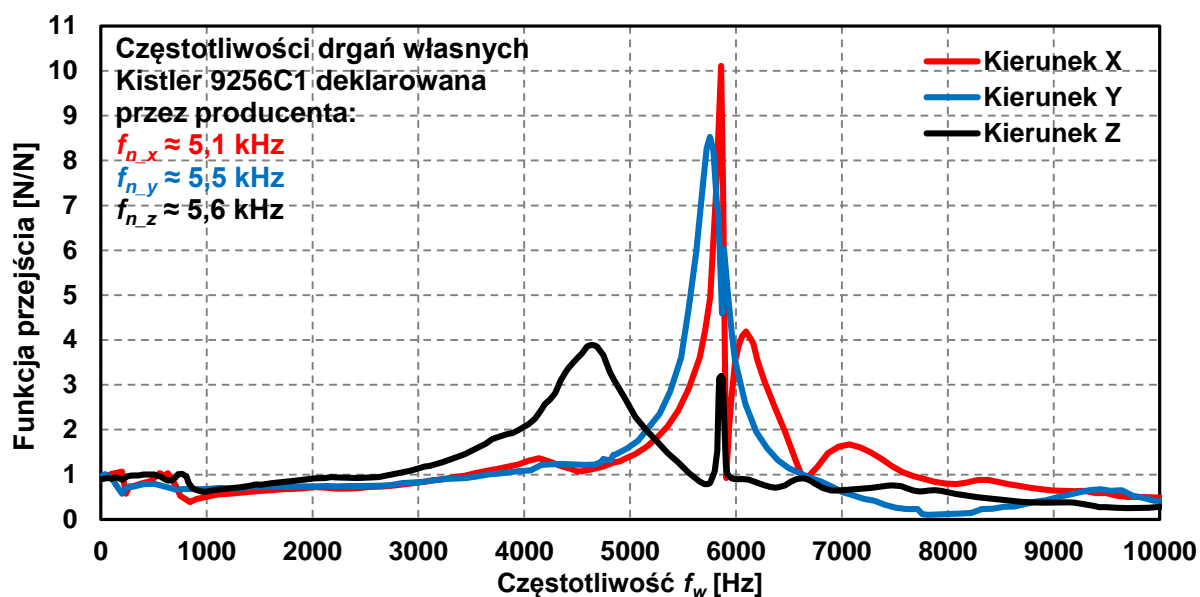


Rys. 4.6. Test impulsowy siłomierza Kistler 9256C1 (a) oraz widok młotka modalnego (b)

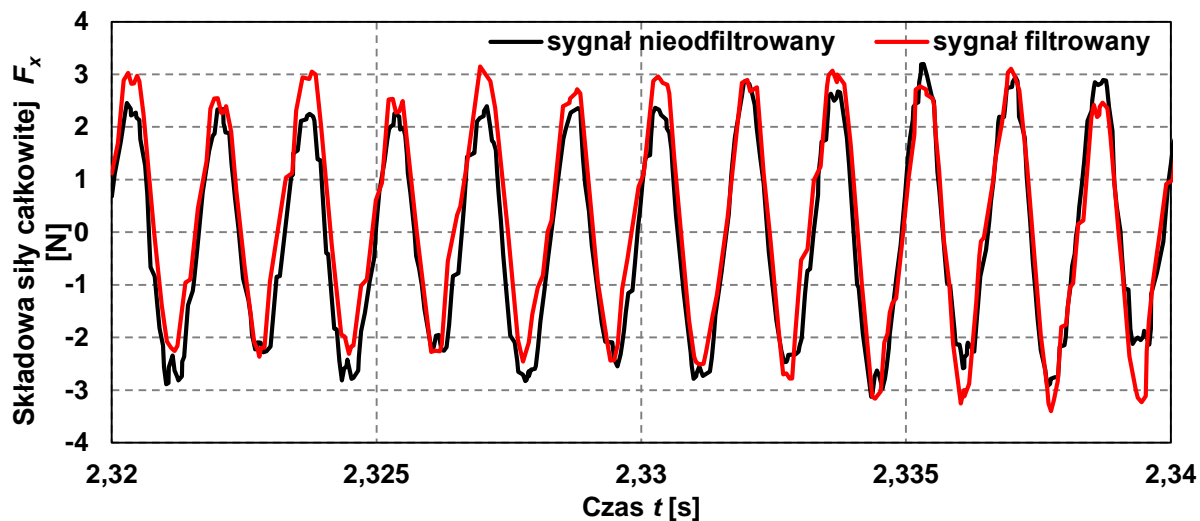
Sygnały z siłomierza i młotka modalnego zarejestrowano w programie *LMS Test.Lab* na podstawie których sporządzono funkcję przejścia (FRF). Funkcja ta stosowana jest do określania w sposób ilościowy, w funkcji częstotliwości, odpowiedzi badanego systemu (składowe siły całkowitej zarejestrowane przez siłomierz) na wymuszenia (uderzenia młotkiem z zadaną siłą). Oznacza to, że na podstawie funkcji przejścia identyfikuje się częstotliwość drgań własnych siłomierza w przyjętym układzie jego zamocowania oraz charakteryzuje błąd pomiaru składowych siły całkowitej w funkcji częstotliwości wymuszeń. Na rysunku 4.7 przedstawiono doświadczalny przebieg funkcji przejścia dla kierunków *X*, *Y*, *Z* dla siłomierza *Kistler 9256C1* wyznaczonych po jego zamocowaniu na mikrofrezarce wraz z przedmiotem obrabianym. Na rysunku 4.7 przedstawiono przybliżone wartości częstotliwości drgań własnych dla poszczególnych kierunków deklarowanych w katalogu przez producenta [97]. W przypadku składowej *X* zauważa się występowanie częstotliwości rezonansowej około 5,85 kHz, której wartość jest większa niż określona przez producenta ($f_{n_x} \approx 5,1$ kHz). Dla kierunku *Y* częstotliwość rezonansowa wynosi w przybliżeniu 5,79 kHz, która również jest nieznacznie większa od katalogowej ($f_{n_y} \approx 5,5$ kHz). Natomiast w przypadku składowej *Z* zaobserwowano dwie częstotliwości rezonansowe: pierwszą 4,65 kHz oraz drugą 5,87 kHz, niemal identyczną do częstotliwości zidentyfikowanej dla kierunku *X*. Dla kierunku *Z* częstotliwość deklarowana przez producenta ($f_{n_z} \approx 5,6$ kHz) jest bliższa drugiej częstotliwości rezonansowej.

W prowadzonych badaniach procesu mikrofrezowania stosowano frez dwuostrzowy dla prędkości $n = 18\ 000$ obr/min skutkując umiarkowaną częstotliwością wymuszeń $f_w = 600$ Hz, która jest wyraźnie niższa niż częstotliwości drgań własnych siłomierza zaobserwowane na rysunku 4.7. Jednak przebiegi funkcji przejścia, zwłaszcza dla kierunków *X* i *Y* wskazują, że nawet dla częstotliwości wymuszeń poniżej 1 kHz odpowiedź systemu jest poniżej jedności. Stąd aby skompensować dynamiczną podatność siłomierza i jej wpływ na pomiary składowej siły całkowitej zastosowano filtrację sygnału sił opartą na odwrotności funkcji przejścia dla poszczególnych

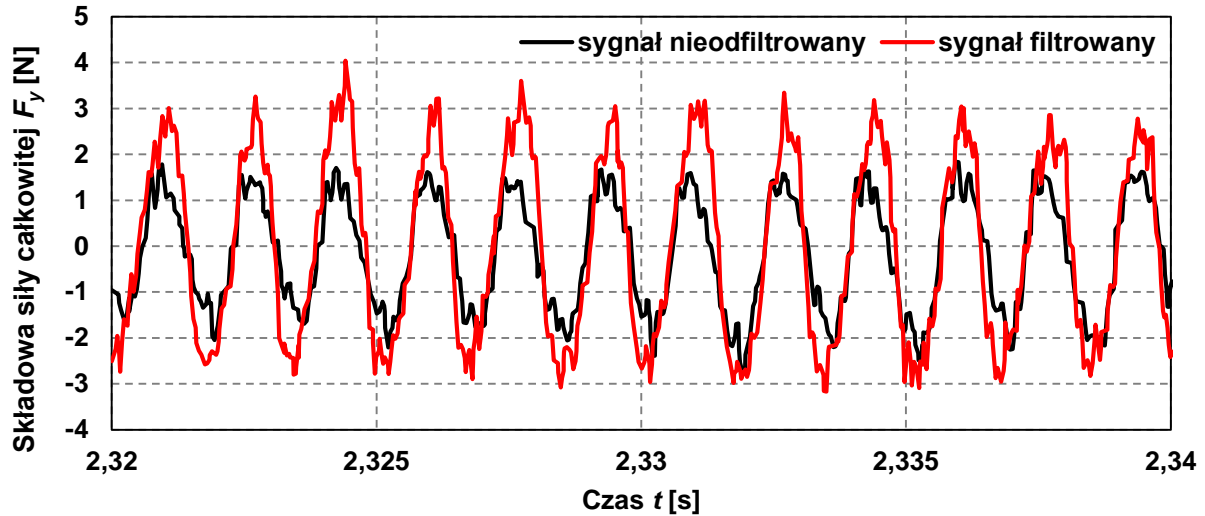
kierunków pomiaru. Na rysunkach 4.8 i 4.9 przedstawiono przykładowe przebiegi składowych siły całkowitej F_x i F_y w postaci surowego oraz odfiltrowanego sygnału.



Rys. 4.7. Doświadczalna funkcja przejścia siłomierza Kistler 9256C1 z zamontowanym przedmiotem obrabianym dla kierunków X, Y, Z układu siłomierza.

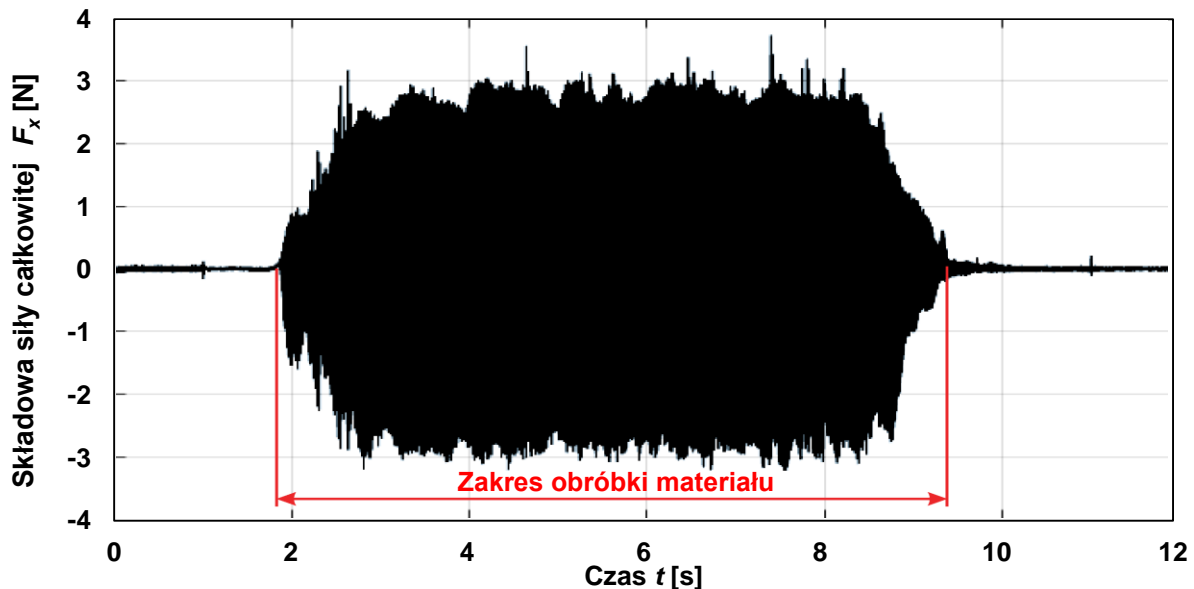


Rys. 4.8. Porównanie odfiltrowanych i nieodfiltrowanych przebiegów czasowych składowej siły całkowitej F_x podczas mikrofrezowania



Rys. 4.9. Porównanie odfiltrowanych i nieodfiltrowanych przebiegów czasowych składowej siły całkowitej F_y podczas mikrofrezowania

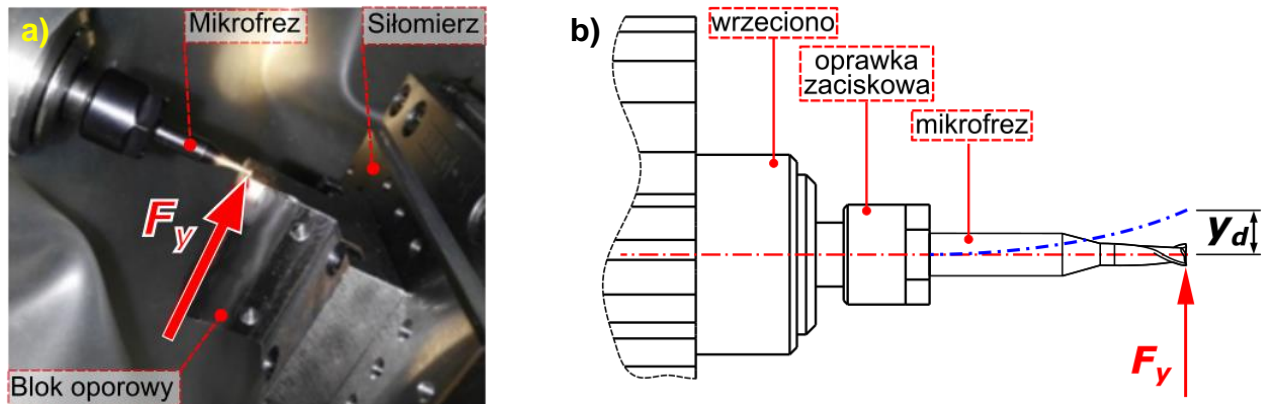
Chwilowe wartości zarejestrowanych składowych siły całkowitej podczas mikrofrezowania z głębokością skrawania a_p rzędu kilkudziesięciu mikrometrów indukują siły, których bezwzględne wartości nie przekraczają kilku newtonów. Stąd względnie niewielkiej amplitudzie sił, stanowiącej zaledwie kilka procent zakresu pomiarowego siłomierza, towarzyszą proporcjonalnie małe sygnały elektryczne rejestrowane w aparaturze pomiarowej, niosąc ryzyko przenikania zakłóceń szumu tła. Jednak, podczas pomiarów doświadczalnych nie zaobserwowano istotnych zakłóceń przenikających do toru pomiarowego, gdzie w przypadku sygnału zarejestrowanej siły F_x (rys. 4.10), szum poza zakresem obróbki był niewspółmiernie mniejszy od siły generowanej w procesie. Stąd, w badaniach nie stwierdzono konieczności zastosowania dodatkowej filtracji szumu.



Rys. 4.10. Porównanie amplitudy sił F_x podczas obróbki oraz zarejestrowanej przez siłomierz jako szum tła

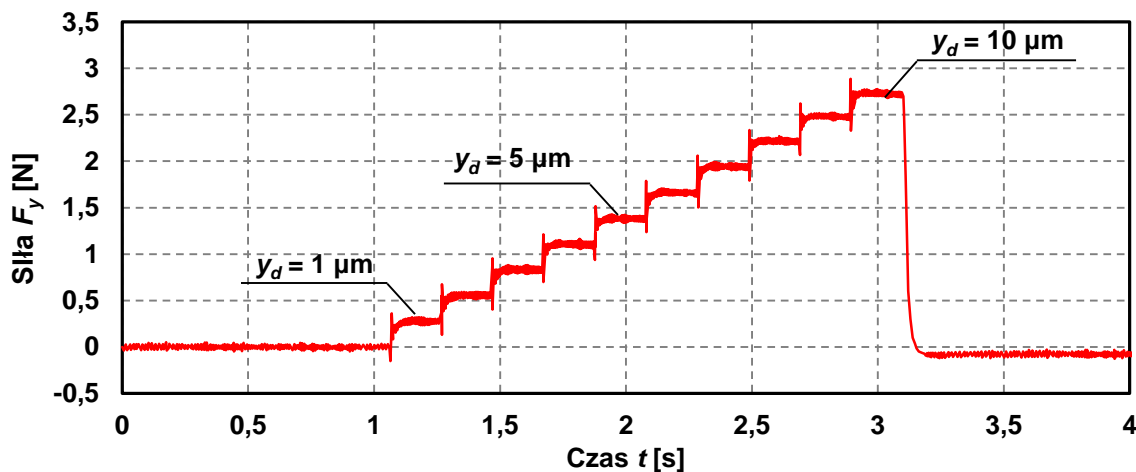
4.4. Pomiar sztywności statycznej oraz bicia promieniowego mikrofrezu

Ocena sztywności statycznej stosowanego w badaniach mikrofrezu (*Kyocera 2FESM010-025-04*) została przeprowadzona bezpośrednio na mikrofrezarce, co dodatkowo pozwoliło uwzględnić wpływ sztywności oprawki zaciskowej oraz wału wrzeciona na wynik pomiaru. W trakcie badania, ugięcie mikrofrezu indukowano wymuszonym kontaktem części roboczej narzędzia z blokiem oporowym przymocowanym do siłomierza (*Kistler 9256C1*) i stołu obrabiarki, gdzie cały układ przemieszczany był przy pomocy napędów liniowych w kierunku osi Y (rys. 4.11.a). Zaproponowany eksperyment umożliwi pomiar siły F_y w funkcji ugięcia y_d narzędzia wywołanego umyślnym przemieszczeniem bloku oporowego (rys. 4.11.b).



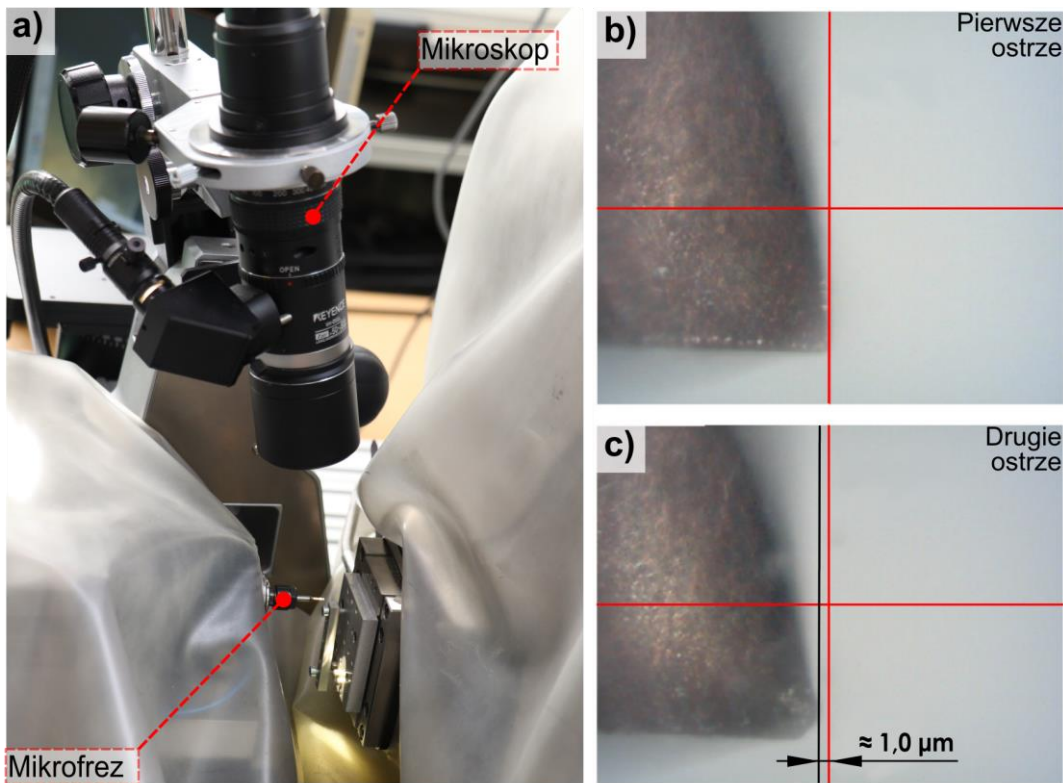
Rys. 4.11. Stanowisko do oceny statycznego ugięcia mikrofrezu (a) oraz ugięcie narzędzia pod wpływem działania siły F_y (b)

Za pomocą napędu liniowego zwiększano ugięcie zamocowanego narzędzia dokonując przemieszczenia bloku oporowego stopniowo, co krok $1 \mu\text{m}$ trwający $0,2 \text{ s}$. Wraz z kolejnymi przemieszczeniami układu o $1 \mu\text{m}$ zarejestrowana wartość siły F_y gwałtownie wzrastała i stabilizowała się w czasie krótkiego postoju (rys. 4.12). Dla przemieszczenia wynoszącego łącznie $10 \mu\text{m}$ zarejestrowano siłę $F_y = 2,73 \text{ N}$, co pozwala oszacować sztywność statyczną zamocowanego mikrofrezu jako $k_s = 0,273 \text{ N}/\mu\text{m}$.



Rys. 4.12. Przyrost zmierzonej siły podczas pomiarów sztywności statycznej zamocowanego narzędzia

Bicie promieniowe dwuostrzowego mikrofrezu zostało określone przy użyciu mikroskopu cyfrowego *Keyence VHX-600ESO* z 500-krotnym powiększeniem przystawionego do mikforezarki (rys. 4.13.a). Okular mikroskopu został nakierowany na jedno z ostrzy skrawających frezu zamocowanego we wrzecionie, po czym narzędzie zostało nieznacznie obrócone by odnaleźć największy promień na narożu ostrza, którego pozycję zaznaczono pionową linią referencyjną (rys. 4.13.b). Następnie narzędzie obrócono o 180°, gdzie odnaleziono największy promień na narożu drugiego ostrza wykreślając na ekranie drugą linię referencyjną (rys. 4.13.c). Na podstawie różnych położzeń linii referencyjnych oszacowano wartość bicia promieniowego jako $r_o \approx 1 \mu\text{m}$. Dane dotyczące sztywności statycznej oraz bicia promieniowego narzędzia posłużą jako dane wejściowe do hybrydowego modelu analityczno-numerycznego sił opisanego w podrozdziale 6.2 rozprawy.



Rys. 4.13. Ustawienie mikroskopu do pomiaru bicia promieniowego mikrofrezu (a), ustawienie pierwszego ostrza (b), ustawienie drugiego ostrza (c)

5. KONSTYTUOWANIE MODELI MES MIKROSKRAWANIA

5.1. Wstęp

W rozprawie do modelowania procesu mikroskrawania ortogonalnego metodą elementów skończonych posłużono się sprzężonym sformułowaniem Eulera-Lagrange'a (ang. *Coupled Eulerian Lagrangian* - CEL). Zgodnie z przedstawionym zarysem w przeglądzie literatury, model CEL zbudowany jest z nieruchomej siatki Eulera, którą cechuje całkowita odporność na zniekształcenia elementów skończonych. Model typu CEL stosunkowo niedawno został zaimplementowany w badaniach dotyczących modelowania procesów skrawania a jego potencjał w przypadku analizy mikroobróbki skrawaniem uwzględniającej zjawisko minimalnej grubości warstwy skrawanej oraz wpływ konsekwentnych przejść ostrzy nie został jeszcze przebadany. Do zamodelowania procesu zastosowano oprogramowanie Abaqus/CEA, będące oprogramowaniem MES ogólnego przeznaczenia, stosowanym do analiz między innymi zagadnień mechaniki ciała stałego czy komputerowej mechaniki płynów. W środowiskach MES ogólnego przeznaczenia (np. Abaqus, Ansys, LS-Dyna) dla analizowanego problemu użytkownik musi samodzielnie zdefiniować geometrię zagadnienia, całkowicie spójny fizycznie model procesu oraz strategię zarządzania siatką elementów skończonych. Analiza termomechanicznych zjawisk występujących podczas mikroskrawania, uwzględniająca mikrogeometrię ostrza oraz efekt konsekwentnych przejść dwóch ostrzy przy użyciu alternatywnych modeli MES (przedstawionych w podrozdziale 2.6) jest niewystarczająca z powodu ograniczeń i uproszczeń wymuszonych stosowanymi strategiami zarządzania deformacją siatki. Stąd, przedstawiony nowatorski model CEL oraz realizowany w rozprawie program badań pozwoli nie tylko poszerzyć wiedzę na temat mechaniki procesu mikroskrawania ale również przetestuje wydajność nowej metody w odniesieniu do możliwości zachowania ciągłości rozkładu zmiennych w przedmiocie obrabianym poddanym wielokrotnym intensywnym odkształceniom.

W rozprawie nowatorski model CEL porównano do starszego, lecz do tej pory powszechnie stosowanego modelu z arbitralnym sformułowaniem Lagrange'a Eulera (ang. *Arbitrary Lagrangian Eulerian* - ALE) przeznaczonego do kontrolowania zjawiska deformacji siatki w dynamicznych symulacjach mechaniki ciała stałego. Model ALE stosowany był w licznych publikacjach dotyczących procesu skrawania konwencjonalnego [155, 157] czy mikroskrawania [3, 89, 197], również przez autora rozprawy [125÷127] co dodatkowo uzasadnia motywację podjętego tematu. Obydwa modele ALE i CEL możliwe są do zaimplementowania w oprogramowaniu Abaqus/CEA bez konieczności sformułowania dedykowanych skryptów do zarządzania siatką, co oznacza, że ich definicja wymaga podobnego poziomu umiejętności od użytkownika. Modelowanie zjawiska dekohezji materiału prowadzące w konsekwencji do formowania wióra w modelach z opisem ALE i CEL bazuje na czystej plastycznej deformacji przedmiotu obrabianego, co pozwala odejść od uproszczonych modeli stosujących mechanizm propagacji pęknięcia przez usuwanie elementów lub modeli z predefiniowaną geometrią wióra kontrolującą ścieżki rozplywu materiału. Obecnie, ze względu na łatwość implementacji oraz wydajność obliczeniową modele ze sformułowaniem ALE uznawane są za standardowe podejście do analizy MES procesu skrawania w oprogramowaniu Abaqus/CAE, co przemawia za wyborem

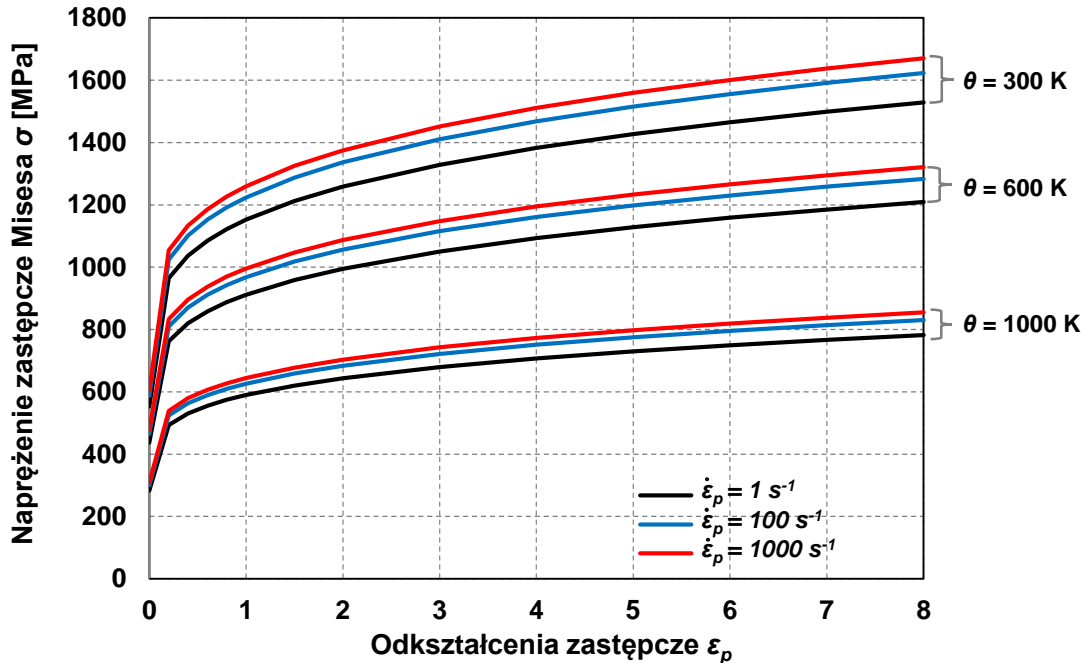
tego modelu do analizy porównawczej z nowym modelem CEL. Modele ALE oraz CEL odznaczają się wieloma podobieństwami w zakresie możliwości ich zastosowania, gdzie formowany materiał odkształca się swobodnie zezwalając na prowadzenie analizy zarówno w zakresie warunków skrawania jak i bruzdowania. Definicja zagadnienia przy użyciu modeli ALE i CEL korzysta z identycznych zestawów stałych termomechanicznych i modeli konstytutywnych. Obiektywna ocena pozwoli określić zdolności nowego modelu pod kątem wydajności obliczeniowej, dokładności formowania powierzchni swobodnych oraz jakości siatki. W podrozdziale 5.2 przedstawiono wspólne stałe termomechaniczne użyte do opisu modeli w oprogramowaniu Abaqus, a w podrozdziałach 5.3 i 5.4 przedstawiono założenia poszczególnych modeli w odniesieniu do procesu mikroskrawania ortogonalnego.

5.2. Stałe termomechaniczne modeli MES

W przedmiocie obrabianym wartość naprężenia dla zakresu plastycznego płynięcia została wyznaczona modelem konstytutywnym Johnsona-Cooka (J-C) [91]. Model J-C wyznacza wartość zastępczego naprężenia Hubera-Misesa w zależności od odkształcenia zastępczego (ε_p), prędkości odkształceń ($\dot{\varepsilon}_p$) i temperatury (θ) do opisu odpowiedzi materiału poddanemu dynamicznym odkształceniom. W literaturze model powszechnie stosowany jest w symulacjach MES procesu skrawania [53, 157, 189] oraz z powodzeniem adaptowany jest do modelowania zagadnień, gdzie przedmiot analizy poddany jest gwałtownym deformacjom, jak w przypadku procesów formowania metali, zderzeniach czy eksplozjach [9, 25, 91]. Względna popularność modelu w literaturze zapewnia dostępność jego parametrów dla szerokiej grupy materiałów konstrukcyjnych. Matematyczna postać modelu wyrażona jest równaniem:

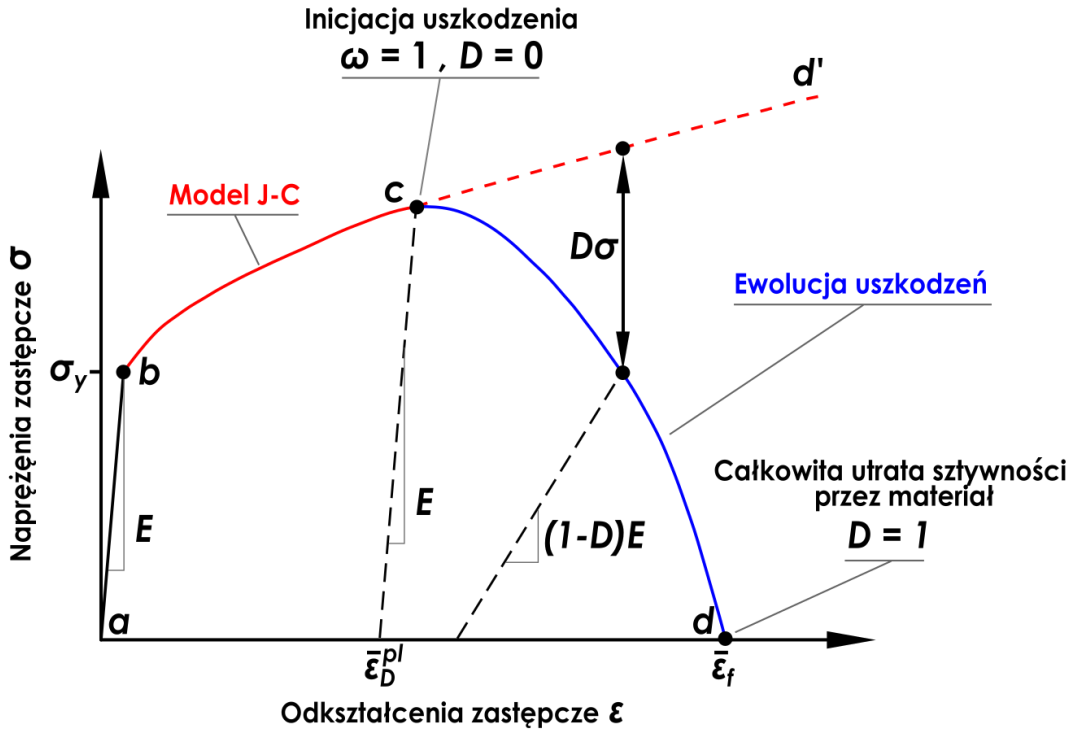
$$\sigma = \underbrace{\left(A + B \varepsilon_p^n \right)}_{\text{wpływ odkształceń}} \underbrace{\left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_p^0} \right) \right)}_{\text{wpływ prędkości odkształceń}} \underbrace{\left(1 - \left(\frac{\theta - \theta_o}{\theta_t - \theta_o} \right)^m \right)}_{\text{wpływ temperatury}} \quad (5.1)$$

Zastosowanie modelu J-C w obrębie całej domeny przedmiotu obrabianego zakłada, że właściwości materiału są homogeniczne w całej jego objętości bez podziału na ziarna perlitu i ferrytu. Parametry równania Johnsona-Cooka dla stali C45 wraz z ich objaśnieniem przedstawiono w tabeli 5.1, a na rysunku 5.1 przedstawiono oszacowane modelem wartości naprężenia w funkcji odkształceń zastępczych dla wybranych wartości temperatury oraz prędkości odkształceń.



Rys. 5.1. Wpływ odkształcenia zastępczego, temperatury oraz prędkości odkształceń na wartość naprężenia zastępczego Hubera-Misesa wyznaczone modelem J-C dla stali C45

Zgodnie z równaniem (5.1) wartość naprężenia zastępczego będzie sukcesywnie wzrastać wraz z postępującym odkształceniem plastycznym indukowanym przez deformacje przedmiotu obrabianego, lecz model nie określa górnej granicy naprężeń jak np. parametr wytrzymałości materiału R_m znany z klasycznych wykresów próby statycznego rozciągania [12]. Wprowadzenie górnego limitu naprężeń może zostać dokonane przez zaimplementowanie uzupełniającego modelu zniszczenia Johnsona-Cooka, który uwzględni wpływ degradacji materiału oraz mechanizmu ewolucji uszkodzeń po przekroczeniu doraźnej wytrzymałości materiału. Istotę modelu zniszczenia J-C można wyjaśnić na przykładzie wykresu naprężeń w funkcji odkształceń podczas statycznego rozciągania jednoosiowego próbki (rys. 5.2). Inicjacja uszkodzenia materiału następuje w punkcie c będącym tożsamym z doraźną wytrzymałością materiału na rozciąganie (R_m). Wraz z zainicjowaniem zniszczenia następuje stopniowa degradacja sztywności materiału rejestrowana jako monotoniczny spadek naprężeń na odcinku $c-d$, zależność analogiczna do fazy niestatecznych odkształceń plastycznych w próbie rozciągania, gdzie formowane jest przewężenie próbki. Alternatywny przebieg naprężeń w próbie jednoosiowego rozciągania przedstawia odcinek $c-d'$, gdzie model zniszczenia nie został zaimplementowany i z tej przyczyny wartość naprężeń zastępczych monotonicznie wzrasta zgodnie z modelem konstytutywnym J-C, pomijając efekt degradacji sztywności. Adaptacja modelu zniszczenia J-C w opisie materiału jest powszechnie przyjęta w pracach dotyczących symulacji MES procesu skrawania [157, 189] i konieczna do stosownego oszacowania wartości naprężenia w przedmiocie obrabianym, zwłaszcza poddanym wielokrotnym przejściom ostrzy.



Rys. 5.2. Model zniszczenia materiału J-C w odniesieniu do próby jednoosiowego rozciągania. Na podstawie [152]

Inicjacja zniszczenia w danym elemencie weryfikowana jest na podstawie parametru wyrażanego równaniem [144, 145, 152, 189]:

$$\omega = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_D^{pl}} \quad (5.2)$$

gdzie:

$\Delta \bar{\varepsilon}^{pl}$ - przyrost zastępczego odkształcenia plastycznego podczas danego kroku całkowania,

$\bar{\varepsilon}_D^{pl}$ - zastępcze odkształcenie plastyczne podczas inicjacji zniszczenia.

Kryterium inicjacji zniszczenia zostanie spełnione jeżeli $\omega \geq 1$. Wartość zastępczego odkształcenia podczas inicjacji zniszczenia wyznaczana jest z zależności [145, 152, 189]:

$$\bar{\varepsilon}_D^{pl} = \left[D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*) \right] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_p^0} \right) \right] \left[1 - D_5 \left(\frac{\theta - \theta_o}{\theta_t - \theta_o} \right)^m \right] \quad (5.3)$$

Równanie (5.3) zależne jest od bezwymiarowych zmiennych: ilorazu zastępczych prędkości odkształceń $\dot{\varepsilon}^{pl} / \dot{\varepsilon}_p^0$, ilorazu naprężeń $\sigma^* = \sigma_m / \sigma$ (średnia z naprężeń normalnych w trzech ortogonalnych kierunkach σ_m przez naprężenia zastępcze Hubera-Misesa σ) oraz stosunek temperatury $(\theta - \theta_o) / (\theta_t - \theta_o)$. Stałe $D_1 \div D_5$ (tabela 5.1) stanowią parametry inicjacji zniszczenia,

które ustalane są poprzez próby statycznego rozciągania i skręcania [157]. W modelu numerycznym MES do oszacowania wartości naprężeń w zakresie ewolucji uszkodzeń (odcinek *c-d* na rys. 5.2) stosowany jest parametr *D* bazujący na zjawisku dyssypacji energii określony równaniem [1, 145]:

$$D = 1 - \exp\left(-\int_0^{u_p} \frac{\sigma d\bar{u}_p}{G_f}\right) \quad (5.4)$$

gdzie: \bar{u}_p - zastępcze przemieszczenie plastyczne, G_f - energia pęknięcia Hillerborga.

Wartość energii pęknięcia G_f wyznaczana jest na podstawie właściwości mechanicznych badanego materiału jak odporność na kruche pęknięcie wyrażone krytycznym współczynnikiem intensywności naprężeń K_{Ic} , modułem Younga E oraz liczbą Poissona ν . Wartość energii pęknięcia G_f wyznaczana jest zgodnie z zależnością [1, 145]:

$$G_f = K_{Ic}^2 \frac{1 - \nu^2}{E} \quad (5.5)$$

Ostatecznie wartość naprężenia zastępczego w zakresie ewolucji uszkodzeń wyznacza się z zależności [1]:

$$\sigma_D = (1 - D)\sigma \quad (5.6)$$

Z równania (5.6) wynika, że jeżeli parametr ewolucji uszkodzeń *D* przyjmie wartość 1 to przy dalszym deformacjom materiału nie będzie generowany dodatkowy opór [1].

Tabela 5.1. Parametry modelu konstytutywnego Johnsona-Cooka oraz modelu zniszczenia dla stali C45 (AISI 1045) [90, 145, 189]

Model konstytutywny Johnsona-Cooka				Model zniszczenia Johnsona-Cooka	
stała granicy plastyczności	A	[MPa]	553	D₁	0,05
stała modułu utwardzania	B	[MPa]	600	D₂	4,22
współ. prędkości odkształcania	C	[-]	0,0134	D₃	-2,73
wykładnik utwardzania	n	[-]	0,234	D₄	0,0018
wykładnik zmiękczenia materiału	m	[-]	1,03	D₅	0,55
ref. prędkość odkształcania	$\dot{\epsilon}_p^0$	[s ⁻¹]	1		
temperatura otoczenia	θ_o	[K]	300		
temperatura topnienia materiału	θ_t	[K]	1733		

W tabeli 5.2 przedstawiono pozostałe stałe termomechaniczne niezbędne do zamodelowania oddziaływania dwóch brył w analizie temperaturowo-przemieszczeniowej MES dla stali C45 oraz narzędzia wykonanego z węglików spiekanych (wolframowo kobaltowy). Na styku przedmiotu obrabianego z ostrzem do opisu podstawowych zjawisk tribologicznych zastosowano

zmodyfikowany model tarcia Coulomba [157, 220] ze stałą wartością współczynnika tarcia $\mu = 0,3$. Model tarcia opisuje wzdłuż powierzchni styku zależności między naprężeniami stycznymi τ_f i normalnymi σ_n . Wartość naprężeń stycznych jest niemonotoniczna i zależna od wartości naprężeń normalnych. Model określa dwie strefy oddziaływania tribologicznego: strefa poślizgu gdzie rozkład składowej stycznej wyznaczany jest proporcjonalnie względem składowej normalnej oraz strefę przylegania, gdzie naprężenia styczne przyjmują stałą wartość. Wartość naprężenia stycznego wewnątrz strefy poślizgu i przylegania wyznaczana jest z zależności:

$$\begin{cases} \tau_f = \mu\sigma_n & \text{dla } \mu\sigma_n < \tau_{\max} \text{ (strefa poślizgu)} \\ \tau_f = \tau_{\max} & \text{dla } \mu\sigma_n \geq \tau_{\max} \text{ (strefa przylegania)} \end{cases} \quad (5.7)$$

Typowo jako wartość τ_{\max} przyjmuje się granicę plastyczności na ścinanie materiału τ_y , którą oszacować można na podstawie granicy plastyczności w jednoosiowym rozciąganiu, czyli parametru A z równania J-C (5.1) [1, 23]:

$$\tau_{\max} = \tau_y = \frac{A}{\sqrt{3}} \quad (5.8)$$

Tabela 5.2. Właściwości termomechaniczne dla stali C45 (AISI 1045) oraz narzędzia z węgliką spiekany [90]

		Stal C45	Węglik spiekany
gęstość	ρ [kg/m ³]	7850	15000
moduł Younga	E [GPa]	210	800
współczynnik Poissona	ν [-]	0,3	0,2
współczynnik przewodności cieplnej	λ [W/m·K]	50,9	80
ciepło właściwe	c_p [J/kg·K]	486	203
krytyczny współczynnik intensywności naprężeń	K_{Ic} [MPa·m ^{0,5}]	55,4	-
współczynnik tarcia	μ [-]		0,3
współczynnik sprawność zamiany energii tarcia w ciepło	η [%]		100
współczynnik Taylora-Quinneya	β [-]		0,9
podział strumienia ciepła na styku przedmiotu z ostrzem	f [%]	50	50
współczynnik przewodnictwa cieplnego	k_t [W/m ² ·K]		1×10^5

Modelowany proces mikroskrawania jest sprzężonym problemem termomechanicznym, gdzie zmieniająca się wartość oraz rozkład pola temperatury będzie miała wpływ na wartość naprężeń w strefie skrawania, stąd konieczne jest uwzględnienie mechanizmów generacji ciepła w definicji modelu. Konwencjonalnie przyjmuje się, że ciepło w przedmiocie obrabianym powstaje na skutek pracy odkształcenia plastycznego oraz dyssypacji energii z tarcia na styku materiału z ostrzem [152, 189]. Rozkład temperatury wewnątrz modelowanych ciał jest wyznaczany przez numeryczną interpretację prawa Fouriera, czyli równania przewodnictwa cieplnego [9, 88]:

$$\lambda \nabla^2 \theta + \dot{q} = \rho c_p \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (5.9)$$

gdzie:

λ – współczynnik przewodności cieplnej,

$\nabla^2\theta = \frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}$ – gradient temperatury,

\dot{q} – strumień generowanego ciepła,

ρ – gęstość materiału,

c_p – ciepło właściwe.

Strumień ciepła w równaniu (5.9) wyrażony jest wzorem [9, 88]:

$$\dot{q} = \dot{q}_p + \dot{q}_f \quad (5.10)$$

gdzie sumowane są strumienie ciepła generowanego na skutek pracy odkształcenia plastycznego (\dot{q}_p) oraz przez tarcie (\dot{q}_f).

Gęstość strumienia ciepła generowanego przez pracę odkształcenia plastycznego oszacować można na podstawie analizy pola naprężenia zastępczego σ oraz prędkości odkształceń $\dot{\epsilon}_p$, zgodnie z zależnością [15, 218]:

$$\dot{q}_p = \beta \sigma \dot{\epsilon}_p \quad (5.11)$$

gdzie β to współczynnik Taylora-Quinneya (ang. *inelastic heat fraction*) określający sprawność zamiany pracy w ciepło, domyślnie wynoszący 0,9.

Strumień ciepła \dot{q}_p powstaje jedynie wewnątrz przedmiotu obrabianego, który jest zamodelowany z założeniem ciała odkształcalnego. Natomiast strumień ciepła generowanego przez dyssypację energii powstałej na skutek tarcia na styku przedmiotu obrabianego z ostrzem wyznaczany jest ze wzoru [15]:

$$\dot{q}_f = \tau_f \dot{\gamma} \quad (5.12)$$

gdzie $\dot{\gamma}$ to prędkość poślizgu.

Ciepło pochodzące z tarcia oddziałuje na powierzchnie przedmiotu obrabianego oraz ostrza wzdłuż ich styku, natomiast strumień generowanego ciepła dzielony jest na poszczególne powierzchnie kontaktu zgodnie z zależnościami [15]:

$$\dot{q}_A = f \eta \dot{q}_f \quad (5.13)$$

$$\dot{q}_B = (1 - f) \eta \dot{q}_f \quad (5.14)$$

gdzie:

\dot{q}_A – strumień ciepła do powierzchni typu „slave” (przedmiot obrabiany),

\dot{q}_B – strumień ciepła do powierzchni typu „master” (ostrze),

f – współczynnik wagowy (domyślnie $f = 0,5$),

η – współczynnik określający sprawność zamiany energii dyssypowanej w ciepło (domyślnie $\eta = 1$).

Przedstawiona definicja modelu zakłada, że całość energii dyssypowanej podczas tarcia zostanie zamieniona na ciepło, którego strumień zostanie równomiernie rozłożony na przedmiot obrabiany i ostrze. Dodatkowo model zakłada występowanie wymiany ciepła pomiędzy ciałami pozostającymi w kontakcie. Strumień wymienianego ciepła wyznaczany jest z zależności [30, 74]:

$$\dot{q}_c = k_t (\theta_p - \theta_n) \quad (5.15)$$

gdzie:

k_t – współczynnik przewodnictwa cieplnego dla danej pary oddziałujących ze sobą materiałów,

θ_p – temperatura węzłowa na powierzchni przedmiotu obrabianego,

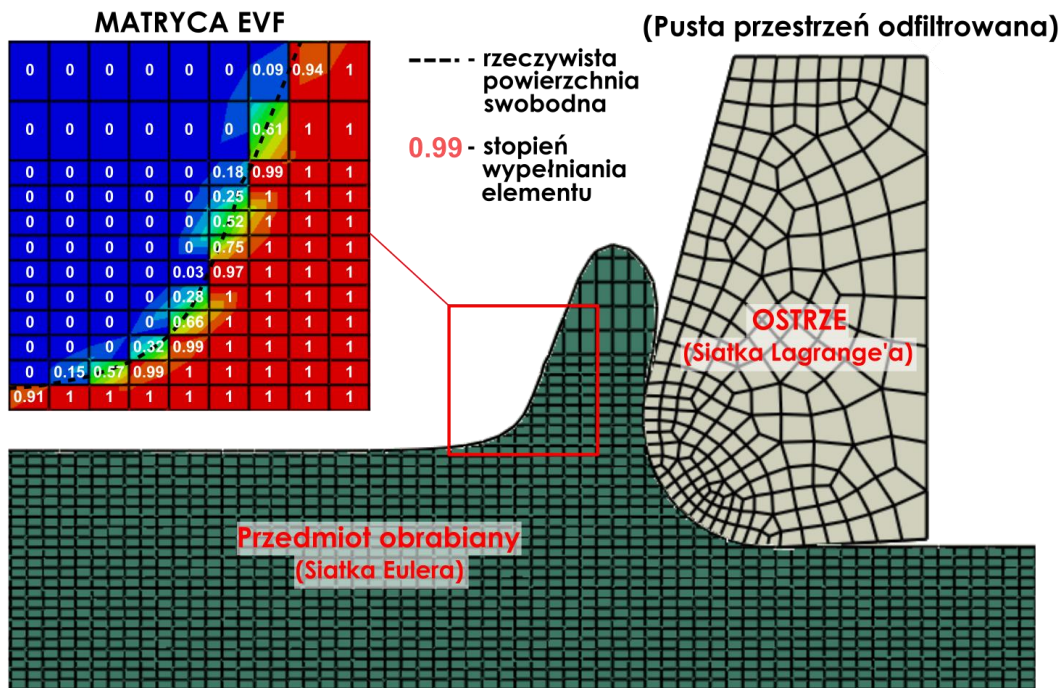
θ_n – temperatura węzłowa na powierzchni narzędzia.

W badaniach w pracy [86] zaobserwowano, że wartość współczynnika k_t rośnie w funkcji prędkości skrawania v_c , gdzie oszacowano, że dla pary materiałów stal C45 oraz węgiel spiekany, przy prędkości 56 m/min wartość współczynnika przewodnictwa cieplnego wynosi $k_t = 1 \times 10^5$ W/m²K. Wszystkie stałe do opisu podstawowych zależności termomechanicznych zostały zebrane na podstawie literatury i przedstawione w tabeli 5.2 dla stali C45 oraz dla typowego materiału ostrza.

5.3. Konstruowanie modelu CEL uwzględniającego przejście dwóch ostrzy

W badaniach dotyczących predykcji składowych siły całkowitej w układzie narzędzia oraz minimalnej grubości warstwy skrawanej zaproponowano nowatorski model MES ze sprzężonym sformułowaniem Eulera-Lagrange’a (CEL), zapewniając unikalny wgląd w mechanikę procesu mikroskrawania podczas konsekwentnych przejść dwóch ostrzy. Odzworowanie i śledzenie powierzchni swobodnych w symulacjach z podejściem Eulera w pakiecie Abaqus/Explicit bazuje na metodzie VOF (ang. *volume-of-fluid*) wywodzącej się z numerycznych analiz przepływów [43]. W metodzie VOF powierzchnie swobodne, czyli np. obrzeża formowanego wióra, przedstawione są na tle nieruchomej siatki poprzez wyznaczenie wartości zmiennej EVF (ang. *Eulerian volume fraction*) w każdym z elementów wewnątrz badanej domeny [43, 96]. W metodzie ze sformułowaniem Eulera siatka elementów skończonych jest nieruchoma i nieodkształcalna, zatem zachowuje swoją oryginalną topologię bez względu na stopień deformacji materiału następujący wewnątrz jej domeny. Zmienna EVF przyjmuje wartość w zakresie od 0 do 1 w zależności w jakim stopniu dany element wypełniony jest materiałem. W zależności od wartości EVF elementy mogą zostać podzielone na trzy grupy: całkowicie wypełnione ($EVF = 1$), częściowo wypełnione ($0 < EVF < 1$) oraz puste ($EVF = 0$). Na rysunku 5.3 przedstawiono przykład identyfikacji powierzchni swobodnych w procesie formowania wióra poprzez implementację zmiennej EVF w symulacji modelem CEL. Program Abaqus dopuszcza możliwość odfiltrowania części domeny zagadnienia w której występuje próżnia ($EVF = 0$), aby umożliwić aproksymację kształtu deformowanego elementu. Zarys formowanego wióra powstający zgodnie z rzeczywistymi odkształceniami przedmiotu obrabianego nie musi być zgodny z arbitralnymi granicami kreślonymi przez ortogonalną siatkę. Oznacza to, że obrzeża formowanego wióra, czyli jego powierzchnie swobodne, nie będą w całości wypełniać komórek ($0 < EVF < 1$) a ostateczny jego zarys interpretowany jest na podstawie wartości EVF w sąsiadujących elementach. Na rysunku 5.3 wybrany fragment wióra został powieszony, wewnątrz którego przedstawiono rozkład zmiennej EVF w każdej z komórek, natomiast zarys powierzchni swobodnej przedstawiono przerywaną linią. Dokładność aproksymacji zarysu powierzchni swobodnej zależna jest od stopnia gęstości

siatki w danym obszarze [120]. Dodatkowe informacje na temat metody VOF oraz algorytmu interpretacji zarysu powierzchni swobodnych przedstawiono w pracy Kim i inni [96].

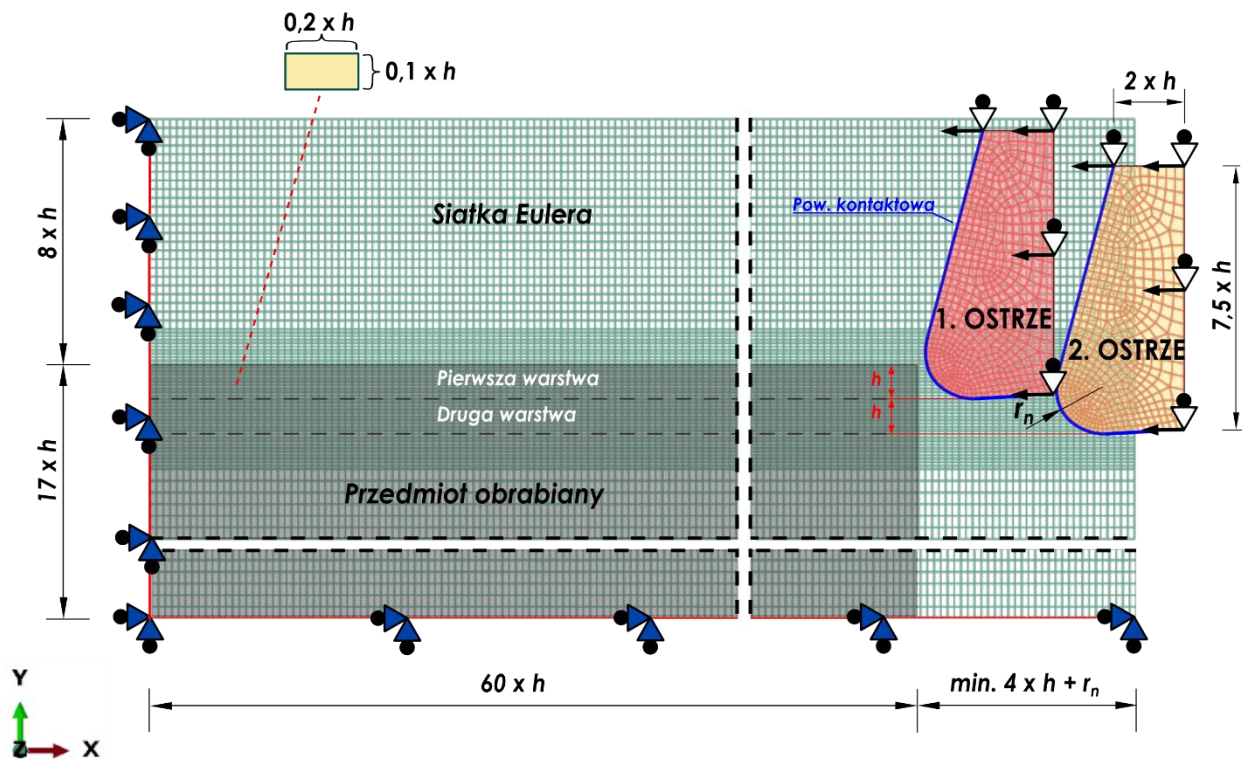


Rys. 5.3. Interpretacja zarysu powierzchni swobodnych zmienną EVF w symulacji modelem CEL

Ortogonalny model mikroskrawania uwzględniający założenia sprzężonego podejścia Eulera-Lagrange'a (CEL) został zrealizowany w pakiecie symulacyjnym Abaqus/Explicit, a jego zarys przedstawiono na rysunku 5.4. Pakiet oprogramowania Abaqus/Explicit dopuszcza jedynie trójwymiarową implementację modeli typu CEL [43], dlatego wszystkie części w złożeniu poddano jednoelementowej dyskretyzacji w kierunku osi Z w celu zredukowania liczby stopni swobody zagadnienia. W konsekwencji również model zostanie sprowadzony do płaskiego stanu odkształcenia, co w efekcie przyczyni się do zredukowania całkowitego czasu obliczeniowego. W przedstawionym modelu wyróżnić należy przestrzeń Eulera, będącą siatką elementów skończonych, opasującą modelowane zagadnienie, a wewnątrz której przedmiot obrabiany będzie się odkształcał zgodnie z modelem konstytutywnym Johnsona-Cooka oraz wchodzić w interakcje z ciałami opisanymi sformułowaniem Lagrange'a, czyli geometrią ostrzy pierwszego i drugiego przejścia. Deformowany materiał może oddziaływać swoją powierzchnią swobodną wyłącznie z powierzchniami kontaktowymi ostrzy (zaznaczone na niebiesko).

Wewnątrz przestrzeni Eulera wyróżnia się szary prostokąt przedstawiający przedmiot obrabiany w stanie nieodkształconym na początku analizy. Część reprezentująca przedmiot obrabiany pozbawiona jest własnej siatki, gdyż jej przeznaczeniem jest jedynie określenie początkowej dystrybucji materiału wewnątrz siatki Eulera w pierwszym kroku symulacji. Ostrza dla pierwszego oraz drugiego przejścia odsunięte są kolejno o wartość h oraz $2 \times h$ względem powierzchni nieobrobionej oraz rozsunięte są względem siebie w celu wyeliminowania wzajemnego

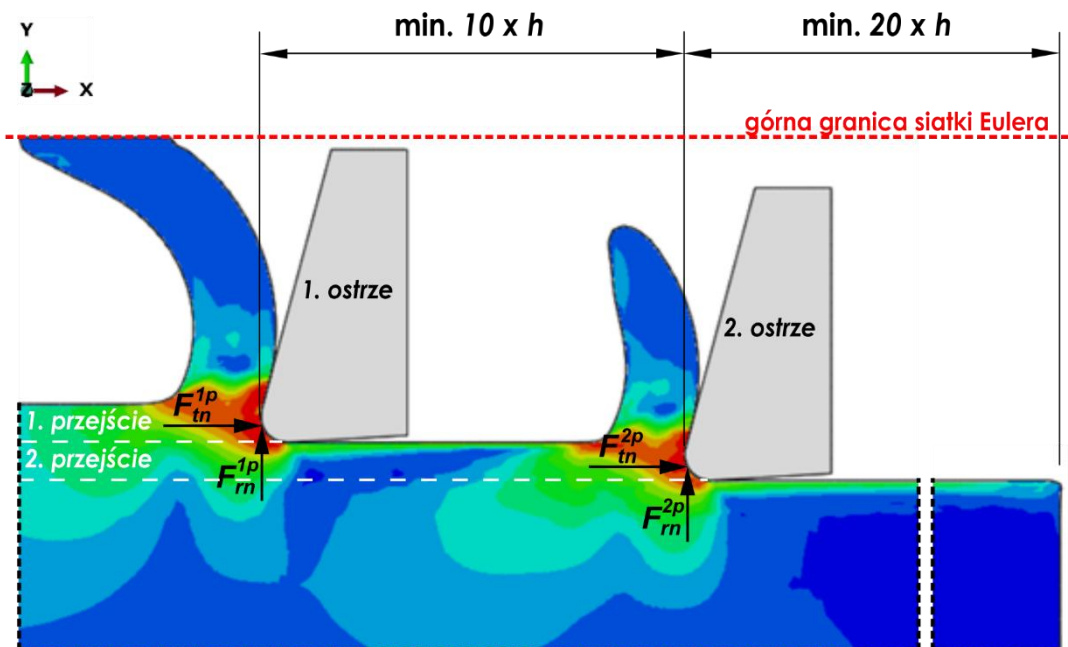
przenikania brył. Oba ostrza zamodelowane są z identyczną mikrogeometrią: kąt natarcia $\gamma_n = 14,8^\circ$, kąt przyłożenia $\alpha_n = 3,2^\circ$ oraz jeden z rozpatrywanych promieni zaokrąglenia krawędzi skrawającej $r_n = [1,35 \ 2,71 \ 5,4] \mu\text{m}$. W modelach ortogonalnych śrubowy zarys krawędzi skrawającej jest pomijany ($\lambda_s = 0^\circ$). Odształcany materiał, który przekroczy granice przestrzeni Eulera zostanie utracony z analizy, dlatego należy dobrać odpowiedni rozmiar przestrzeni Eulera, który uwzględni: (I) długość drogi skrawania wystarczającą do zainicjowania formowania wióra, (II) wystarczającą wysokość pozwalającą na zwijanie się wióra oraz (III) dostateczną wysokość pozostałej powierzchni obrobionej zdolną do przyjmowania ciepła ze strefy skrawania. Dodatkowo siatka Eulera musi opasać (choć częściowo) wszystkie powierzchnie kontaktowe ciał typu Lagrange'a w celu zainicjowania oddziaływania pomiędzy częściami [43, 53], stąd siatka została rozszerzona aby obejmować początkowe położenia obu ostrzy. W celu spełnienia tych wszystkich wymagań, na rysunku 5.4 przedstawiono niezbędne wymiary domeny siatki Eulera w odniesieniu do parametru grubości warstwy skrawanej h . Zaproponowany parametryczny opis przestrzeni Eulera jest wystarczający do zamodelowania procesu formowania mikro-wióra, zapewniając jednocześnie drogę skrawania o długości przynajmniej $20 \times h$ dla obu analizowanych przejść.



Rys. 5.4. Warunki brzegowe dla modelu CEL mikroskrawania ortogonalnego z dwoma przejściami ostrzy

W analizie uwzględniającej sformułowanie typu CEL warunki brzegowe dotyczące materiału obrabianego nakładane są na siatkę Eulera, ponieważ zarys przedmiotu obrabianego zdefiniowany na etapie przygotowania symulacji (*preprocessing*) zanika wraz z rozpoczęciem symulacji, gdy materiał zostaje przypisany do stosownej objętości siatki. Do dolnej oraz lewej płaszczyzny przestrzeni Eulera przypisane zostają warunki brzegowe typu przemieszczeniowego ograniczające

przemieszczenie materiału w kierunkach X, Y i Z. Dodatkowo przepływ materiału zablokowany jest na bocznych płaszczyznach prostopadłościanu przestrzeni Eulera aby zapobiec utracie materiału na skutek bocznego spęczenia wióra, a jednocześnie utrzymując założenia płaskiego stanu odkształcenia. W przypadku ostrzy, warunki przemieszczeniowe ograniczają ich przemieszczenia w kierunku Y oraz Z, natomiast warunek typu prędkościowego wprawia ostrza w ruch jednostajny prostoliniowy o prędkości wynoszącej $v_x = v_c$. Ruch ostrza obrabiającego pierwszą warstwę zainicjowany jest wraz z początkiem analizy, natomiast ruch kolejnego ostrza wstrzymany jest do czasu, aż w pierwszej warstwie zostanie osiągnięta droga skrawania wynosząca $10 \times h$. Arbitralna odległość pomiędzy jednocześnie skrawającymi ostrzami wynosząca minimum $10 \times h$ została określona na podstawie wstępnych symulacji gdzie zaobserwowano, że pole naprężeń, generowane przez zjawiska w strefie skrawania, ma ograniczony zasięg oddziaływania. Zwiększanie rozstawienia ostrzy powyżej $10 \times h$ nie wpływało w istotny sposób na wartości naprężeń obserwowanych w drugim przejściu (rys. 5.5). Oba ostrza zamodelowane są na bazie warunku ciała idealnie sztywnego co oznacza, że z ich domeny wykluczona zostanie analiza naprężeń i odkształceń, ale możliwa jest rejestracja całkowitych obciążeń działających na każde z ostrzy z osobna jako reakcji sił o składowych X i Y (rys. 5.5).



Rys. 5.5. Rozstawienie jednocześnie skrawających ostrzy w modelu CEL

Do wszystkich części w złożeniu przypisana została temperatura początkowa wynosząca 300 K. Przedstawiony model skrawania oparty jest o konwencjonalne założenia termiczne stosowane w symulacjach procesu skrawania, gdzie ciepło generowane jest w wyniku tarcia oraz pracy odkształcenia plastycznego, natomiast model dopuszcza wymianę ciepła pomiędzy każdym z ostrzy a przedmiotem obrabianym (więcej szczegółów zostało przedstawiono w podrozdziale 5.2). Model, podobnie jak eksperyment doświadczalny, zakłada, że obróbka odbywa się

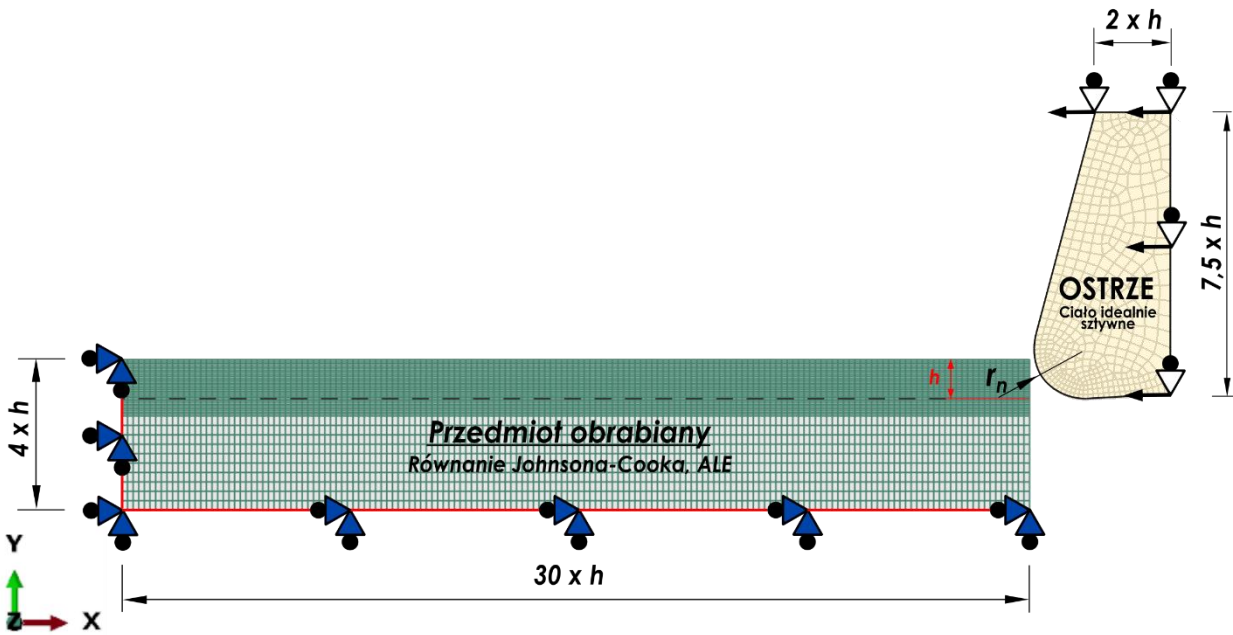
w warunkach bez wymuszonego chłodzenia, stąd żadne dodatkowe ciepłe warunki brzegowe nie zostały zaimplementowane. Ponadto, na podstawie wstępnych symulacji zbadano wpływ promieniowania ciepła na temperaturę wewnątrz przedmiotu obrabianego w otoczeniu powietrza o ciśnieniu atmosferycznym. Stwierdzono, że w przedziale czasu odpowiadającym jednemu pełnemu obrotowi mikrofrezu ($t = 3,33$ ms) temperatura wewnątrz przedmiotu obrabianego zmniejszy się o niecałe 0,8 K względem temperatury początkowej wynoszącej $\theta_s = 600$ K. Zważywszy na niewielką istotność tej zmiany na temperaturę wewnątrz strefy skrawania, efekt promieniowania ciepłego został pominięty w modelu CEL co przyczynia się do redukcji czasu obliczeniowego analizy. Pojemność cieplna modelu została zapewniona przez dobór początkowej wielkości przedmiotu obrabianego wynoszącą w zapisie parametrycznym $(60 \times h) \times (17 \times h)$. Stosując wysokości przedmiotu obrabianego wynoszącą $17 \times h$ zaobserwowano, że temperatura w okolicy dolnej krawędzi przedmiotu utrzymuje się przeważnie na poziomie temperatury początkowej 300 K podczas obu przejść ostrzy.

Do symulacji wybrany został dynamiczny rodzaj analizy typu temperaturowo-przemieszczeniowego z jawnym całkowaniem (ang. *dynamic temperature-displacement Explicit analysis*), typowo stosowany przy analizie problemów o nieliniowej charakterystyce, gdzie przedmiot obrabiany poddawany jest znaczącym odkształceniom. Dla siatki Eulera wybrano elementy typu EC3D8RT, czyli elementy 3D z ośmioma węzłami dla sprzężonej analizy temperaturowo-przemieszczeniowej przeznaczone dla sformułowania Eulera. Dla ostrzy przypisano elementy typu C3D8T co stanowi element o podobnej charakterystyce jednak stosowany dla sformułowania Lagrange'a. Dyskretyzacja siatki Eulera w kierunku pionowym (podział na wiersze) nie jest jednorodna w odróżnieniu od dyskretyzacji poziomej (podział na kolumny) gdzie utrzymany został stały podział. Gęstszy podział zastosowany został dla objętości materiału obejmującego obie warstwy skrawane, przy czym zakres gęstszego podziału został rozszerzony o $1 \times h$ ponad powierzchnię nieobrobioną oraz $1 \times h$ poniżej drugiej warstwy aby uzyskać dokładniejszy rozkład zmiennych oraz zwiększyć dokładność odwzorowania formowanych powierzchni swobodnych. Dla tego zakresu na przestrzeni serii badań utrzymana została zasada przypisania minimum 8 wierszy elementów na grubość warstwy skrawanej h . Pozostałe obszary domeny Eulera zostały zamodelowane siatką o rzadszym podziale w celu ograniczenia liczby stopni swobodny zagadnienia. W przypadku ostrzy gęstość siatki została zwiększona na powierzchni promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej w celu zapewnienia jak najbardziej okrągłej aproksymacji powierzchni kontaktu. Wszystkie części w złożeniu zamodelowane zostały z elementarną grubością wynoszącą $1 \mu\text{m}$. W modelu zastosowano parametry modelu konstytutywnego oraz zniszczenia Johnsona-Cooka wraz ze stałymi termomechanicznymi wyszczególnionymi w podrozdziale 5.2.

5.4. Konstituowanie podstawowego modelu ALE z granicami Lagrange'a

Na rysunku 5.6 przedstawiono zarys 2D modelu mikroskrawania ortogonalnego dla jednego przejścia ostrza z użyciem adaptacyjnej techniki zarządzania siatką ALE, której sposób działania został przedstawiony w przeglądzie literatury (podrozdział 2.6). Zaproponowany model ALE

z granicami Lagrange’a zastosowany był w podobnej konfiguracji w licznych publikacjach dotyczących modelowania skrawania [3, 89, 155, 157, 197]. W porównaniu obu modeli ocenie poddawane zostaną wydajność obliczeniowa, jakość siatki, czy skuteczność aproksymacji kształtu powierzchni swobodnych. Dla zaproponowanego modelu ALE, podobnie jak w przypadku modelu CEL, zastosowano dynamiczny rodzaj analizy typu temperaturowo-przemieszczeniowego z jawnym całkowaniem, uwzględniający przepływ ciepła na styku ostrza z przedmiotem obrabianym. Model składa się z dwóch ciał: przedmiotu obrabianego oraz ostrza, zamodelowanych z domyślnymi granicami typu Lagrange’a. W odróżnieniu od modelu CEL, przedmiot obrabiany zamodelowany jest z własną niezależną siatką a wewnątrz jego domeny zastosowane jest sformułowanie ALE sterujące mechanizmem relokacji położenia węzłów w czasie analizy. Analogicznie do modelu CEL, tutaj również zastosowano parametry modelu konstytutywnego oraz zniszczenia Johnsona-Cooka wraz ze stałymi termomechanicznymi wyszczególnionymi w podrozdziale 5.2. Ostrze skrawające zamodelowane stosując warunek nieodkształcalności, wykluczającym analizę naprężeniowo-odkształceniową z jego domeny.

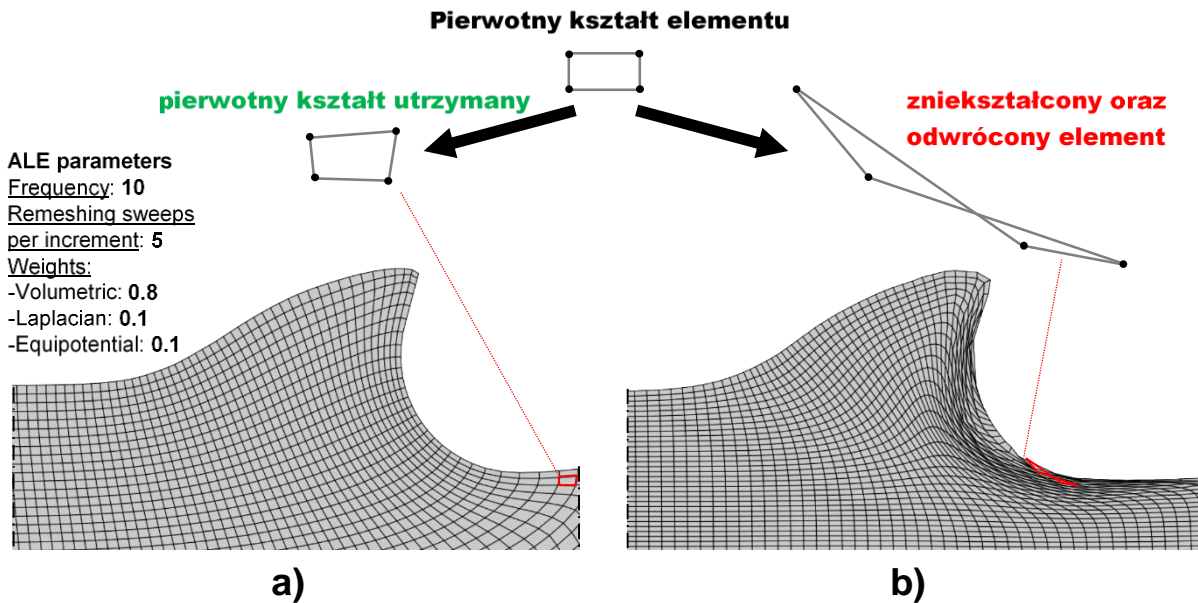


Rys. 5.6. Warunki brzegowe dla modelu ALE z granicami Lagrange’a dla procesu mikroskrawania ortogonalnego jednym ostrzem

Względny ruch główny w modelu osiągnięty został przez przypisanie prędkościowego warunku brzegowego do ostrza skrawającego a przemieszczeniowy warunek brzegowy ogranicza jego swobodę ruchu w kierunku osi Y. Przedmiot obrabiany umocowany jest na jego lewej oraz dolnej krawędzi przy użyciu przemieszczeniowych warunków brzegowych ograniczających swobodę ruchu w kierunkach X i Y. W przypadku dwuwymiarowej symulacji ortogonalnego mikroskrawania kształt przedmiotu obrabianego może być sprowadzony do figury prostokąta, gdzie parametr posuwu na ostrze f_z tożsamy jest grubości warstwy skrawanej h zadanej jako odległość między górną krawędzią prostokąta a linią równoległą do osi X oraz styczną do

promienia r_n . Na rysunku 5.6 zwymiarowano również domenę zagadnienia dla zakresu skrawania w sposób parametryczny w odniesieniu do parametru h . W przypadku zakresu brzdowania wysokość przedmiotu obrabianego dobierana została indywidualnie do rozpatrywanego przypadku w celu zapewnienia wystarczającej grubości rdzenia materiału do odprowadzenia ciepła oraz przejścia naprężeń ze strefy skrawania. Do wszystkich części w złożeniu przypisana została temperatura początkowa wynosząca 300 K.

W celu przedstawienia istotności mechanizmu redystrybucji węzłów metodą ALE na rysunku 5.7 przedstawiono przykłady symulacji na początkowym etapie zagłębiania się klina ostrza w przedmiot obrabiany. W modelu na rysunku 5.7.a zaimplementowano sformułowanie ALE natomiast na rysunku 5.7.b w domenie przedmiotu obrabianego zastosowano podstawową formę sformułowania Lagrange'a do opisu relacji siatki-materiału. Przedmiot obrabiany w obu przypadkach został poddany dyskretyzacji na identyczne prostokątne elementy typu CPE4RT o jednakowej wielkości i liczbie. Pomimo znacznego zdeformowania przedmiotu obrabianego następującego na skutek penetracji klina, w modelu ze sformułowaniem ALE utrzymana zostaje równomierna siatka a topologia elementów przypomina pierwotną – poszczególne elementy różnią się wielkością, jednak ich kształt jest jedynie nieznacznie romboidalny pozwalając na kontynuowanie symulacji. W przypadku symulacji ze sformułowaniem Lagrange'a wyróżnić można grupę elementów, która uległa nadmiernej deformacji prowadzącej nawet do inwersji elementów.



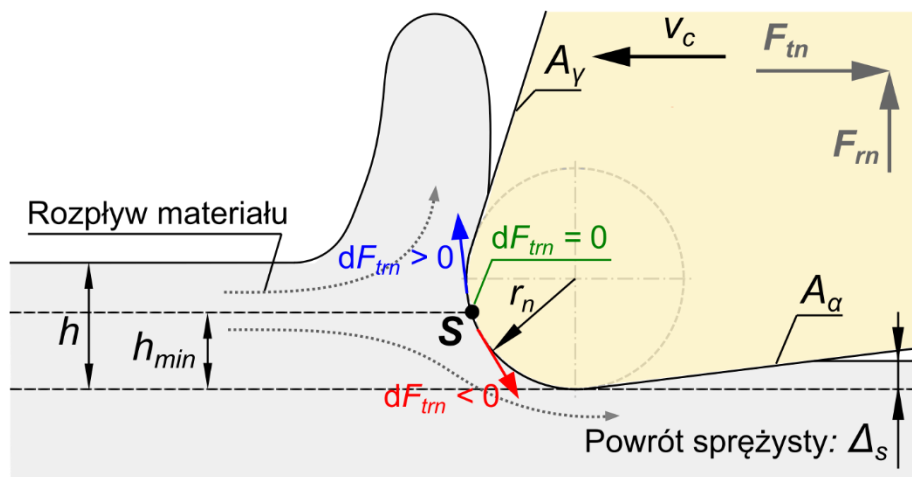
Rys. 5.7. Jakość siatki podczas penetracji kina ostrza w sformułowaniu ALE (a) oraz w podstawowym sformułowaniu Lagrange'a (b)

6. MODELE ANALITYCZNE PROCESU MIKROFREZOWANIA

6.1. Model minimalnej grubości warstwy skrawanej na bazie przyrostów siły stycznej

W rozprawie zastosowano model do predykcji wartości h_{min} na podstawie średnich składowych siły całkowitej w układzie narzędzia, którego założenia mogą zostać równolegle zastosowane zarówno do doświadczalnych prób mikrofrezowania stali C45 jak i do numerycznego modelu CEL. Przy pomocy zaproponowanego modelu możliwe będzie przeprowadzenie walidacji modelu numerycznego względem eksperymentu doświadczalnego oraz dokonanie ilościowej oceny czy w modelowanym procesie MES zachodzą zmiany w sposobie formowania wióra pomiędzy pierwszym a drugim przejściem ostrza, poprzez porównanie oszacowanych wartości h_{min} .

Wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej h_{min} została oszacowana poprzez identyfikację punktu stagnacji na zaokrąglonej krawędzi skrawającej metodą przyrostu siły stycznej (rys. 6.1). Metoda identyfikacji punktu stagnacji przez analizę przyrostów elementarnych sił względem grubości warstwy skrawanej h została przedstawiona wcześniej w pracach [162, 184], gdzie posłużyła do wyznaczenia wartości h_{min} dla przypadku toczenia swobodnego ortogonalnego na podstawie danych z pomiarów sił w układzie narzędzia. Jednak w wyżej wspomnianych pracach [162, 184] autorzy otrzymali liniową zależność między wartością składowych siły całkowitej a grubością h , co nie odzwierciedla potęgowego modelu regresji zastosowanego do oszacowania zmienności przebiegu sił dla eksperymentu doświadczalnego oraz modelu numerycznym CEL względem grubości h . Stąd w niniejszej rozprawie, wartości minimalnej grubości warstwy skrawanej zostały oszacowane na podstawie metodyki dedykowanej do procesu mikrofrezowania, opracowanej przez autorów [196, 197].



Rys. 6.1. Identyfikacja punktu stagnacji na zaokrąglonej krawędzi skrawającej w procesie ortogonalnego mikroskrawania

Zakładając, że w idealnym modelu ortogonalnym wielkość promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n jest stała na całej rozpatrywanej głębokości skrawania a_p a ostrze jest idealnie

szttywne i niewrażliwe na przemieszczenia układu OUPN to minimalna grubość warstwy skrawanej h_{min} odpowiadać będzie grubość warstwy materiału dla której zainicjowane zostanie usuwanie materiału w postaci wióra zwijanego na powierzchni natarcia. Rozpatrując rozptyw materiału wewnątrz strefy skrawania (rys. 6.1) można wyróżnić punkt stagnacji S na powierzchni ostrza, gdzie następuje rozdzielenie kierunku płynięcia materiału napierającego na ostrze: materiał powyżej tego punktu płynie w górę wzdłuż efektywnej powierzchni natarcia oraz nawarstwia się tworząc wiór, natomiast materiał poniżej punktu S jest włączany pod ostrze, ulegając odkształceniom w zakresie sprężysto-plastycznym i ostatecznie tworzy powierzchnie obrobioną [168]. W bezpośredniej okolicy punktu gdzie zachodzi rozdzielenie kierunku płynięcia materiału występuje zlokalizowana strefa stagnacji, gdzie prędkość płynięcia materiału jest bliska zera. Zjawisko to znane jest w literaturze jako strefa martwego płynięcia (ang. *dead metal zone*) [168]. Zakłada się [162, 184, 196], że w punkcie na krawędzi ostrza gdzie następuje zmiana kierunku płynięcia materiału występuje również zmiana kierunku oddziaływania przyrostu siły stycznej do zaokrąglonej krawędzi skrawającej dF_{tm} (rys. 6.1) wywołana przez zmianę warunków poślizgu materiału po powierzchni ostrza. Oznacza to, że poprzez identyfikację pozycji na zaokrąglonej krawędzi skrawającej, gdzie funkcja przyrostu dF_{tm} zmienia swój znak, możliwe jest wyznaczenie teoretycznego położenia punktu stagnacji S . W tym celu zaokrąglona krawędź skrawająca podzielona zostanie na skończoną liczbę odcinków elementarnych dh względem których zostanie wyznaczony rozkład zmiennej dF_{tm} . Poszukiwanym rozwiązaniem modelu jest elementarny odcinek krawędzi ostrza dh gdzie funkcja przyrostu dF_{tm} przyjmuje wartość zerową ($dF_{tm} = 0$), a położenie tego elementarnego odcinka w konsekwencji określa graniczną grubość warstwy skrawanej niezbędnej do zainicjowania procesu usuwania materiału w danych warunkach skrawania (h_{min}).

Pierwszym krokiem do zaimplementowania modelu szacującego wartość h_{min} jest określenie matematycznego modelu dla składowej siły stycznej F_m i promieniowej F_r w płaszczyźnie normalnej. Do tego celu zostało zastosowane równanie regresji potęgowej względem grubości warstwy skrawanej:

$$\begin{aligned} F_m &= a_m \cdot h^{b_m} \\ F_r &= a_m \cdot h^{b_m} \end{aligned} \quad (6.1)$$

gdzie:

- a_m, a_r – współczynnik w modelach sił,
- b_m, b_r – wykładniki potęgowe w modelach sił.

Parametry modeli regresji potęgowej należy wyznaczyć na podstawie danych pozyskanych z pomiarów składowych siły całkowitej z badań doświadczalnych lub oszacowanych modelem numerycznym MES.

Po wyznaczeniu parametrów równań regresji dla modeli sił należy dokonać dyskretyzacji zarysu promienia krawędzi skrawającej w kierunku pionowym (rys. 6.2) na odcinki elementarne dh (np. dzieląc zakres $0 < h < r_n$ na odcinki o stałej wielkości $dh = 0,01 \mu\text{m}$). Poprzez przekształcenie

równań regresji (6.1) wyprowadzić można wyrażenie opisujące różniczki dF_{tm} , dF_m , określające przyrost siły dla i -tego odcinka elementarnego, w postaci:

$$\begin{aligned} dF_{tm}(h) &= \frac{dF_{tm}}{dh} dh = a_n b_n h^{b_n-1} dh \\ dF_m(h) &= \frac{dF_m}{dh} dh = a_m b_m h^{b_m-1} dh \end{aligned} \quad (6.2)$$

Znając wartość różniczek dF_{tm} , dF_m dla całego rozpatrywanego przedziału grubości można wyznaczyć funkcję wypadkowego przyrostu siły stycznej do zaokrąglonej krawędzi skrawającej dF_{tm} poprzez rzutowanie i sumowanie wektorów dF_{tm} , dF_m na linię styczną do promienia r_n w danym odcinku elementarnym. Rzutowanie przeprowadza się zgodnie z zależnościami trygonometrycznymi przedstawionymi na rysunku 6.2, otrzymując przekształcenie w postaci:

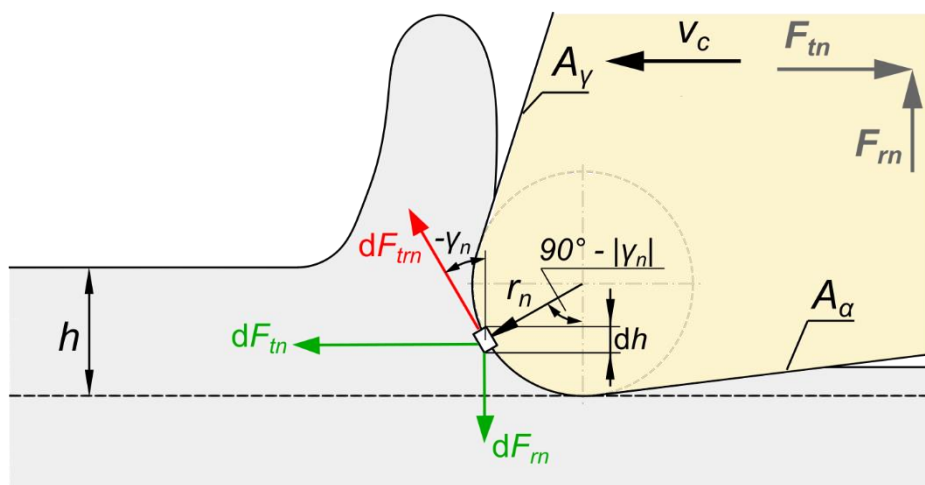
$$dF_{tm}(h) = dF_m \cdot \cos \gamma_n - dF_{tm} \cdot \sin \gamma_n \quad (6.3)$$

gdzie:

γ_n – kąt natarcia w płaszczyźnie normalnej względem danego odcinka elementarnego.

Kąt natarcia w płaszczyźnie normalnej będzie się zmieniać wraz z pozycją kolejno rozpatrywanych odcinków elementarnych krawędzi skrawającej i jego wartość wyznacza się z zależności:

$$\gamma_n(h) = \arcsin\left(1 - \frac{h}{r_n}\right) \quad (6.4)$$



Rys. 6.2. Oznaczenie przyrostów siły względem zaokrąglonej krawędzi skrawającej

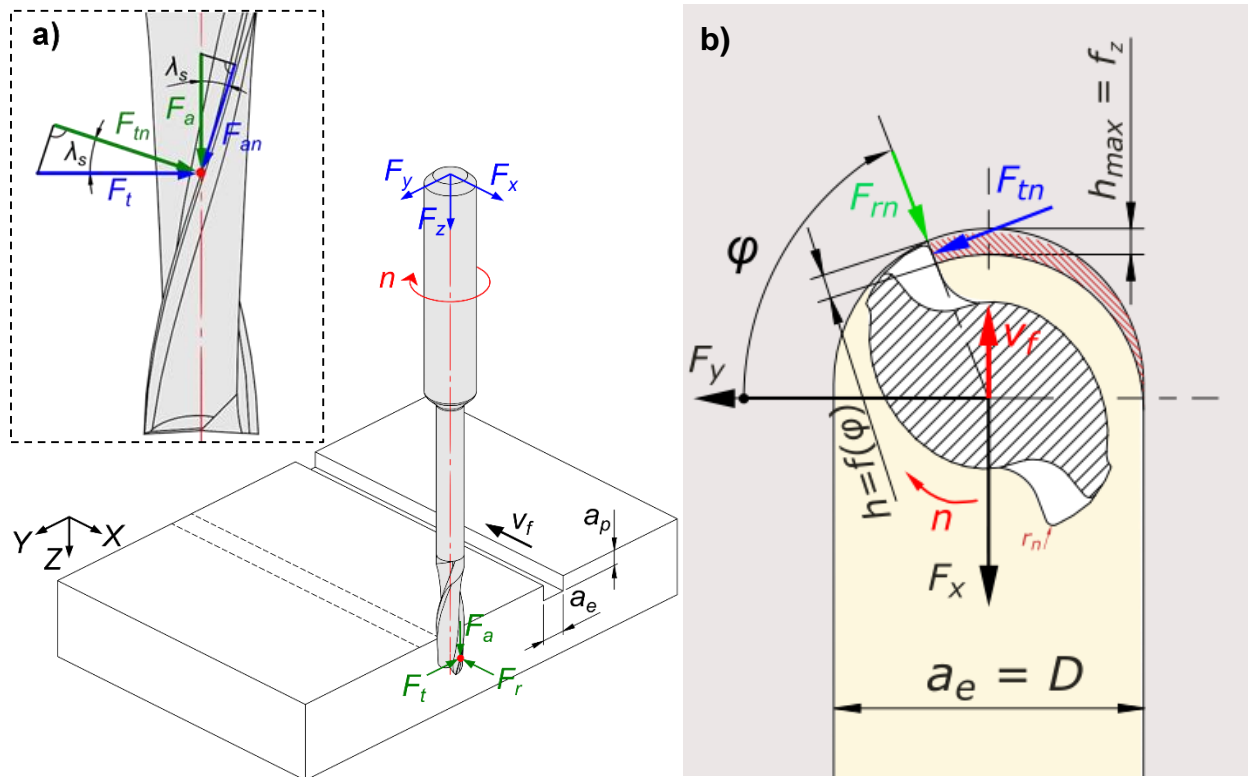
Wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej odpowiada argumentowi h dla którego funkcja wypadkowego przyrostu siły stycznej do zaokrąglonej krawędzi skrawającej (6.3) jest zerowa ($dF_{tm} = 0$). Skoro różniczki dF_m , dF_m opisane są za pomocą modeli regresji potęgowej to oznacza, że równanie (6.3) przyrównane do zera staje się tożsamościowe i konieczne jest rozwiązanie go w sposób numeryczny. Uwzględniając zmienny przebieg kąta natarcia $\gamma_n(h)$ (6.4),

w celu zaimplementowania procedury numerycznego poszukiwania wartości h_{min} równanie (6.3) przekształcono do postaci:

$$h_{min} = \operatorname{argmin} \left| a_m b_m h^{b_m-1} \cdot \cos \left[\arcsin \left(1 - \frac{h}{r_n} \right) \right] - a_m b_m h^{b_m-1} \cdot \sin \left[\arcsin \left(1 - \frac{h}{r_n} \right) \right] \right| \quad (6.5)$$

gdzie $\operatorname{arg min}$ to komenda numeryczna, która zwraca argument h dla którego bezwzględna wartość przyrostu siły dF_{tn} jest najmniejsza.

Składowe siły całkowitej podczas mikrofrezowania zgodnie z opisem w podrozdziale 4.2 są mierzone w układzie siłomierza ($F_x(t)$, $F_y(t)$, $F_z(t)$) a ich wartość zmienia się wraz kątem obrotu narzędzia i chwilowym przekrojem warstwy skrawanej. W celu oszacowania wartości h_{min} zaproponowaną metodą konieczna jest transformacja sił $F_x(t)$, $F_y(t)$, $F_z(t)$ do płaszczyzny normalnej wyznaczając wartości składowych F_m i F_n w funkcji grubości h , uwzględniając jednocześnie kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej λ_s mikrofrezu (rys. 6.3). Wyznaczanie sił w układzie normalnym narzędzia względem grubości h w przypadku mikrofrezowania jest bardziej złożone niż w przypadku toczenia swobodnego ortogonalnego, ponieważ w procesie mikrofrezowania chwilowa grubość warstwy skrawanej $h(\varphi)$ zmienia się wraz z kątem pracy frezu φ . Na dodatek smukła budowa narzędzia niekorzystnie wpływa na ogólną stabilność procesu wprowadzając dynamiczne zakłócenia do mierzonego sygnału sił.



Rys. 6.3. Oznaczenie składowych siły całkowitej podczas mikrofrezowania w układzie obrabiarki (a) oraz ich zależność od kąta pracy frezu w układzie narzędzia (b)

Modele sił ortogonalnych opisane w równaniu (6.1) dla przypadku mikrofrezowania mogą zostać sformułowane przez podstawienie średnich wartości stycznych \bar{F}_m i promieniowych \bar{F}_r składowych w funkcji średniej grubości warstwy skrawanej \bar{h}_z . Wartości składowych stycznych \bar{F}_m i promieniowych \bar{F}_r mogą zostać oszacowane stosując miarę średniokwadratową RMS dla składowych sił z układu siłomierza [196], co pozwoli częściowo wyeliminować wpływ zmiennej losowej towarzyszącej dynamice sygnału sił z rzeczywistego procesu mikrofrezowania. Średnie wartości składowych stycznych \bar{F}_m i promieniowych \bar{F}_r w płaszczyźnie normalnej podczas frezowania pełnym jednym ostrzem czynnym wyznaczyć można zgodnie z zależnością:

$$\begin{aligned}\bar{F}_m &\approx F_{y_RMS} \cdot \cos \lambda_s + F_{z_RMS} \cdot \sin \lambda_s \\ \bar{F}_r &\approx F_{x_RMS}\end{aligned}\tag{6.6}$$

gdzie:

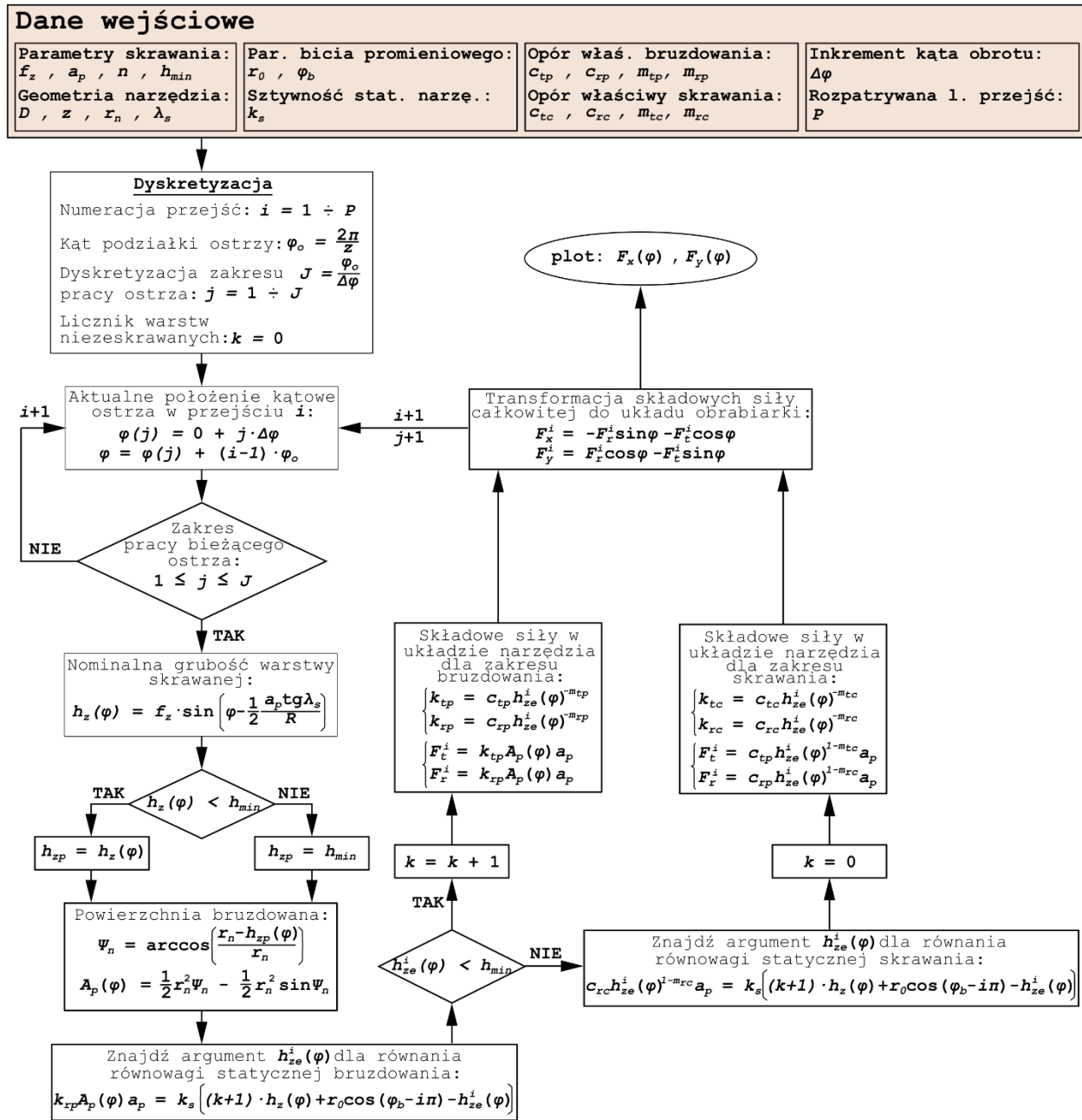
$F_{x_RMS}, F_{y_RMS}, F_{z_RMS}$ – średniokwadratowa wartość zmierzonych składowych siły całkowitej w układzie siłomierza.

Aby podstawić średnie wartości sił \bar{F}_m i \bar{F}_r w funkcji grubości warstwy skrawanej do równania (6.1) należy najpierw wyznaczyć średnią grubość warstwy skrawanej \bar{h}_z [196]. Wartość średniej grubości \bar{h}_z odnosi się do frezowania pełnego z zadaniem parametrem f_z i może być oszacowana równaniem:

$$\bar{h}_z = \frac{1}{\pi} \int_0^{\pi} f_z \cdot \sin \varphi d\varphi = \frac{2f_z}{\pi}\tag{6.7}$$

6.2. Hybrydowy model analityczno-numeryczny składowych siły całkowitej dla mikrofrezowania

W celu walidacji opracowanego modelu CEL mikroskrawania, zastosowano hybrydowy analityczno-numeryczny model składowych siły całkowitej. W modelu uwzględniono współczynniki proporcjonalności składowych siły całkowitej obliczone na bazie symulacji numerycznych wykonanych w oparciu o model CEL (jednego oraz dwóch przejść ostrzy skrawających) oraz parametry geometryczne warstwy skrawanej określone na bazie zależności analitycznych. W rozprawie zastosowano założenia mechanistycznego modelu analityczno-doświadczalnego przedstawionego w pracy [197]. Zaadaptowany model uwzględnia wpływ minimalnej grubości warstwy skrawanej, statycznego ugięcia narzędzia oraz efekt akumulacji grubości warstwy skrawanej w celu zwiększenia dokładności estymacji chwilowego przekroju warstwy skrawanej w procesie mikrofrezowania. Stąd, predykcja efektywnej grubości warstwy skrawanej oparta jest na zależnościach geometrycznych oraz statycznych, uwzględniając w modelu pamięć niezeskrawanych warstw materiału. Wyprowadzenia związane z implementacją modelu zostały obszernie omówione w pracy [197] a za pomocą schematu blokowego na rysunku 6.4 w sposób uproszczony podsumowano zaimplementowane w modelu procedury oraz najważniejsze zależności.

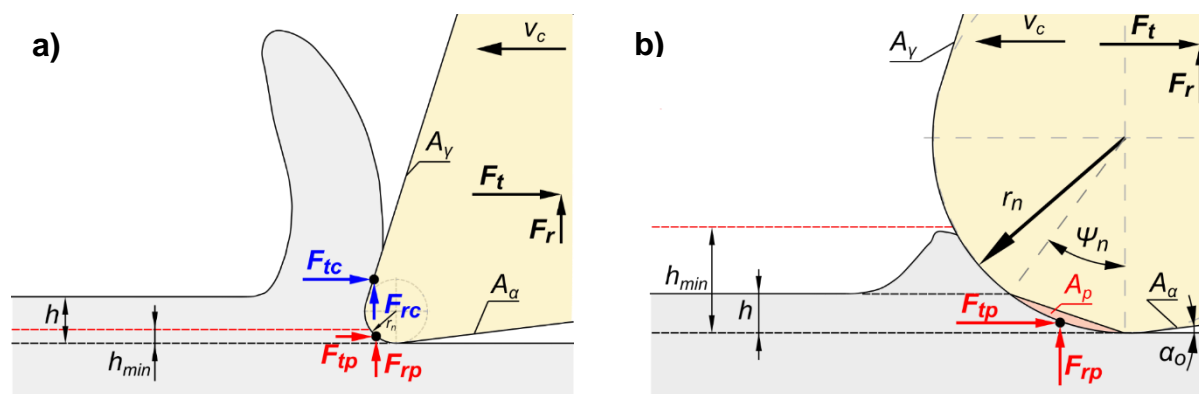


Rys. 6.4. Schemat blokowy hybrydowego modelu analityczno-numerycznego do predykcji składowych siły całkowitej oraz efektywnej grubości warstwy skrawanej podczas mikrofrezowania. Na podstawie [197]

W podrozdziale zostaną omówione zależności związane z wyznaczonymi współczynnikami proporcjonalności oszacowanymi przy użyciu symulacji CEL oraz wyjaśniono istotę modelowanych analitycznie zjawisk wpływających na wartość efektywnej grubości warstwy skrawanej. W literaturze znajduje się kilka przypadków zastosowania hybrydowych modeli analityczno-numerycznych [4, 5, 89, 90], stosujących ortogonalne modele MES do oszacowania

współczynników proporcjonalności składowych siły całkowitej w układzie narzędzia. Jednak w odniesieniu do układu obrabiarki uwzględniany jest głównie wpływ bicia promieniowego na chwilową grubość warstwy skrawanej w procesie mikrofrezowania [4, 5, 89, 90].

W procesie mikroskrawania wartość parametru h_{min} zasadniczo wpływa na stan obciążenia ostrza, gdzie ze względu na przyjęty stosunek h/h_{min} można wyróżnić model obciążenia dla warunków dekohezji materiału, czyli skrawania (rys. 6.5.a) oraz warunków bruzdowania (rys. 6.5.b). W warunkach charakterystycznych dla zakresu skrawania (rys. 6.5.a), gdzie $h \geq h_{min}$, składowe siły indukowane zjawiskiem dekohezji materiału na powierzchni natarcia (styczna F_{tc} oraz promieniowa F_{rc}) mają sumarycznie znacznie większy wpływ na siły wypadkowe F_t oraz F_r działające na ostrze skrawające niż składowe wywołane bruzdowaniem zaokrągloną krawędzią skrawającą (styczna F_{tp} oraz promieniowa F_{rp}). Natomiast podczas obróbki w zakresie bruzdowania (rys. 6.5.b), gdzie $h < h_{min}$, siły działające na ostrze są efektem sprężysto-plastycznego odkształcenia materiału oraz nagniatania powierzchnią przyłożenia powierzchni obrobionej.



Rys. 6.5. Wpływ stosunku h/h_{min} na układ sił ortogonalnych w zakresie warunków skrawania (a) oraz bruzdowania (b)

Wartości elementarnych składowych siły bruzdującej działających na elementarny wycinek ostrza o głębokości dz dla i -tego przejścia ostrza w zakresie $h_z < h_{min}$ można przedstawić za pomocą równania:

$$\begin{cases} dF_t^i = k_{tp} A_p(\varphi, z) dz \\ dF_r^i = k_{rp} A_p(\varphi, z) dz \end{cases} \quad (6.8)$$

W zakresie skrawania ($h_z \geq h_{min}$), elementarne składowe siły całkowitej wyrażone są za pomocą równania:

$$\begin{cases} dF_t^i = k_{tc} h_z(\varphi, z) dz \\ dF_r^i = k_{rc} h_z(\varphi, z) dz \end{cases} \quad (6.9)$$

gdzie:

k_{lp}, k_{rp} – współczynniki proporcjonalności uwzględniające efekt brzdowania,

k_{lc}, k_{rc} – współczynniki proporcjonalności związane ze ścinaniem materiału (skrawaniem),

$A_p(\varphi, z)$ – pole powierzchni brzdowanej,

$h_z(\varphi, z)$ – nominalna grubość warstwy skrawanej dla danego kąta pracy ostrza φ oraz głębokości osiowej z .

Równania (6.8) i (6.9) wskazują, że aby dokonać predykcji składowych siły całkowitej konieczne jest wyznaczenie parametrów geometrycznych warstwy skrawanej ($h_z(\varphi, z)$ oraz $A_p(\varphi, z)$), współczynników proporcjonalności adekwatnych dla danych warunków obróbki ($k_{lp}, k_{rp}, k_{lc}, k_{rc}$) oraz wartości h_{min} określającej zakres stosowalności powyższych modeli.

W celu zredukowania zależności funkcji $h_z(\varphi, z)$ od parametru głębokości z , w modelu analitycznym grubość warstwy skrawanej jest uśredniana na przestrzeni wszystkich elementarnych segmentów ostrza dz , wyrażona równaniem [197]:

$$h_z(\varphi) = f_z \sin\left(\varphi - \frac{1}{2} \frac{a_p \operatorname{tg} \lambda_s}{R}\right) \quad (6.10)$$

gdzie:

R – promień narzędzia.

W zakresie brzdowania ($h < h_{min}$) wprowadzono geometryczny parametr powierzchni brzdowania $A_p(\varphi)$ aby zapewnić możliwość oceny stopnia natężenia deformacji przedmiotu obrabianego przez określenie zależności między promieniem zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n a chwilową wartością nominalnej grubości warstwy skrawanej $h_z(\varphi)$ [158]. Zależność geometryczna funkcji $A_p(\varphi)$ została przedstawiona na rys. 6.5.b. Zakłada się, że powierzchnia brzdowania formowana jest wzdłuż fragmentu promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej, jednak oddziaływanie materiału na powierzchni przyłożenia z powodu powrotu sprężystego oraz na powierzchni natarcia z formowaną wypływką są pomijane w analizie [158]. Powierzchnia brzdowaną wyznaczana jest na podstawie zależności:

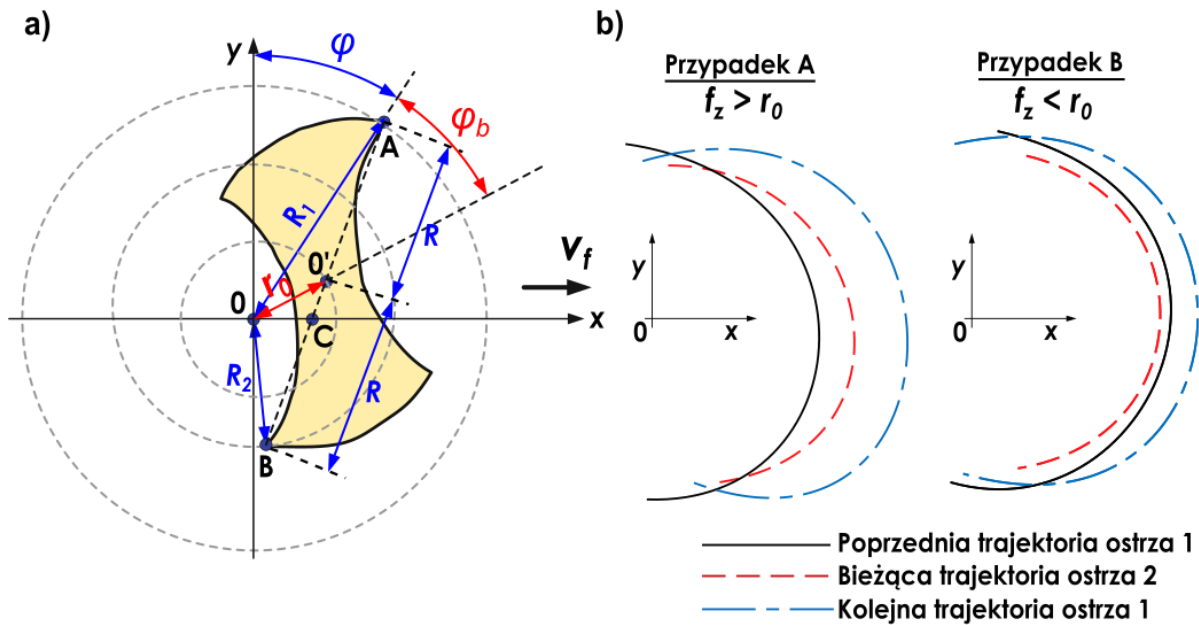
$$A_p(\varphi) = \frac{1}{2} r_n^2 \psi_n - \frac{1}{2} r_n^2 \sin \psi_n \quad (6.11)$$

$$\psi_n = \arccos\left(\frac{r_n - h_{zp}(\varphi)}{r_n}\right) \quad (6.12)$$

gdzie $h_{zp}(\varphi)$ jest pomocniczą funkcją określającą grubość warstwy skrawanej dla zakresu brzdowania, która przyjmuje wartości: $h_{zp}(\varphi) = h_z(\varphi)$ dla $0 < h_z(\varphi) < h_{min}$, oraz $h_{zp}(\varphi) = h_{min}$ dla $h_z(\varphi) \geq h_{min}$.

W celu zwiększenia dokładności predykcji składowych siły całkowitej, zastosowany model powinien uwzględniać przemieszczenia układu OUPN i jego efekty na chwilową zmienność przekroju warstwy skrawanej. W procesie mikrofrezowania stosowane wartości posuwu na ostrze f_z bardzo często zawierają się w zakresie poniżej jednego mikrometra, co oznacza, że nawet niewielkie przemieszczenie części roboczej narzędzia może wpływać na wydajność procesu oraz

rzutować na przebieg składowych siły całkowitej. Jednym z czynników periodycznie występującym w funkcji obrotu narzędzia jest zjawisko bicia promieniowego ostrza r_0 [196]. Bicie promieniowe w procesie mikrofrezowania związane jest z występowaniem błędów geometrycznych całego układu OUPN, głównie wynikających ze stopnia dokładności wykonania mikrofrezu, uchwytu czy gniazda wrzeciona obrabiarki. Na skutek sumowania się błędów geometrycznych układu OUPN obserwuje się pochylenie lub/ oraz mimośrodowość osi narzędzia względem osi wrzeciona obrabiarki [151, 171, 196]. W efekcie powstałego mimośrodu każde z ostrzy odznacza się innym promieniem obrotu, co zostało przedstawione graficznie na rysunku 6.6.a.



Rys. 6.6. Konfiguracja mikrofrezu z uwzględnieniem bicia promieniowego (a) oraz wpływ bicia promieniowego na trajektorie ostrzy podczas mikrofrezowania (b). Na podstawie [140, 195]

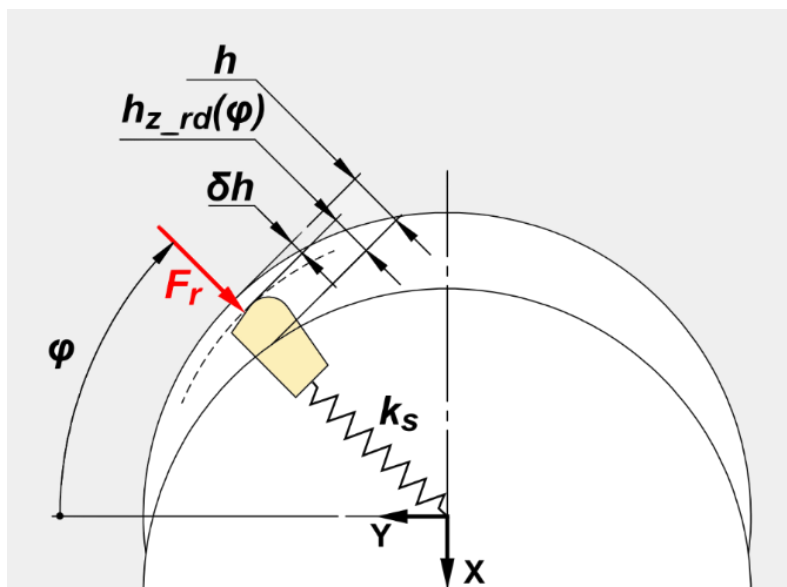
Bicie promieniowe może zostać geometrycznie zdefiniowane przez promień r_0 , określający odległość między osią wrzeciona obrabiarki O a osią narzędzia O' w płaszczyźnie x - y oraz przez kąt fazowy bicia φ_b . Uwzględniając zależności geometryczne przedstawione na rysunku 6.6.a dla każdego z dwóch ostrzy frezu, wyznaczyć można ich promienie obrotu [195]:

$$\begin{cases} R_1 = \sqrt{R^2 + r_0^2 - 2Rr_0 \cos(\pi - \varphi_b)} \\ R_2 = \sqrt{R^2 + r_0^2 - 2Rr_0 \cos \varphi_b} \end{cases} \quad (6.13)$$

Oznacza to, że zjawisko bicia promieniowego będzie wpływać na trajektorię wszystkich ostrzy, które w efekcie będą usuwać różną objętość materiału, co graficznie przedstawiono na rys. 6.6.b. Jeżeli wartość bicia r_0 jest mniejsza niż wartość posuwu f_z (przypadek A) to obserwuje się, że zmianie ulega grubość $h_z(\varphi)$ usuwana przez kolejne ostrza oraz zakres kąta pracy ostrzy (φ_{we} , φ_{wy}). Dodatkowo oba ostrza oddziałują z poprzednią trajektorią ostrza 1 (czarna linia).

W przypadku gdy $f_z < r_0$ (przypadek B rys. 6.6.b), drugie ostrze w ogóle nie skrawa materiału a jedynie pierwsze ostrze oddziałuje ze swoją własną trajektorią odwzorowywaną co pełen obrót narzędzia. W efekcie może przełożyć się to na nierównomierne zużycie ostrzy w narzędziu [140, 196]. Oddziaływanie z poprzednimi trajektoriami ostrzy ma duże znaczenie w mikrofrezowaniu, ponieważ w początkowej fazie zagłębiania się poszczególnego z ostrzy ($h_z(\varphi) < h_{min}$), materiał nie jest usuwany a jedynie odkształcany sprężysto-plastycznie co oznacza, że zostanie pozostawiony dla kolejnych przejść narzędzia. W efekcie oddziaływania bieżącej trajektorii ostrza z poprzednimi, nierównomiernie ukształtowanymi przez zjawisko bicia, chwilowa grubość warstwy skrawanej nie będzie przyrastać sinusoidalnie. Dodatkowo nierównomierność rozkładu grubości warstwy skrawanej w kolejnych przejściach ostrzy wpłynie na zmienność obciążenia rejestrowaną w składowych siły całkowitej.

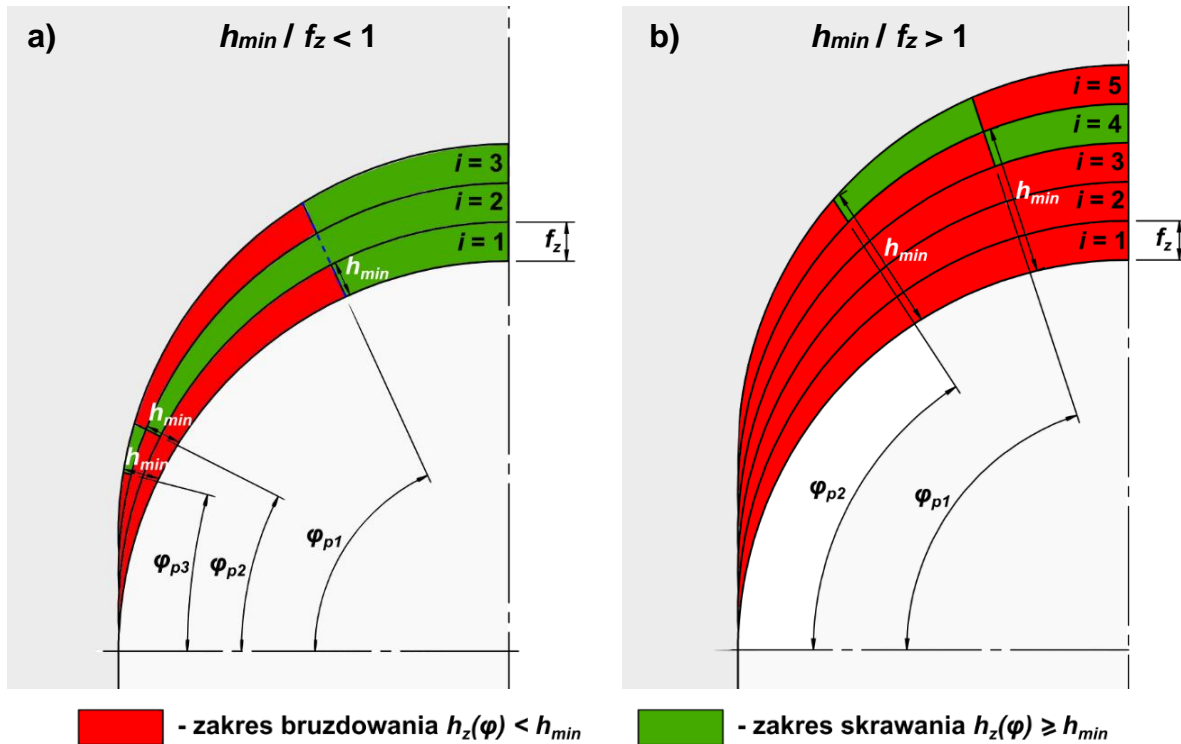
Kolejnym ważnym czynnikiem warunkującym rzeczywiste wartości parametrów geometrycznych warstwy skrawanej podczas mikrofrezowania jest ugięcie narzędzia pod wpływem działających sił. Monolityczny mikrofrez może być rozpatrywany jako sprężysta belka o określonej sztywności statycznej k_s , która jest sztywnie utwierdzona w oprawce narzędziowej [216]. Składowa siły promieniowej F_r działająca na ostrze skrawające doprowadzi do wystąpienia ugięcia narzędzia δh w kierunku promieniowym, co w następstwie wpłynie na redukcję chwilowej grubości warstwy skrawanej do wielkości $h_{z_rd}(\varphi)$ (rys. 6.7).



Rys. 6.7. Wpływ statycznego ugięcia narzędzia na efektywną grubość warstwy skrawanej [197]

Ostatecznie, w celu miarodajnej predykcji chwilowych wartości składowych siły całkowitej podczas mikrofrezowania, uwzględniono zjawisko akumulacji grubości warstwy skrawanej opisanie w pracy [196]. Zjawisko akumulacji nieskrawanego materiału w procesie mikrofrezowania wywołane jest zmienną grubością warstwy $h_z(\varphi)$ w funkcji obrotu narzędzia, która w wybranych przedziałach kąta φ jest zbyt mała by zainicjować skrawanie. Materiał dla przedziałów $h_z(\varphi) < h_{min}$ pod naporem ostrza jest bruzdowany ze zmienną intensywnością,

odkształcany sprężysto-plastycznie, lecz nie jest usunięty. Oznacza to, że niezskrawany materiał w i -tym przejściu ostrza będzie indukował wzrost chwilowej grubości warstwy skrawanej w kolejnym ($i + 1$) przejściu ostrza. Zjawisko akumulacji grubości warstwy skrawanej przedstawiono graficznie na rysunku 6.8, gdzie dla każdego rozpatrywanego przejścia ostrza warstwa skrawana została podzielona na zielony i czerwony przedział, które odpowiadają kolejno warunkom występowania skrawania ($h_z(\varphi) \geq h_{min}$) oraz bruzdowania ($h_z(\varphi) < h_{min}$). Dla przedstawionego przykładu na rysunku 6.8.a różna objętość materiału zostanie usunięta w każdym z trzech rozpatrywanych przejść, gdzie φ_{pi} oznacza kąt inicjacji skrawania dla i -tego przejścia. Oznacza to, że bruzdowany materiał dla zakresu $\varphi < \varphi_{p1}$ z pierwszego przejścia zostanie usunięty dla danego położenia kąтового φ dopiero, gdy w kolejnych przejściach grubość niezskrawanego materiału zsumowana z nominalną grubością warstwy skrawanej z bieżącego przejścia osiągnie wartość $h_z(\varphi) \geq h_{min}$.



Rys. 6.8. Schemat ideowy efektu akumulacji warstwy skrawanej podczas mikrofrezowania dla przypadku $h_{min}/f_z < 1$ (a) oraz $h_{min}/f_z > 1$ (b). Na podstawie [196].

Dla przykładu na rysunku 6.8.a spełnienie tej zależności następuje w drugim przejściu ostrza dla φ_{p2} oraz w trzecim przejściu dla φ_{p3} . Intensywność zjawiska akumulacji zależy od warunków obróbki, zwłaszcza od ilorazu h_{min}/f_z , gdzie dla $h_{min}/f_z < 1$ (rys. 6.8.a) część materiału będzie każdorazowo usuwana w kolejnych przejściach. Jednak w warunkach obróbki gdy $h_{min}/f_z > 1$ (rys. 6.8.b), przyjęty posuw na ostrze będzie mniejszy niż graniczna wartość inicjacji skrawania h_{min} , co implikuje, że materiał nie będzie usuwany w każdym z przejść, a w efekcie akumulacji rzeczywista grubość warstwy skrawanej w kolejnych przejściach może być kilkukrotnie wyższa niż nominalna

wartość grubości warstwy skrawanej. Liczbę przejść potrzebnych do zainicjowania skrawania dla danych warunków obróbki można oszacować na podstawie ilorazu h_{min}/f_z .

Przedstawione rozważania mechanizmu akumulacji grubości warstwy skrawanej dotyczą warunków obróbki przy założeniu idealnych trajektorii ostrzy. Jednak uwzględniając zjawisko bicia promieniowego oraz statycznego ugięcia narzędzia, dodatkowo komplikuje się możliwość zaadaptowania mechanizmu akumulacji do modelu nominalnej grubości warstwy skrawanej w sposób czysto analityczny. W związku z tym w niniejszej rozprawie zaadaptowano numeryczno-analityczną procedurę obliczeniową na bazie pracy [197], w celu oszacowania efektywnej grubości warstwy skrawanej, $h_{ze}(\varphi)$ uwzględniającą efekt akumulacji, oraz wpływ przemieszczenia części roboczej narzędzia w wyniku bicia promieniowego oraz ugięcia statycznego. W zaimplementowanym algorytmie modelu, opisanym szczegółowo w pracy [197], w i -tym przejściu ostrza w pierwszej kolejności numerycznie rozwiązywane jest równanie równowagi brzdowania względem niewiadomej $h_{ze}^i(\varphi)$:

$$k_{rp} A_p(\varphi) a_p = k_s \left((k+1) \cdot h_z(\varphi) + r_0 \cos(\varphi_b - i\pi) - h_{ze}^i(\varphi) \right) \quad (6.14)$$

gdzie k to liczba warstw niezeskrawanych, wyznaczana za pomocą licznika zaimplementowanego w modelu (rys. 6.4). Oszacowana wartość $h_{ze}^i(\varphi)$ jest następnie porównywana z parametrem h_{min} . Jeżeli $h_{ze}^i(\varphi) < h_{min}$ oraz a oszacowana wartość $h_{ze}^i(\varphi)$ spełnia warunek równowagi sił (6.14) to rozwiązanie zostaje przyjęte jako rzeczywista chwilowa efektywna grubość warstwy skrawanej. W przeciwnym wypadku, gdy $h_{ze}^i(\varphi) \geq h_{min}$ to rozwiązanie zostaje odrzucone i efektywna grubość zostanie wyznaczona numerycznie względem równania równowagi statycznej dla zakresu skrawania przy pomocy zależności:

$$c_{rc} h_{ze}^i(\varphi)^{1-m_{rc}} a_p = k_s \left((k+1) \cdot h_z(\varphi) + r_0 \cos(\varphi_b - i\pi) - h_{ze}^i(\varphi) \right) \quad (6.15)$$

Wartości współczynników proporcjonalności brzdowania i skrawania dla układów równań (6.8) i (6.9) w rozprawie zostały oszacowane na podstawie składowej stycznej (F_m) oraz promieniowej (F_r) wyznaczonych z serii symulacji modelem CEL (model MES przedstawiony w podrozdziale 5.3) przeprowadzonych dla grubości warstwy skrawanej w zakresie $h = 0,2 \div 6 \mu\text{m}$. Wartości współczynników proporcjonalności wyznacza się z zależności siłowo-geometrycznych, osobno rozpatrując warunki każdej z symulacji:

$$\begin{cases} k_{rp} = \frac{F_m}{A_p a_p} \\ k_{rc} = \frac{F_m}{A_p a_p} \end{cases} \quad (6.16)$$

$$\begin{cases} k_{tc} = \frac{F_m}{h a_p} \\ k_{rc} = \frac{F_m}{h a_p} \end{cases} \quad (6.17)$$

Wyznaczywszy wartości współczynników proporcjonalności dla badanego zakresu h z symulacji CEL, do ich zamodelowania względem efektywnej grubości warstwy skrawanej $h_{ze}(\varphi)$ zostały zastosowane modele regresji w postaci funkcji potęgowych, osobno dla zakresu bruzdowania i skrawania w postaci układów równań:

$$\begin{cases} k_{tp} = c_{tp} h_{ze}(\varphi)^{-m_{tp}} \\ k_{rp} = c_{rp} h_{ze}(\varphi)^{-m_{rp}} \end{cases} \quad (6.18)$$

$$\begin{cases} k_{tc} = c_{tc} h_{ze}(\varphi)^{-m_{tc}} \\ k_{rc} = c_{rc} h_{ze}(\varphi)^{-m_{rc}} \end{cases} \quad (6.19)$$

gdzie:

$c_{tp}, c_{rp}, c_{tc}, c_{rc}$ – stałe współczynników proporcjonalności wyznaczone na bazie modelu CEL,
 $m_{tp}, m_{rp}, m_{tc}, m_{rc}$ – wykładniki potęgowe współczynników proporcjonalności wyznaczone na bazie modelu CEL.

Uwzględniając skorygowany model $h_{ze}(\varphi)$ składowe siły całkowitej w układzie narzędzia w modelu numeryczno-analitycznym mogą zostać wyznaczone na podstawie układów równań:

$$\begin{cases} F_t^i = k_{tp} A_p(\varphi) a_p \\ F_r^i = k_{rp} A_p(\varphi) a_p \end{cases} \quad \text{dla} \quad h_{ze}^i(\varphi) \leq h_{\min} \quad (6.20)$$

$$\begin{cases} F_t^i = c_{tp} h_{ze}^i(\varphi)^{1-m_{tp}} a_p \\ F_r^i = c_{rp} h_{ze}^i(\varphi)^{1-m_{rp}} a_p \end{cases} \quad \text{dla} \quad h_{ze}^i(\varphi) > h_{\min} \quad (6.21)$$

Po wyznaczeniu chwilowych wartości składowych siły całkowitej w układzie narzędzia (6.20÷6.21) model dokonuje transformacji sił do układu siłomierza na podstawie następujących zależności trygonometrycznych [8, 197]:

$$\begin{aligned} F_x &= -F_r \sin \varphi - F_t \cos \varphi \\ F_y &= F_r \cos \varphi - F_t \sin \varphi \end{aligned} \quad (6.22)$$

7. WYNIKI I ANALIZA BADAŃ

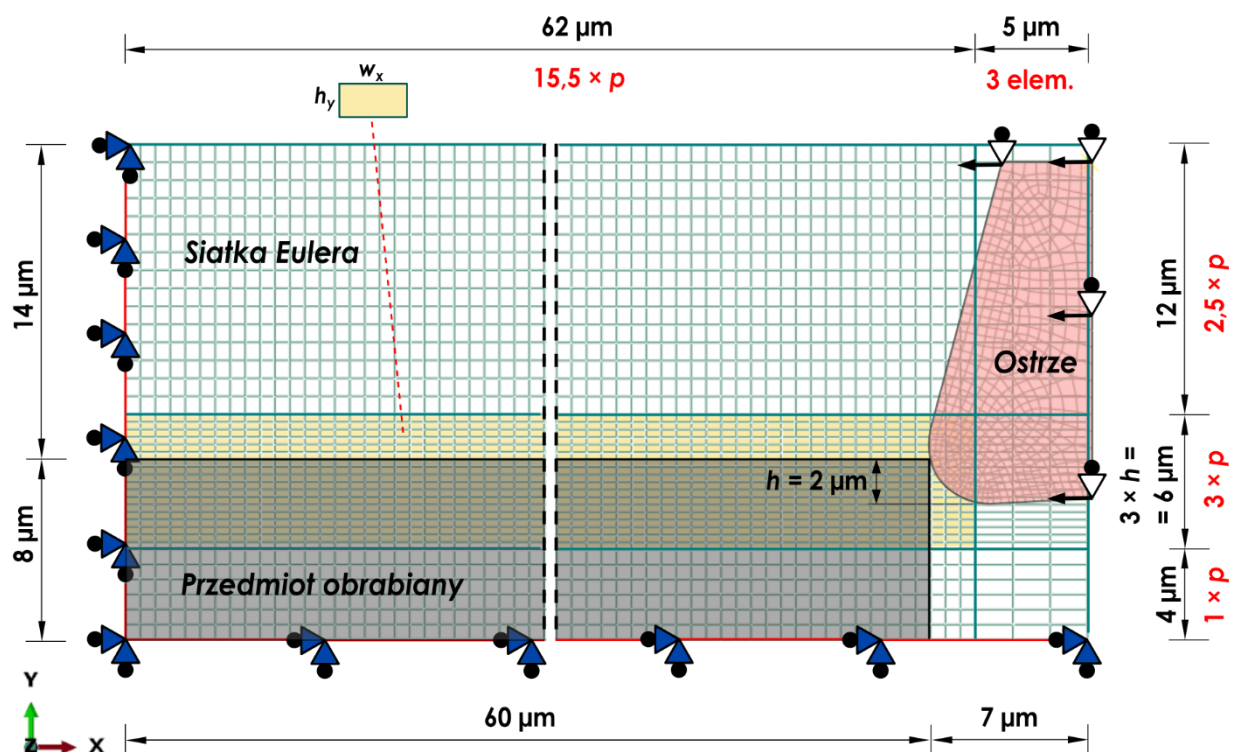
7.1. Badania wstępne

7.1.1. Wpływ gęstości siatki na zbieżność wyników i czasochłonność analizy w modelu CEL

Seria badań zasadniczych została poprzedzona analizą wpływu gęstości siatki Eulera na zbieżność wyników i czasochłonność symulacji modelem testowym CEL. MES jako metoda numeryczna dostarcza przybliżone rozwiązanie zagadnienia opisanego zbiorem równań różniczkowych cząstkowych, jednak dokładność rozwiązania zmieniać się będzie wraz z liczbą stopni swobody modelu [81]. Dokładność rozwiązania w MES jest zatem zależna od przyjętej dyskretyzacji siatki, w tym jej gęstości, a poszukiwane rozwiązanie będzie asymptotycznie zmierzać do „idealnej” (możliwej do numerycznego wyznaczenia dla przyjętych założeń modelu) wartości wraz ze stopniem zagęszczenia siatki. Oznacza to, przy pewnym stopniu zagęszczenia siatki osiąga się zbieżność rozwiązania, czyli uniezależnienie wyniku symulacji od gęstości siatki. Analiza zbieżności pozwala ocenić czy rozwiązanie numeryczne jest satysfakcjonujące, nawet jeżeli dokładne rozwiązanie analityczne zagadnienia nie jest znane. Zatem dobrze przyjętą praktyką jest ocena modelu polegająca na analizie zbieżności rozwiązania w funkcji gęstości siatki, aby ocenić czy założenia dotyczące wielkości elementów wewnątrz modelu są dobrane właściwie oraz aby określić względny błąd oszacowania modelu.

Przeprowadzona w pracy analiza miała na celu dokonanie racjonalizacji gęstości siatki modelu pozwalającej otrzymać adekwatnie zbieżne wartości składowych siły całkowitej oraz naprężenia zastępczego Misesa przy możliwie najmniejszym koszcie obliczeniowym. Schemat modelu testowego przedstawiono na rysunku 7.1, który stanowi uproszoną konfigurację modelu CEL dla przejścia dwóch ostrzy opisanego w podrozdziale 5.3. Model testowy uwzględnia przejście tylko jednego ostrza ($r_n = 2,71 \mu\text{m}$), przy stałej grubości warstwy skrawanej $h = 2 \mu\text{m}$ dla drogi skrawania $50 \mu\text{m}$ ($25 \times h$), stąd możliwe było wprowadzenie pewnych uproszeń w definicji jego zagadnienia, odnoszących się głównie do wielkości czy podziału strefowego siatki Eulera oraz gabarytu przedmiotu obrabianego. W modelu testowym przyjęto identyczne założenia dotyczące warunków brzegowych, definicji kontaktu, stałych materiałowych, grubości elementów ($a_p = 1 \mu\text{m}$), rodzajów elementów, typu analizy czy warunków cieplnych, jak przedstawiono w podrozdziale 5.3. Podstawową zmienną w analizowanej serii symulacji był parametr p , określający podziałkę główną dzielącą model na zadaną liczbę elementów w danym wierszu (kierunek X) oraz kolumnie (kierunek Y) w każdej ze stref siatki Eulera, zgodnie z adnotacjami przedstawionymi kolorem czerwonym na rysunku 7.1. Główną strefę zagęszczenia siatki zaznaczono na rysunku żółtym kolorem, która zawiera grubość warstwy skrawanej h , obszar $1 \times h$ ponad powierzchnię nieobrobioną oraz $1 \times h$ poniżej warstwy skrawanej. Obszar ten stanowi najbardziej interesujący wycinek strefy skrawania w którym następuje formowanie płaszczyzny poślizgu, rozdział kierunków płynięcia materiału, interakcja uplastycznionego materiału z ostrzem, odrywanie się wióra z efektywnej powierzchni natarcia oraz formowanie powierzchni obrobionej. Dlatego, istotne jest w tym przypadku stosowne zagęszczenie siatki Eulera zapewniającej dokładniejszy rozkład zmiennych. W strefie głównego obszaru zagęszczenia przyjęto liczbę

p wierszy elementów na grubość h , zmieniając wartość parametru p w zakresie 4÷16 w serii symulacji testowych zgodnie z tabelą 7.1. W żółtej strefie podczas badań utrzymano stosunek długości boków elementów h_y/w_x na poziomie 1/2, co podyktowane zostało względnie długą drogą skrawania stosowaną w symulacjach i wynikającą z niej koniecznością redukcji liczby stopni swobody modelu. W pozostałych częściach modelu o mniejszej istotności, tj. przestrzeń zwijania wióra, rdzeń materiału obrabianego czy przestrzeń obejmująca pozycję początkową ostrza, zastosowano podział siatki o mniejszej gęstości zgodnie z wytycznymi z rysunku 7.1. Wymiary długości boków elementów w strefie głównego zagęszczenia oraz całkowitą liczbę elementów w siatce Eulera dla danej symulacji przy określonym parametrze p przedstawiono w tabeli 7.1. Wyniki przeprowadzonych symulacji przy zmiennym parametrze p pozwolą określić przy jakiej gęstości siatki obserwuje się zbieżność wyników przy możliwie niskim nakładzie obliczeniowym. Stosowny parametr p zostanie przyjęty dla serii badań zasadniczych, gdzie analizie zostaną poddane konsekwentne przejścia ostrzy dla zmiennych wartości h oraz r_n . Konfiguracja modelu konsekwentnych przejść ostrzy (rys. 5.4 podrozdział 5.3) wymaga zwiększenia wymiarów przedmiotu obrabianego oraz przestrzeni siatki Eulera co przełoży się bezpośrednio na zwiększenie całkowitej liczby elementów w modelu. Stąd minimalizacja kosztu obliczeniowego ma zasadnicze znaczenie dla prowadzenia badań.

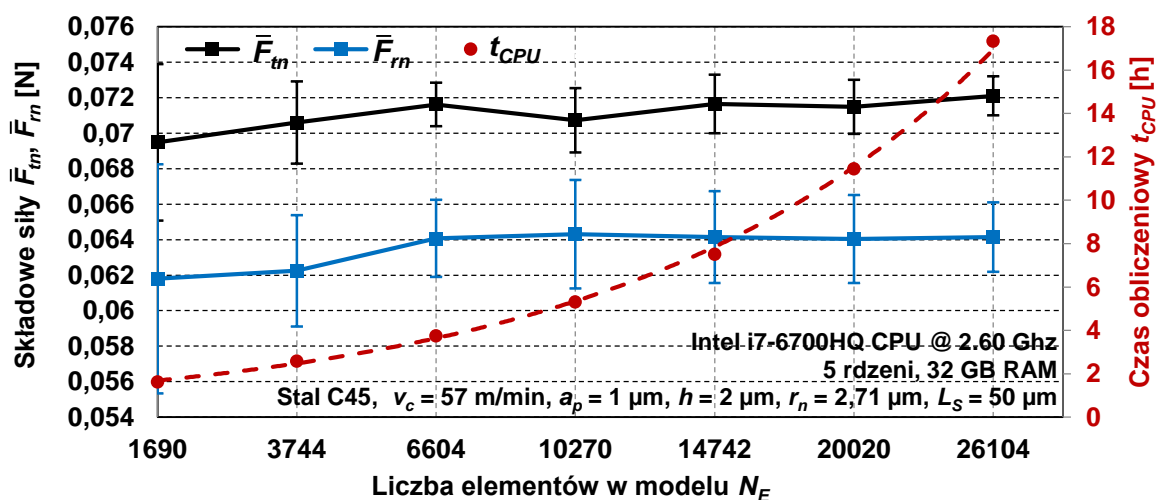


Rys. 7.1. Warunki brzegowe i parametryczny podział siatki dla modelu testowego CEL mikroskrawania ortogonalnego z jednym przejściem ostrza

Tabela. 7.1. Zastosowana podziałka główna, wymiary oraz całkowita liczba elementów w modelu.

Podziałka główna p	Wymiary elementów w strefie zagęszczenia		Całkowita liczba elementów N_E
	h_y [μm]	w_x [μm]	
4	0,500	1,000	1690
6	0,333	0,667	3744
8	0,250	0,500	6604
10	0,200	0,400	10270
12	0,167	0,333	14742
14	0,143	0,286	20020
16	0,125	0,250	26104

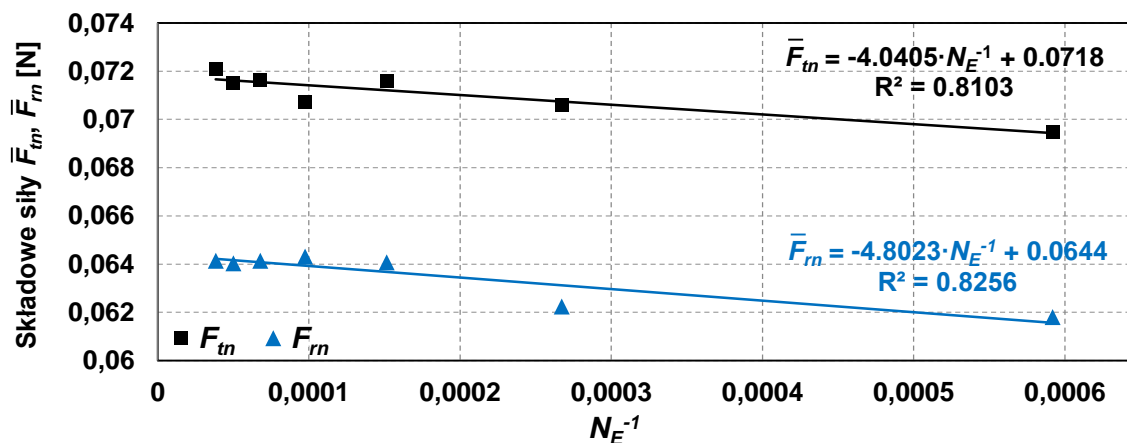
Na rysunku 7.2 przedstawiono wpływ liczby elementów N_E siatki Eulera w modelu testowym CEL na średnie wartości składowych siły całkowitej: \bar{F}_{tm} (styczna) i \bar{F}_{rm} (promieniowa), oraz na całkowity czas obliczeniowy t_{CPU} potrzebny do ukończenia symulacji dla drogi skrawania równej 50 μm . Wartości średnie siły zostały wyznaczone na podstawie czasowego przebiegu zmiennych $RF1$ i $RF2$ (siły reakcji ostrza w kierunkach ortogonalnych w programie Abaqus) dla przedziału drogi skrawania od 10 do 50 μm . Więcej o procedurze uśredniania sił przedstawiono w podrozdziale 7.2.1. Słupki błędów dla punktów składowych siły całkowitej przedstawiają odchylenie standardowe z zarejestrowanego sygnału. W przypadku obu składowych obserwuje się początkowo przyrost wartości siły w funkcji N_E , jednak powyżej 6604 elementów ($p = 8$) monotoniczny przyrost sił ustaje i składowe oscylują wokół średniej wartości $\bar{F}_{tm,p \geq 8} = 0,0715$ N oraz $\bar{F}_{rm,p \geq 8} = 0,0641$ N. Zatem na podstawie przebiegu obydwu składowych można stwierdzić wystąpienie zbieżności ich wartości dla $N_E \geq 6604$ ($p \geq 8$). Jednakże, można zaobserwować lokalne zaburzenie trendu dla składowej F_{tm} przy $N_E = 10270$ ($p = 10$).



Rys. 7.2. Wpływ liczby elementów w modelu CEL mikroskrawania ortogonalnego na składowe siły całkowitej oraz czas obliczeniowy

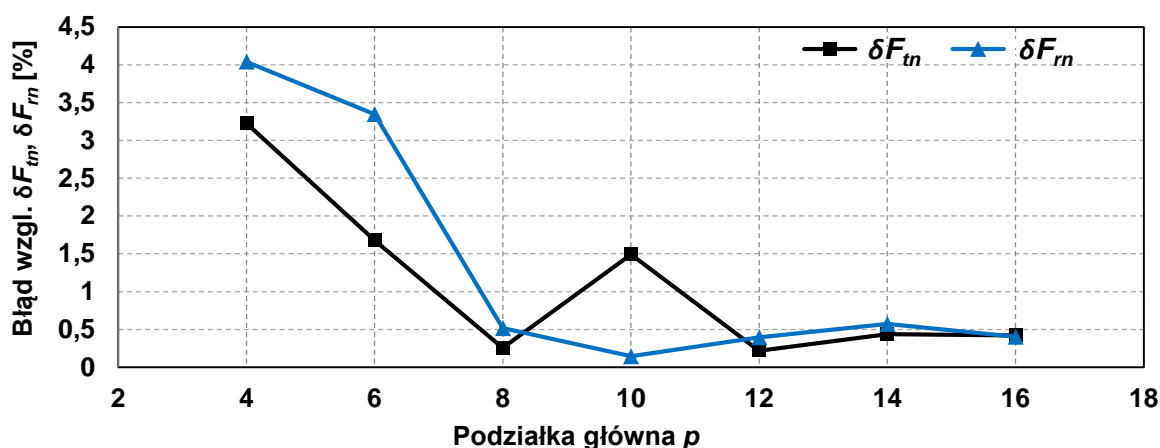
Wielkość odchylenia standardowego składowych siły całkowitej różni się znacząco dla skrajnych gęstości siatek. Dla siatki $N_E = 1690$ ($p = 4$) odchylenie standardowe wynosi: $S_{\bar{F}_{tm}} = \pm 0,0044$ N oraz $S_{\bar{F}_{rn}} = \pm 0,0065$ N. Natomiast dla przypadku najdrobniejszej siatki $N_E = 26104$ ($p = 16$) jest ono wielokrotnie mniejsze i przyjmuje wartości: $S_{\bar{F}_{tm}} = \pm 0,0011$ N oraz $S_{\bar{F}_{rn}} = \pm 0,002$ N. Wskazuje to na większe perturbacje zarejestrowanego sygnału sił występujące przy zastosowaniu rzadszej siatki, co oznacza, że wewnątrz pojedynczego elementu następuje uśrednienie zjawisk fizycznych z większego obszaru strefy skrawania, jednocześnie przekładając się na większy wpływ zmiennej losowej. Wartość odchylenia standardowego w zakresie zbieżności $6604 \geq N_E \geq 26104$ ($8 \geq p \geq 16$) oscyluje bez wyraźnego trendu wokół wartości średnich $S_{\bar{F}_{tm}} = \pm 0,0015$ N oraz $S_{\bar{F}_{rn}} = \pm 0,0024$ N. Wykres z rysunku 7.2 przedstawia równocześnie całkowity czas obliczeniowy $t_{CPU} = f(N_E)$, gdzie obserwuje się jego wzrost w tempie wykładniczym. W przypadku skrajnych konfiguracji siatki, czas analizy wzrasta ponad 10 krotnie, z 1,6 h dla $p = 4$ do 17,4 h dla $p = 16$. Najbardziej korzystnym przypadkiem jest konfiguracja siatki zbudowana z 6604 elementów ($p = 8$), gdzie otrzymuje się dostatecznie zbieżne wartości sił w czasie obliczeniowym wynoszącym 3,7 h.

W celu oszacowania błędu numerycznego wynikającego ze stopnia gęstości siatki zaleca się wyznaczenie wartości wzorcowej analizowanej zmiennej dla modelu o nieskończonej liczbie elementów [81]. Skuteczną metodą przybliżonego wyznaczenia wartości wzorcowych jest przedstawienie wartości zmiennej w funkcji odwrotnej liczby elementów N_E^{-1} . W ten sposób układ danych, który w postaci $y = f(N_E)$ dążył asymptotycznie do wartości wzorcowej, można zamodelować za pomocą modelu regresji liniowej $y = A \cdot N_E^{-1} + b$. Wartość składnika b równania regresji liniowej będzie poszukiwaną wartością wzorcową zmiennej, której linia modelu przecina oś rzędnych ($N_E^{-1} = 0$), gdzie liczba elementów w modelu jest teoretycznie nieskończona. W ten sposób składowe siły całkowitej w funkcji odwrotnej liczby elementów N_E^{-1} przedstawiono na rysunku 7.3 w celu oszacowania wartości wzorcowej sił w obydwu kierunkach ortogonalnych. Obydwie składowe zamodelowano przy pomocy modeli regresji liniowych co pozwoliło wyznaczyć wartości wzorcowe wynoszące $F_{tm_wz} = 0,0718$ N oraz $F_{rn_wz} = 0,0644$ N.



Rys. 7.3. Średnie składowe siły całkowitej w funkcji N_E^{-1}

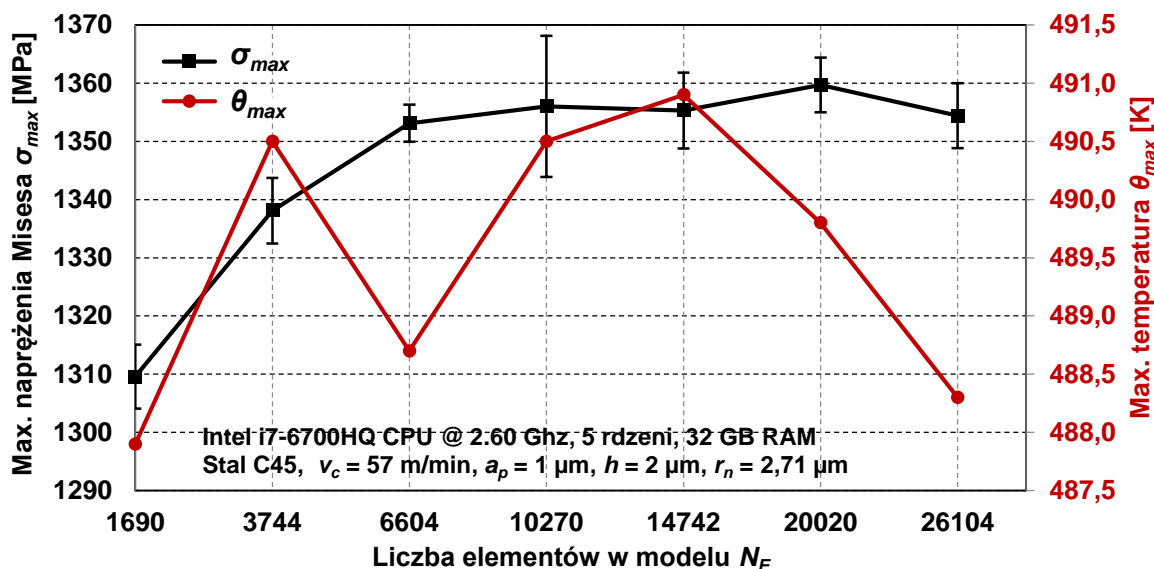
Jednak należy zaznaczyć, że otrzymane wartości wzorcowe są wyższe niż średnie siły dla przedziału zbieżności ($\bar{F}_{m_{p \geq 8}} = 0,0715$ N oraz $\bar{F}_{r_{p \geq 8}} = 0,0641$ N) a kwadraty współczynników korelacji R^2 dla obydwu składowych są stosunkowo niskie, wskazując na umiarkowane dopasowanie modelu. Przyczyny umiarkowanej jakości dopasowania można upatrywać w osiągniętej przez model sił zbieżności dla $N_E \geq 6604$ ($p \geq 8$) z rysunku 7.2, gdzie wartości sił w tym przedziale uległy stabilizacji i nie przejawiały dalszego wzrostu wraz ze stopniem zagęszczania siatki. Jednakże przyjmując wartości wzorcowe za prawidłowe, możliwe jest wyznaczenie względnego błędu sił wynikającego ze stopnia zagęszczenia siatki, który względem podziałki głównej p przestawiono na rysunku 7.4. Maksymalny błąd względny dla obydwu składowych zarejestrowano dla modelu z siatką o najmniejszej gęstości ($p = 4$), którego wartości wynoszą $\delta F_{tn} = 3,22\%$ oraz $\delta F_{rn} = 4,04\%$. Dla zakresu $p \geq 8$ błąd względny przyjmuje średnie wartości na poziomie $\delta F_{tn} = 0,56\%$ oraz $\delta F_{rn} = 0,41\%$, potwierdzając jednocześnie wystąpienie zbieżności dla tego przedziału.



Rys. 7.4. Wpływ gęstości siatki na błąd względny oszacowania wartości składowych siły całkowitej modelem CEL

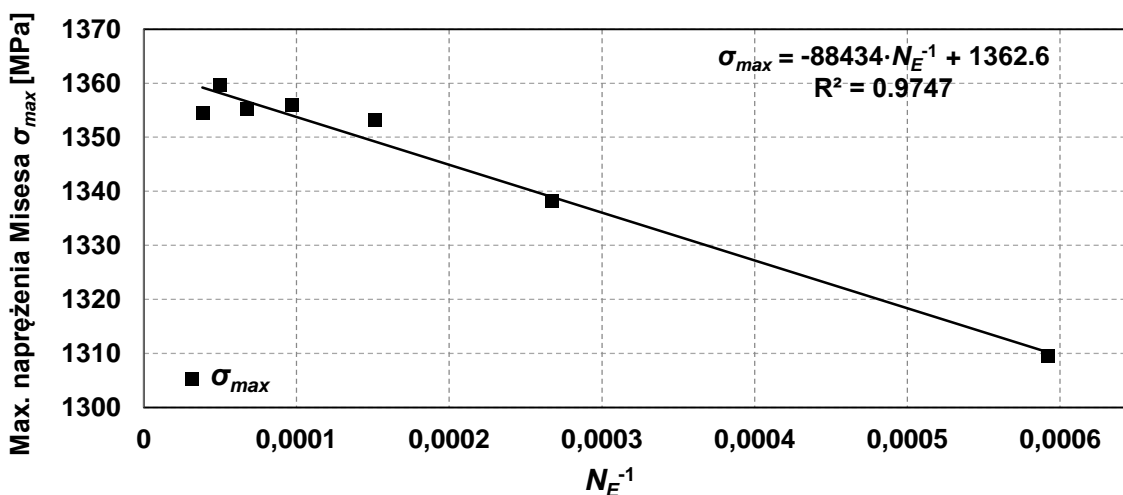
Na rysunku 7.5 przedstawiono wpływ liczby elementów N_E w modelu na maksymalne wartości naprężenia zastępczego Misesa oraz temperatury w strefie skrawania. Ze względu na występujące w czasie symulacji wahania o charakterze losowym, jako wartości naprężeń σ_{max} przyjęto średnią wartość wyznaczoną na podstawie 10 pomiarów dla drogi $18 \div 20$ μm , gdzie słupki błędów przedstawiają odchylenie standardowe z próby. W przypadku temperatury θ_{max} obserwuje się stały monotoniczny przyrost temperatury w funkcji drogi skrawania, stąd do analizy przyjęto pojedyncze wartości próbkowane dla referencyjnej drogi $L_S = 20$ μm . Podobnie jak w przypadku analizy składowych siły całkowitej, wartość naprężeń początkowo wzrasta w funkcji N_E , jednak powyżej 6604 elementów ($p = 8$) monotoniczny przyrost naprężeń ustaje. Na przestrzeni badanego zakresu N_E naprężenia przyjmują minimalną wartość 1310 MPa dla $N_E = 1690$ oraz maksymalną wartość 1360 MPa dla $N_E = 20020$, natomiast w zakresie zbieżności $N_E \geq 6604$ ($p \geq 8$) naprężenia oscylują względem średniej wartości $\sigma_{max_sr_{p \geq 8}} = 1356$ MPa. Wartość odchylenia standardowego dla całego badanego zakresu zmienia się bez jednoznacznego trendu i jego średnia wartość wynosi

$S_{\sigma_{max}} = \pm 6,17$ MPa. Przebieg temperatury maksymalnej θ_{max} w funkcji N_E nie pozwala stwierdzić występowania zbieżności dla tej zmiennej w symulacjach testowych, gdyż temperatura zmienia się w sposób losowy osiągając wartości od 487,9 K do 490,9 K, a wartość średnia dla całego zakresu wynosi $\theta_{max_sr} = 489,5$ K. Jednak względne różnice wartości temperatury są dostatecznie małe i nie będą mieć zasadniczego wpływu na przebieg procesu mikroskrawania.



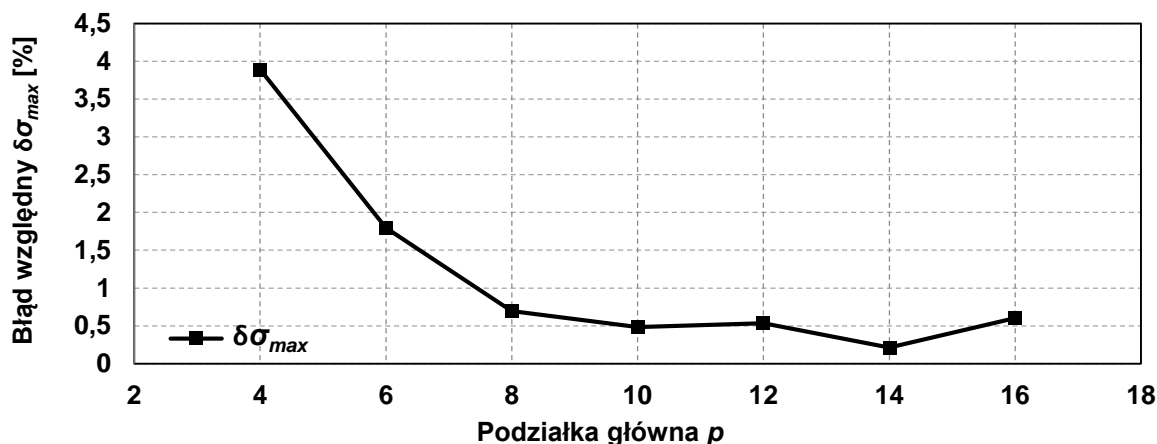
Rys. 7.5. Wpływ liczby elementów w modelu CEL mikroskrawania ortogonalnego na maksymalne wartości naprężenia zastępczego Misesa i temperatury w strefie skrawania

W celu określenia wpływu gęstości siatki na błąd względny naprężeń, najpierw wyznaczono wartość wzorcową naprężeń na podstawie regresji linowej w funkcji odwrotnej liczby elementów N_E^{-1} (rys. 7.6). Na podstawie parametrów modelu szacuje się, że wartość wzorcową naprężenia zastępczego Misesa dla modelu o nieskończonej liczbie elementów wynosi $\sigma_{max_wz} = 1363$ MPa przy kwadracie współczynnika korelacji równym $R^2 = 0,975$.



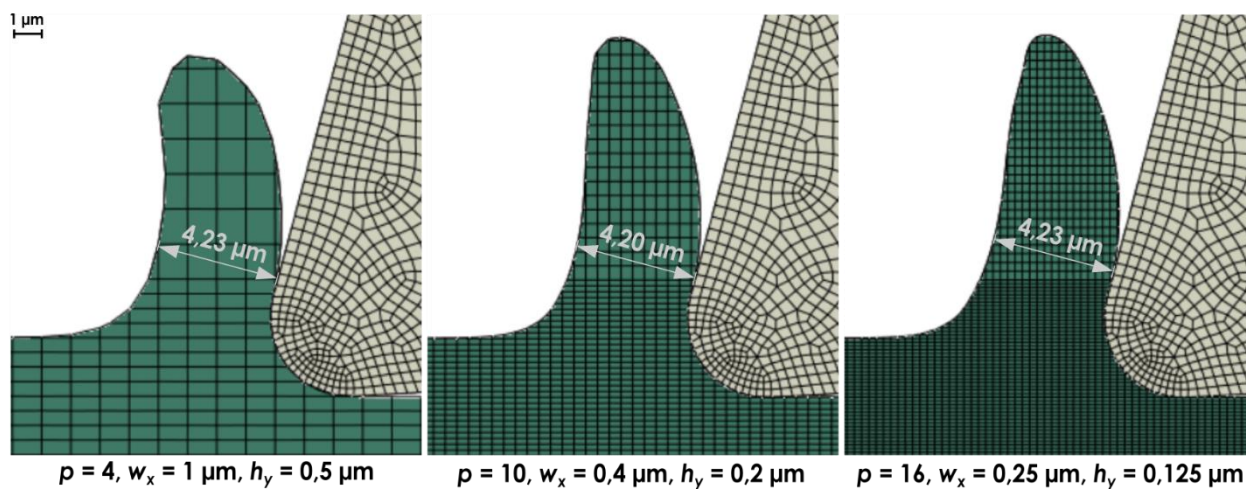
Rys. 7.6. Maksymalne naprężenie zastępcze Misesa w funkcji N_E^{-1}

Na podstawie wartości wzorcowej wyznaczono błąd względny naprężeń zastępczych względem stopnia zagęszczenia siatki wyrażony podziałką główną p (rys. 7.7). Maksymalny błąd względny odnotowano dla modelu z siatką o najmniejszej gęstości ($p = 4$), którego wartość wynosi $\delta\sigma_{max} = 3,89\%$. Dla zakresu zbieżności, tj. $p \geq 8$, błąd względny przyjmuje średnią wartości $\delta\sigma_{max} = 0,51\%$.



Rys. 7.7. Wpływ gęstości siatki na błąd względny oszacowania wartości maksymalnego naprężenia zastępczego Misesa modelem CEL

Kolejnym istotnym zagadnieniem w przypadku doboru stopnia zagęszczenia siatki jest dokładność geometrycznego odwzorowania modelowanego procesu, w tym przypadku kształtu formowanego mikrowióra. Gęstość nieruchomej siatki Eulera w modelu CEL wpływa nie tylko na rozdzielczość wyników rozkładu zmiennych ale również na kształt powierzchni swobodnych aproksymowanych za pomocą zmiennej EVF (podrozdział 5.3). Na rysunku 7.8 przedstawiono porównanie kształtu mikrowióra uzyskanego dla wybranych parametrów zagęszczenia siatki modelem testowym CEL ($h = 2 \mu\text{m}$, $r_n = 2,71 \mu\text{m}$) dla drogi skrawania $20 \mu\text{m}$.

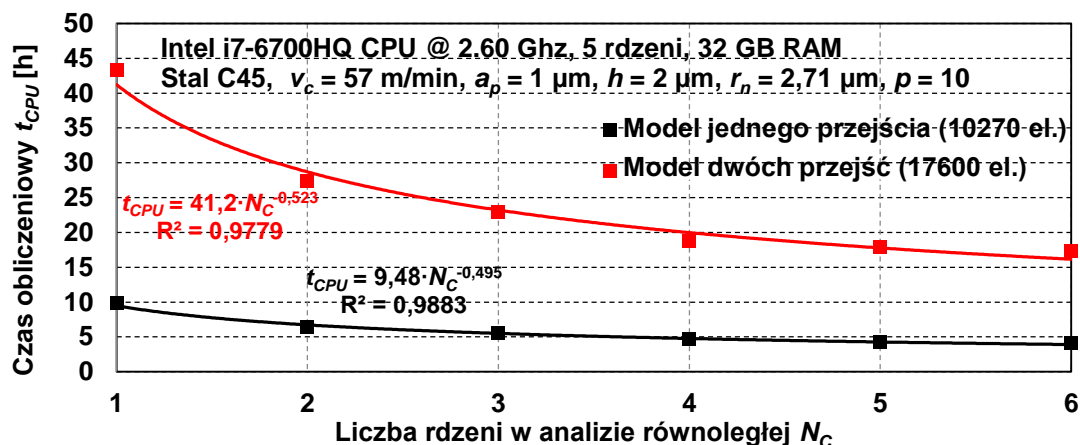


Rys. 7.8. Wpływ gęstości siatki w modelu CEL na dokładność odwzorowania mikrowióra

Zauważa się, że wraz ze zwiększeniem stopnia zagęszczenia siatki wierzchołek wióra staje się bardziej ostro zakończony a powierzchnia swobodna ma bardziej wygładzony zarys. Dla $p = 4$ obserwuje się mniejszą wysokość wióra w porównaniu do pozostałych przypadków. Dla całego zakresu podziałki głównej ($p = 4 \div 16$) metodą wykreślną (AutoCAD) zmierzono grubość wióra stycznie do miejsca jego separacji z efektywnej powierzchni natarcia. Grubość wióra h_c zawierała się w przedziale $4,20 \div 4,24 \mu\text{m}$ przyjmując wartości w sposób przypadkowy względem stopnia zagęszczenia siatki. Stąd mimo, iż zaobserwowano wpływ gęstości siatki na jakość odwzorowania wióra to nie odnotowano wpływu na jego grubość. Subiektywnie oceniając dokładność odwzorowania powierzchni swobodnych, symulacje z parametrem siatki $p \geq 6$ zapewniały zadawalającą precyzję zarysu kształtu formowanego wióra. Stąd, uwzględniając wyniki badań zbieżności składowych sił, naprężenia zastępczego, czasu obliczeniowego oraz dokładności odwzorowania, pozwoliły wybrać $p = 8$ elementów na grubość warstwy skrawanej jako minimalną wartość parametru opisującą siatkę w badaniach zasadniczych.

Zastosowanie modelu CEL w analizie procesu formowania wióra zostało przedstawione do tej pory w zaledwie kilku publikacjach [1, 53, 55, 120], gdzie wykazano, że czas obliczeniowy konieczny do ukończenia pojedynczej symulacji wynosi co najmniej kilkanaście godzin. Jednak w przedstawionych w literaturze modelach CEL, autorzy skorzystali z pełnego potencjału 3D (rys. 2.32 z przeglądu literatury) modelowania zagadnienia skrawania, gdzie domena Eulera została poddana dyskretyzacji w wiele rzędów elementów w kierunku głębokości skrawania a_p (kierunek Z na rys. 7.1) doprowadzając do zwiększenia liczby stopni swobody modelu. Tymczasem zaproponowany w pracy model (podrozdział 5.3) nakłada boczne ograniczenia na przepływ materiału w celu zredukowania zagadnienia do płaskiego stanu odkształceń, a domenę Eulera poddano dyskretyzacji na pojedynczy rząd elementów w kierunku głębokości skrawania a_p w celu ograniczenia całkowitej liczby elementów z intencją zmniejszenia nakładu obliczeniowego. Realizując obliczenia w pakiecie Abaqus użytkownik może zastosować równoległą analizę na wielu rdzeniach procesora jednostki obliczeniowej aby skrócić całkowity czas obliczeniowy. Na rysunku 7.9 zestawiono czas obliczeniowy dla modeli mikroskrawania z jednym i dwoma przejściami ostrzy w funkcji liczby rdzeni procesora przypisanych do analizy. W modelach została przyjęta identyczna podziałka główna $p = 10$, jednak ze względu na modelowaną liczbę przejść ostrzy różnią się one rozmiarem geometrii brył, całkowitą liczbą elementów wewnątrz siatki Eulera oraz długością symulacji (czas, droga skrawania). Stąd porównanie dwóch modeli ma jedynie charakter poznawczy. Zauważa się, że całkowity czas obliczeniowy maleje w funkcji liczby rdzeni, a do opisu zależności można zastosować model regresji potęgowej. Obliczenia przy użyciu jednego rdzenia procesora wymagają 9,8 h jego pracy dla modelu jednego przejścia oraz 43,3 h dla modelu z dwoma przejściami ostrzy. Zwiększenie liczby rdzeni do 6 w analizie równoległej skutkuje zmniejszeniem całkowitego czasu do 4 h oraz 17,3 h dla kolejno jednego i dwóch przejść ostrzy. Jednak zauważa się, że czas obliczeniowy dąży asymptotycznie do określonej wartości i zwiększanie zasobów obliczeniowych powyżej 4 rdzeni zdaje się nie przynosić wymiernych korzyści. Stąd w przypadku serii badań rozpatrującej duży zbiór podobnych symulacji może okazać się korzystniejsze wykonanie dwóch symulacji jednocześnie, przypisując do każdej z nich

zasoby trzech rdzeni, w celu osiągnięcia założonej dobowej wydajności obliczeniowej i jednocześnie skrócić całkowity czas potrzebny na przeprowadzenie wszystkich symulacji w serii.

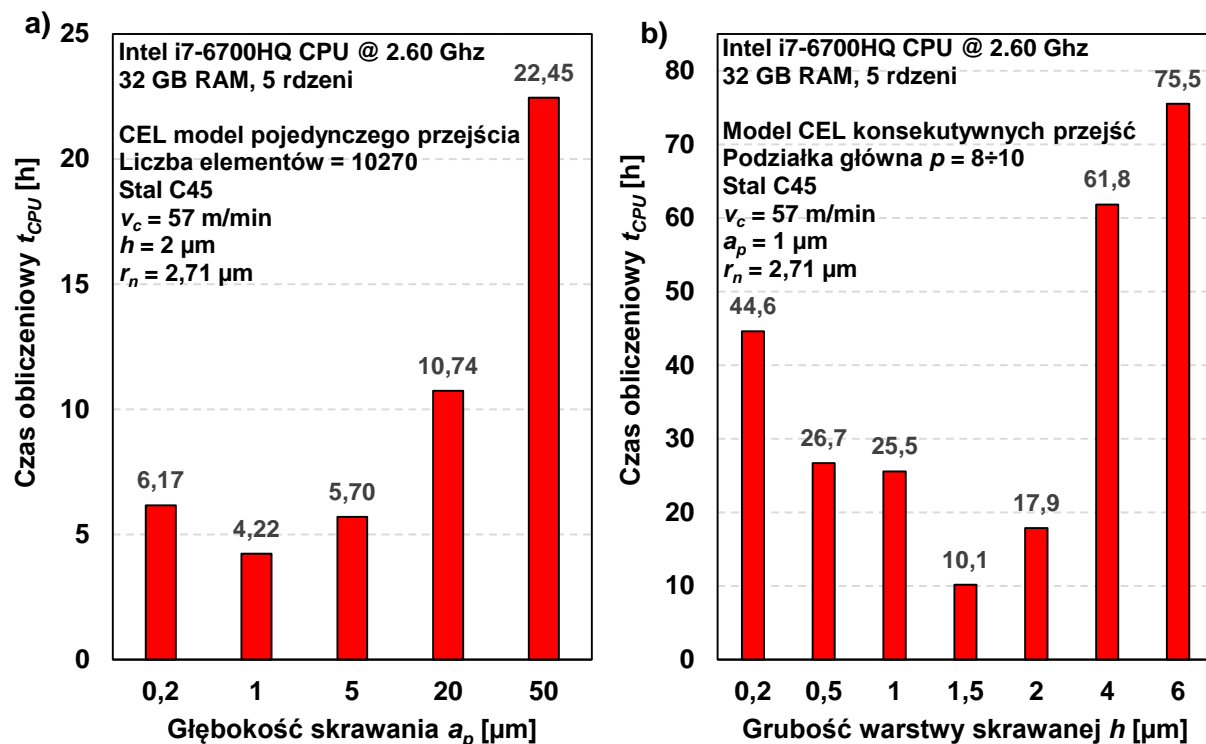


Rys. 7.9. Wpływ liczby rdzeni w analizie równoległej na czas obliczeniowy w symulacjach modelem CEL jednego i dwóch przejść ostrzy

Na rysunku 7.10.a przedstawiono wpływ przyjętej głębokości skrawania a_p na całkowity czas obliczeniowy wymagany do ukończenia symulacji procesu mikroskrawania jednym ostrzem dla odcinka drogi równej $L_s = 50 \mu\text{m}$ przy grubości $h = 2 \mu\text{m}$ i jednakowej liczbie elementów. Na podstawie wykresu można zauważyć, że jeżeli przyjęty jest podział na pojedynczy rząd elementów w kierunku osi Z, to czas obliczeniowy rośnie wraz z szerokością elementów. Wzrost całkowitego czasu obliczeniowego związany jest z rosnącym stosunkiem długości krawędzi elementów obejmujących całą domenę Eulera, co przekłada się obniżenie stabilności modelu, gdzie skróceniu ulega dopuszczalny krok czasowy skutkując zwiększeniem nakładów obliczeniowych. W badanym zakresie a_p można odnaleźć lokalne minimum czasu obliczeniowego, które przypada dla $a_p = 1 \mu\text{m}$, gdzie całkowity czas obliczeniowy wynosił 4,22 godziny. W przypadku płaskiego stanu odkształceń dla modeli ortogonalnych skrawania, wybór parametru głębokości skrawania a_p nie ma wpływu na rozkład podstawowych zmiennych (naprężenia, odkształcenia, temperatura) a wyznaczone składowe siły całkowitej są proporcjonalne do przyjętego parametru a_p . Oznacza to, że dla przeprowadzenia analizy rozkładu zmiennych w procesie skrawania dopuszczalny jest wybór parametru głębokości skrawania a_p , który zapewni minimalny nakład obliczeniowy. Dodatkowo w pracach [1, 53], zaproponowano zastosowanie techniki *mass scaling*, która przez manipulację gęstością materiału zagadnienia jest w stanie wpłynąć na zwiększenie dopuszczalnego kroku czasowego, co zgodnie z warunkiem CFL jest w stanie zredukować całkowity czas obliczeniowy. Jednak zaleca się ostrożność podczas stosowania techniki *mass scaling*, gdyż może wpływać w niewielkim stopniu na dokładność obliczeń [1, 53].

Rysunek 7.10.b przedstawia zestawienie czasów obliczeniowych dla serii symulacji konsekwentnych przejść ostrzy modelem CEL w funkcji grubości h , gdzie zastosowano podziałkę główną w przedziale $p = 8 \div 10$ elementów na grubość h . Zauważa się, że pomimo iż utrzymano podobną parametryczną zasadę dyskretyzacji na przestrzeni całego badanego zakresu $h = 0,2 \div 6$

μm , to całkowity czas obliczeniowy dla skrajnych wartości h różni się kilkukrotnie od czasu obliczeniowego dla symulacji reprezentatywnej $h = 2 \mu\text{m}$.

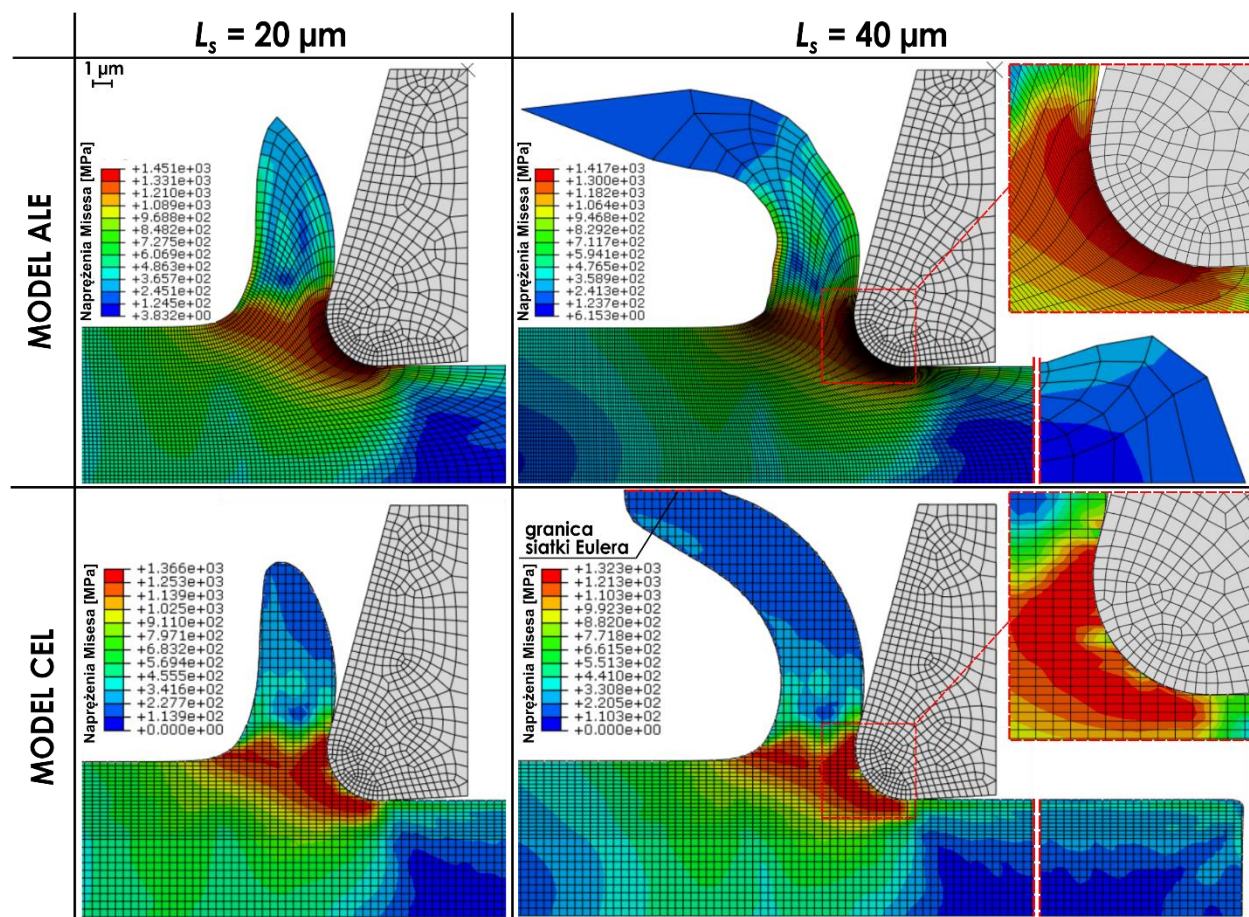


Rys. 7.10. Wpływ głębokości skrawania na całkowity czas obliczeniowy modelem CEL pojedynczego przejścia ostrza (a) oraz zestawienie czasów obliczeniowych dla serii symulacji konsekwentnych przejść ostrzy modelem CEL w funkcji grubości h

7.1.2. Porównanie modeli MES typu CEL i ALE w zastosowaniu do modelowania procesu mikroskrawania

Na rysunku 7.11 przedstawiono zestawienie geometrii wióra otrzymanej modelami ALE oraz CEL w symulacjach mikroskrawania jednym przejściem ostrza dla grubości warstwy skrawanej $h = 2 \mu\text{m}$ ($h/r_n = 0,74$). Celem zapewnienia warunków dla analizy porównawczej oba modele przygotowano z identyczną wielkością domeny zagadnienia, identycznym zestawem stałych termomechanicznych oraz parametrów modelu tarcia. Z każdego z modeli wybrano po dwie klatki symulacji, w których osiągnięta została droga skrawania równa 20 oraz 40 μm , a na tle przedmiotu obrabianego wygenerowany został wykres warstwiczny rozkładu naprężeń Misesa. Dla drogi skrawania $L_s = 20 \mu\text{m}$ obserwuje się zbliżony rozkład naprężeń w okolicach płaszczyzny ścinania, a grubość otrzymanego wióra jest niemal identyczna dla dwóch modeli ($h_c = 4,2 \mu\text{m}$). Jednak w modelu ALE wierzchołek wióra jest ostro zakończony gdyż na jego geometrię składa się pojedynczy element. Wierzchołek wióra zbudowany z pojedynczego elementu stanowi charakterystyczną cechę modeli skrawania ALE z granicami Lagrange'a, co zauważyć można również w pracach [4, 52] gdzie w wyniku zaimplementowanego mechanizmu redystrybucji położenia węzłów, tylko jeden element zostaje zazwyczaj przypisany do jego wierzchołka. Na tym odcinku drogi skrawania w modelu ALE wciąż utrzymany jest korzystny rozkład siatki wewnątrz

domeny przedmiotu obrabianego, gdzie występuje duża gęstość elementów w okolicy promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej, a siatka jest rzadsza w okolicy powierzchni obrobionej oraz w części formowanego wióra. W przypadku modelu CEL dla drogi skrawania $L_s = 20 \mu\text{m}$ otrzymano wygładzony kształt wióra, którego zarys został aproksymowany za pomocą analizy zmiennej EVF względem nieruchomej siatki Eulera.



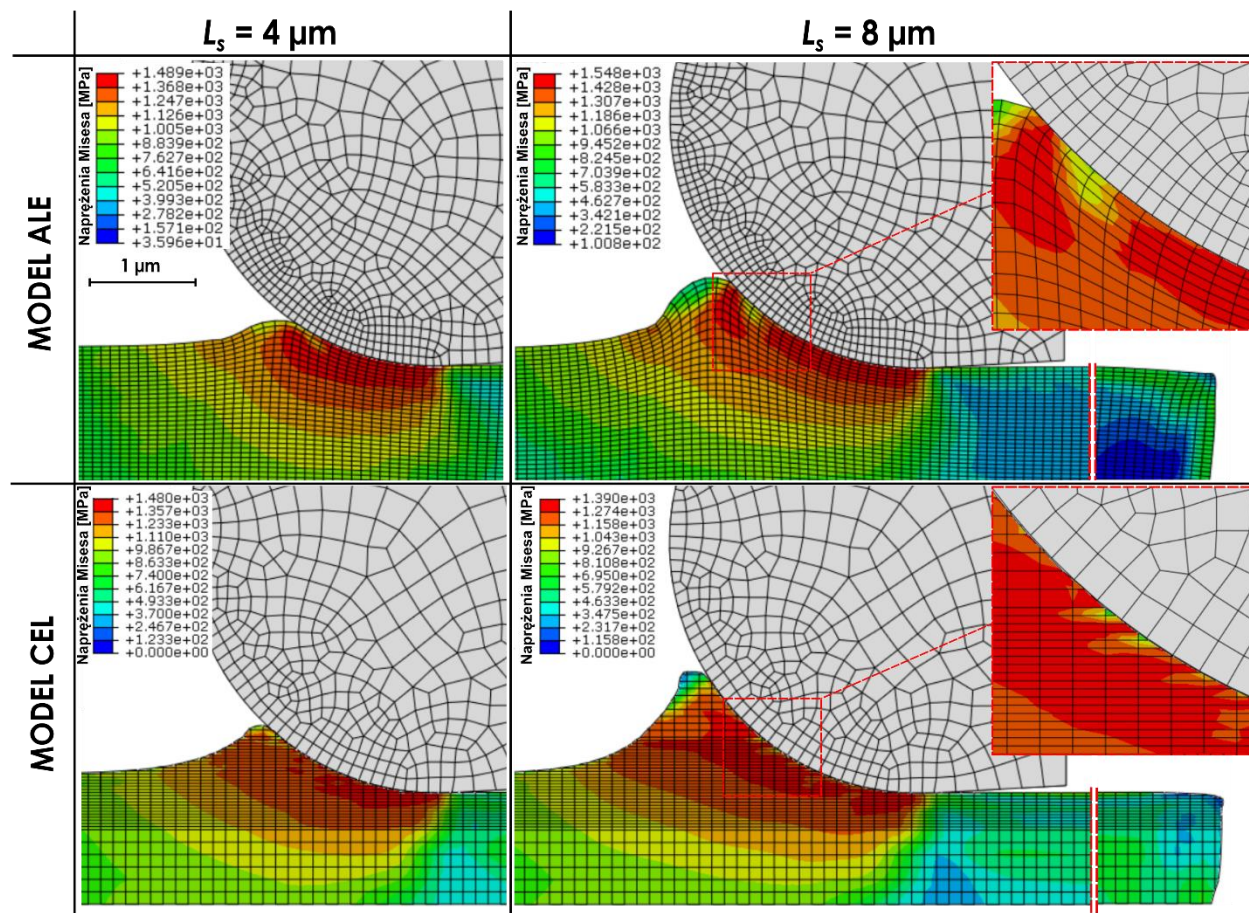
Rys. 7.11. Porównanie jakości siatki oraz geometrii mikro-wióra otrzymanych modelami ALE z granicami Lagrange'a oraz CEL dla procesu mikroskrawania z $h = 2 \mu\text{m}$

Wraz z postępowaniem symulacji i po osiągnięciu drogi skrawania $L_s = 40 \mu\text{m}$ różnice w kształcie zamodelowanego wióra w obu modelach stają się bardziej czytelne. W modelu ALE na przeciwstawnych końcach modelu (wierzchołku wióra oraz na początku powierzchni obrobionej) wielkość poszczególnych elementów wzrosła, znacząco wpływając na dokładność odwzorowania geometrycznego modelowanego procesu mikroskrawania. Rozrost wspomnianych elementów następuje na skutek relokacji położenia węzłów zgodnie z założeniami sformułowania ALE, które zarządza chwilowym położeniem stałej liczby węzłów zagęszczając siatkę w strefie pierwotnych odkształceń plastycznych oraz w strefie oddziaływania z ostrzem, kosztem pozostałych regionów przedmiotu obrabianego. W efekcie, odległości pomiędzy węzłami siatki wzrastają co wpływa istotnie na kształt odwzorowanej powierzchni obrobionej, która nadmiernie pęcznieje. Zniekształcenia siatki w modelu ALE wpływają również na dokładność odwzorowania kształtu

wióra, którego zarys stał się wyboisty a grubość nierównomierna. O ile pozornie w obrębie strefy pierwotnych odkształceń plastycznych utrzymana jest duża gęstość siatki to w rzeczywistości elementy uległy spłaszczeniu przyjmując kształt „igielkowaty” o dużym stosunku długości krawędzi. Występowanie w analizie stosunku długości krawędzi elementów większego niż 5 [122] niekorzystnie wpływa na dokładność wyznaczanego rozkładu zmiennych, stabilność modelu, obniża wydajność obliczeń a w skrajnych przypadkach może doprowadzić do przerwania symulacji. Natomiast w analizie modelem CEL dla drogi skrawania $L_s = 40 \mu\text{m}$ proces formowania wióra wciąż postępuje stabilnie i uzyskuje się realistyczny wiór o wygładzonym zarysie powierzchni swobodnych, a powierzchnia obrobiona nie ulega żadnym widocznym zniekształceniom. Odkształcenia występujące wewnątrz domeny przedmiotu obrabianego w czasie analizy nie wywierają wpływu na położenie węzłów wewnątrz referencyjnej siatki Eulera, co w efekcie przekłada się na stabilność analizy, a jakość otrzymanych wyników pozostaje niezmienna. Jednakże, w okolicy promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej występują pewne lokalne zaburzenia ciągłości rozkładu naprężeń (żółto-pomarańczowe „plamy”) wzdłuż kontaktu ostrza z przedmiotem obrabianym. Przypuszczalnie źródeł tych nieciągłości należy upatrywać się w numerycznej interpretacji granicy Eulera-Lagrange’a oraz procedurach kontaktowych implementowanych przez solver Abaqus. Dodatkowe symulacje wykazały, że nawet kilkukrotne zagęszczenie siatki wewnątrz domeny Eulera nie przyczynia się do eliminacji tych nieciągłości naprężeń, lecz zmniejszeniu ulega zajmowana przez nie powierzchnia.

Zauważa się również, że część materiału wióra w modelu CEL opuściła granicę predefiniowanej domeny Eulera i została bezzwrotnie utracona z analizy. Jednak przekraczanie granic przestrzeni Eulera przez deformowany materiał nie wywiera na niego żadnych nacisków powierzchniowych co oznacza, że zjawisko to nie ma zasadniczego wpływu na rozkład zmiennych, a w szczególności na rozkład zmiennych w strefie skrawania oraz zarejestrowanych sił działających na ostrze. Zaznaczyć należy, że środowisko oprogramowania Abaqus nie narzuca ograniczeń na wielkość domeny Eulera i możliwe jest na etapie preprocessingu zwiększenie jej wysokości aby zapewnić możliwość zwijania się wióra bez ubytku fragmentów jego objętości. Jednak zwiększenie wysokości domeny wiązać się będzie ze zwiększeniem liczby węzłów dla zbioru siatki Eulera, co zwiększy koszt obliczeniowy analizy. Uwzględnienie natomiast końcowego fragmentu wióra nie dostarczy żadnych istotnych danych dla analizy procesu. Ostatecznie z porównania modeli ALE i CEL dla przypadku $h = 2 \mu\text{m}$ można wyraźnie zauważyć, że model ALE nie jest dostatecznie skuteczny aby zapewnić wysoką jakość siatki na czas analizy długiej drogi skrawania. Znaczne zniekształcenia siatki w modelu ALE praktycznie wykluczają możliwość jego zastosowania do analizy procesu mikroskrawania uwzględniającej przejścia kilku ostrzy. Podczas testów wydajnościowych modelu stwierdzono, że żadne zmiany podstawowych parametrów kontroli adaptacyjnego sformułowania ALE (*ALE adaptive mesh controls: frequency, remeshing sweeps, curvature and weights parameters*) nie wpłynęły korzystnie na jakość siatki podczas długich odcinków drogi skrawania. Jednakże zaprezentowany model mikroskrawania ALE z granicami Lagrange’a zachowywał się stabilnie i zapewniał dość zadawalające odwzorowanie kształtu mikro-wióra oraz realistyczny rozkład zmiennych dla drogi skrawania do $23 \mu\text{m}$ włącznie.

Na rysunku 7.12 porównano geometrię bruzdy aproksymowaną modelami ALE oraz CEL dla warunków procesu charakterystycznych dla zakresu bruzdowania ($h = 0,2 \mu\text{m}$, $h/r_n = 0,07$) otrzymaną dla drogi skrawania równej 4 oraz 8 μm . Dla zakresu bruzdowania zauważa się wyraźną poprawę jakości siatki w modelu ALE względem przypadku analizowanego wcześniej na rysunku 7.11. Poprawę w jakości siatki w modelu ALE przypisuje się względnie małym odkształceniom deformowanego materiału, który w tym przypadku ulega zjawisku bruzdowania, co przekłada się na mniejszą intensywność redystrybucji położenia węzłów techniką ALE wewnątrz domeny przedmiotu obrabianego.



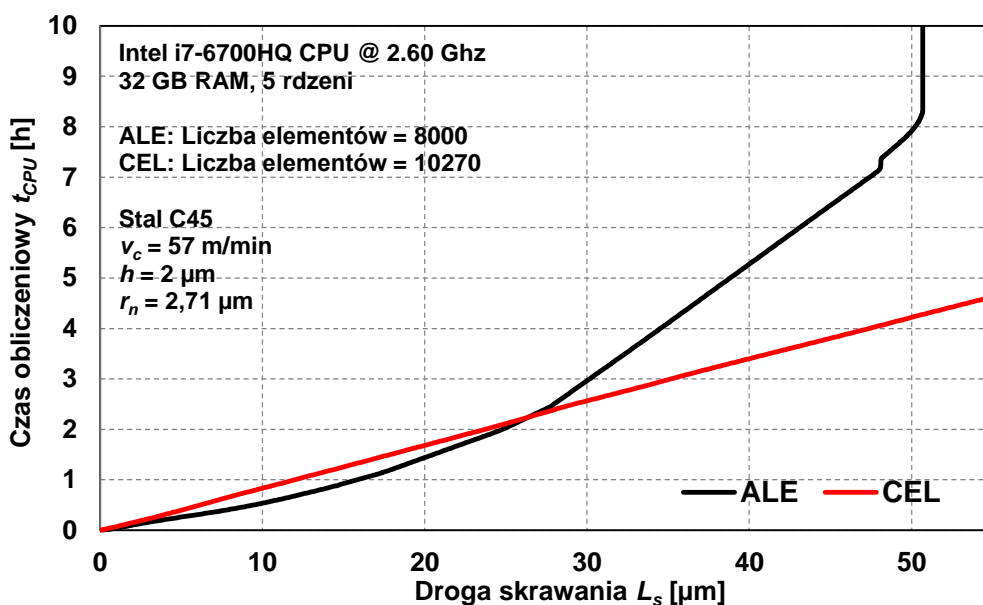
Rys. 7.12. Porównanie jakości siatki oraz geometrii bruzdy otrzymanych modelami ALE z granicami Lagrange'a oraz CEL dla procesu bruzdowania z $h = 0,2 \mu\text{m}$

Dla drogi skrawania $L_s = 4 \mu\text{m}$ oraz $L_s = 8 \mu\text{m}$ w modelu ALE obserwuje się, że w obrębie przedmiotu obrabianego utrzymana jest zbliżona gęstość elementów o podobnych rozmiarach, a kształt przedmiotu na jego skrajnych końcach nie jest zniekształcony mechanizmem redystrybucji węzłów. Wprawdzie, wzdłuż kontaktu z ostrzem elementy ulegają spłaszczeniu, co skutkuje umiarkowanym stosunkiem długości krawędzi tych elementów, jednak nie miało to krytycznego wpływu na stabilność analizy. Jednakże, występują znaczne rozbieżności w kształcie otrzymanej bruzdy między modelami ALE i CEL zauważalne dla obu analizowanych punktów drogi skrawania. W przypadku modelu CEL aproksymowana bruzda ma kształt klina przyległego

do promienia ostrza, natomiast w modelu ALE bruzda formowana jest w postaci zaokrąglonej wypłytki. Jako potencjalną przyczynę rozbieżności w kształcie formowanej bruzdy można wskazać działanie mechanizmu relokacji węzłów w sformułowaniu ALE, której starania w utrzymaniu pierwotnych połączeń międzywęzłowych ograniczają możliwość swobodnego kształtowania zarysu powierzchni swobodnych bruzdy, nie zezwalając na gwałtowne zmiany krzywizny granic domeny. Opisane zachowanie modelu może doprowadzać do uproszczeń w zarysie powierzchni swobodnych bruzdy, co z kolei będzie miało wpływ na rozkład zmiennych oraz długość kontaktu z ostrzem, przekładając się na wartości składowych siły całkowitej.

Kolejnym istotnym kryterium wpływającym na wybór określonego rodzaju modelu MES do analizy danego problemu jest czas obliczeniowy niezbędny do ukończenia analizy, który w przypadku symulacji procesu skrawania jest znaczący [53]. Na rysunku 7.13 zaprezentowano porównanie czasu obliczeniowego jako funkcji drogi skrawania dla symulacji modelem ALE (2D) oraz CEL (3D, $a_p = 1 \mu\text{m}$) przy grubości warstwy skrawanej $h = 2 \mu\text{m}$, czyli przypadków analizowanych wcześniej na rysunku 7.11. W celu zapewnienia warunków dla analizy porównawczej obie symulacje zostały przeprowadzone na tym samym komputerze, przypisując 5 rdzeni do równoległych obliczeń oraz w obu modelach zastosowano identyczną wielkość przedmiotu obrabianego. Wielkość elementów w kierunku drogi skrawania została ustawiona na $0,4 \mu\text{m}$, natomiast wielkość elementów w kierunku pionowym została dobrana indywidualnie zgodnie z podstawowymi wymaganiami każdego z modeli. Przedmiot obrabiany w modelu ALE zbudowany został z 8000 elementów, a domena Eulera w modelu CEL składała się z 10270 elementów. Analiza wykresu przedstawiającego zależność czasu obliczeniowego od drogi skrawania ujawniała nieliniową charakterystykę dla modelu ALE spowodowaną zmieniającą się gęstością siatki w czasie symulacji. Zmienność gęstości siatki oraz jej lokalne zniekształcenia powodują zmniejszenie dopuszczalnego kroku czasowego, co przekłada się na większą liczbę kroków obliczeniowych koniecznych do rozwiązania, skutkując wykładniczym wzrostem czasu obliczeniowego dla modelu ALE. Natomiast w modelu CEL zjawisko lokalnego zniekształcenia siatki nie następuje, a początkowa konfiguracja siatki pozostaje bez zmian, co pozwala utrzymać stałą wartość dopuszczalnego kroku czasowego, przez co obserwuje się liniową zależność między czasem obliczeniowym a postępem symulacji [53]. Z wykresu na rysunku 7.13 można odczytać, że aż do drogi skrawania wynoszącej $23 \mu\text{m}$ postęp w symulacji ALE został osiągnięty mniejszym nakładem obliczeniowym niż w przypadku modelu CEL, jednak po przekroczeniu tego odcinka na skutek degradacji jakości siatki, nakład obliczeniowy w modelu ALE wzrósł, jednocześnie przyhamowując znacząco postęp analizy. Po osiągnięciu drogi $L_s = 50,7 \mu\text{m}$ z powodu lokalnych zniekształceń siatki w modelu ALE, dopuszczalny krok czasowy osiągnął praktycznie nieskończenie małą wartość zatrzymując dalszy postęp symulacji, która została przerwana kilka godzin później. Ostatecznie można stwierdzić, że czas obliczeniowy potrzebny do rozwiązania symulacji dla drogi skrawania $50 \mu\text{m}$ wyniósł 7,89 godziny dla modelu ALE oraz 4,22 godziny dla modelu CEL, co przemawia za większą wydajnością obliczeniową na korzyść modelu CEL dla rozpatrywanych warunków skrawania. Ponadto, należy stwierdzić, że liniowa charakterystyka czasu obliczeniowego dla modelu CEL ułatwia planowanie serii symulacji, ponieważ możliwe jest dość dokładne oszacowanie całkowitego czasu obliczeniowego potrzebnego do ukończenia analizy

na bardzo wczesnym etapie jej rozwiązywania. Pozyskanie takiej informacji daje użytkownikowi niemal natychmiast możliwość podjęcia decyzji, czy konieczne jest przypisanie większej liczby rdzeni do danej analizy, czy zmiany w wielkości domeny zagadnienia albo czy korzystne będzie zwiększenie/zmniejszenie całkowitej liczby elementów w domenie zagadnienia w celu osiągnięcia dziennej założonej wydajności z jednostki obliczeniowej.



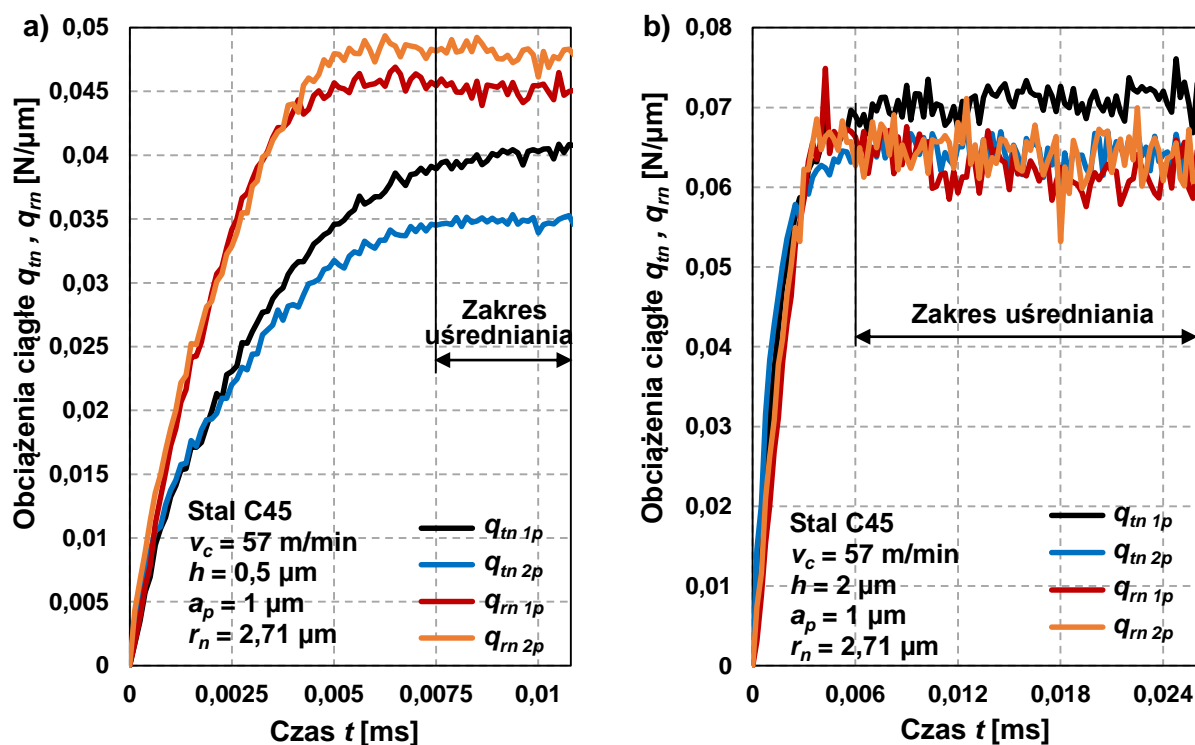
Rys. 7.13. Czas obliczeniowy jako funkcja drogi skrawania dla modeli pojedynczych przejść ALE i CEL dla $h = 2 \mu\text{m}$

7.2. Badania zasadnicze

7.2.1. Analiza sił w układzie narzędzia zamodelowanych na bazie sprzężonego modelu Eulera-Lagrange'a (CEL) z dwoma przejściami ostrzy

Składowe siły całkowitej działające na ostrze skrawające w ortogonalnych symulacjach MES procesu skrawania mogą być ocenione przez analizę stycznych q_m oraz promieniowych q_r obciążeń ciągłych w odniesieniu do głębokości skrawania. Na rysunku 7.14 przedstawiono przebieg czasowy obciążeń ciągłych wyznaczony na podstawie symulacji CEL pierwszego ($1p$) i drugiego ($2p$) przejścia ostrza dla wybranych przypadków procesu w warunkach bruzdowania (rys. 7.14.a) oraz mikroskawania (rys. 7.14.b). Obciążenia ciągłe rozpatrywane są w układzie narzędzia narzuconym przez ortogonalny układ współrzędny modelu przedstawionego wcześniej na rysunku 5.4, gdzie q_m działa w kierunku ruchu głównego (kierunek X) a q_r w kierunku prostopadłym do ruchu głównego (kierunek Y). Obciążenie ciągłe w symulacji MES zostało zarejestrowane dla elementarnej głębokości skrawania $a_p = 1 \mu\text{m}$. Zgodnie z klasycznymi założeniami modeli ortogonalnych skrawania, obciążenie ciągłe może zostać przeliczone na składowe siły całkowitej F_m , F_r jako produkt mnożenia wartości q_m lub q_r z danym parametrem głębokości skrawania a_p . W badaniach w pracy każda symulacja została przygotowana dla

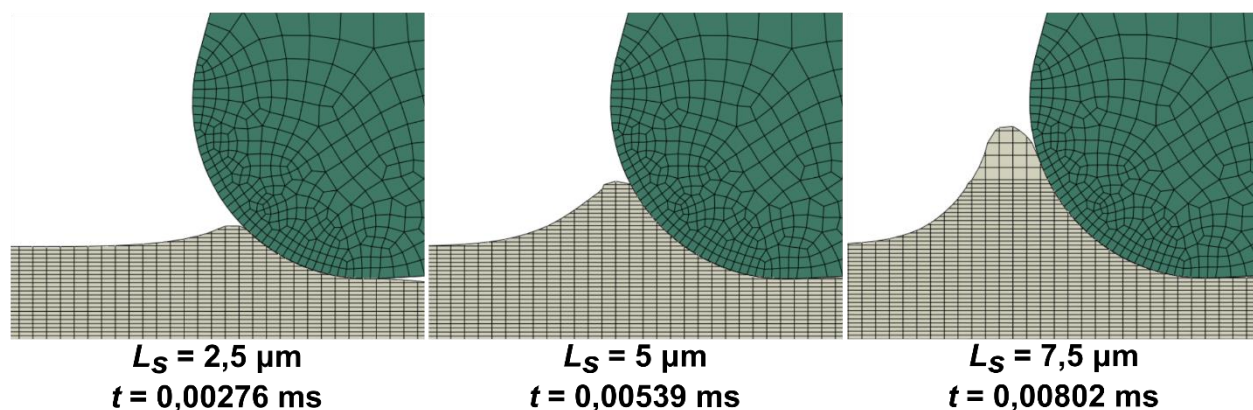
indywidualnego parametru grubości warstwy skrawanej h dla której wyznaczono średnie wartości obciążeń ciągłych \bar{q}_m oraz \bar{q}_m osobno dla dwóch następujących po sobie przejść ostrzy.



Rys. 7.14. Obciążenia ciągłe działające na pierwsze ($1p$) oraz drugie ($2p$) ostrze skrawające w ortogonalnym modelu CEL dla przypadków $h = 0,5$ μm (a) oraz $h = 2$ μm (b)

Sygnaly obciążeń ciągłych w funkcji czasu skrawania z rysunku 7.14 rejestrują typowy ciąg zdarzeń związany z mechaniką skrawania, który może zostać podzielony na trzy etapy: indentacja klina idealnie sztywnego ostrza w głąb przedmiotu obrabianego, brzdowanie oraz formowanie wióra, jeżeli grubość warstwy skrawanej h w danej symulacji jest wystarczająca do jego zainicjowania. Ten sam ciąg zdarzeń zostaje odwzorowany przez wartość sygnałów q_{tn} oraz q_{rm} , gdzie na etapie indentacji obserwuje się gwałtowny przyrost obciążeń po którym następuje wyhamowanie przyrostu podczas brzdowania aż do stabilizacji wartości sygnałów postrzegane jako plateau. Ostatni etap, w którym nastąpiła stabilizacja sygnału obciążeń, związany jest z ciągłym postępującym formowaniem wióra lub odpowiada fragmentowi symulacji w którym doszło do ustabilizowania się oddziaływania tarcowego na styku z ostrzem w procesie brzdowania. Na wykresie z rysunku 7.14.a zauważa się, że stabilizacja sygnału obciążeń ciągłych może następować w różnych punktach czasowych dla q_{tn} oraz q_{rm} , ponieważ sygnały stycznych i promieniowych obciążeń kształtowane są przez niezależne od siebie zjawiska występujące w procesie brzdowania. W procesie brzdowania następuje ciągły rozrost bruzdy przylegającej do efektywnej powierzchni natarcia ostrza (rys. 7.15), która stopniowo zwiększa opór, który musi pokonać ostrze, rejestrowany jako składowa styczna obciążenia. Natomiast składowa promieniowa

jest w mniejszym stopniu wrażliwa na postępujący rozrost bruzdy ponieważ na jej wartość przeważający wpływ mają zjawiska tarcia. Na wykresie 7.14.a zauważa się również, że sygnał obciążeń stycznych q_m dla drugiego przejścia ostrza ustabilizował się w zauważalnie krótszym przedziale czasu niż analogiczny sygnał dla pierwszego przejścia ostrza co sugeruje, że pomiędzy kolejnymi przejściami ostrzy mogła nastąpić zmiana w mechanizmie bruzdowania.

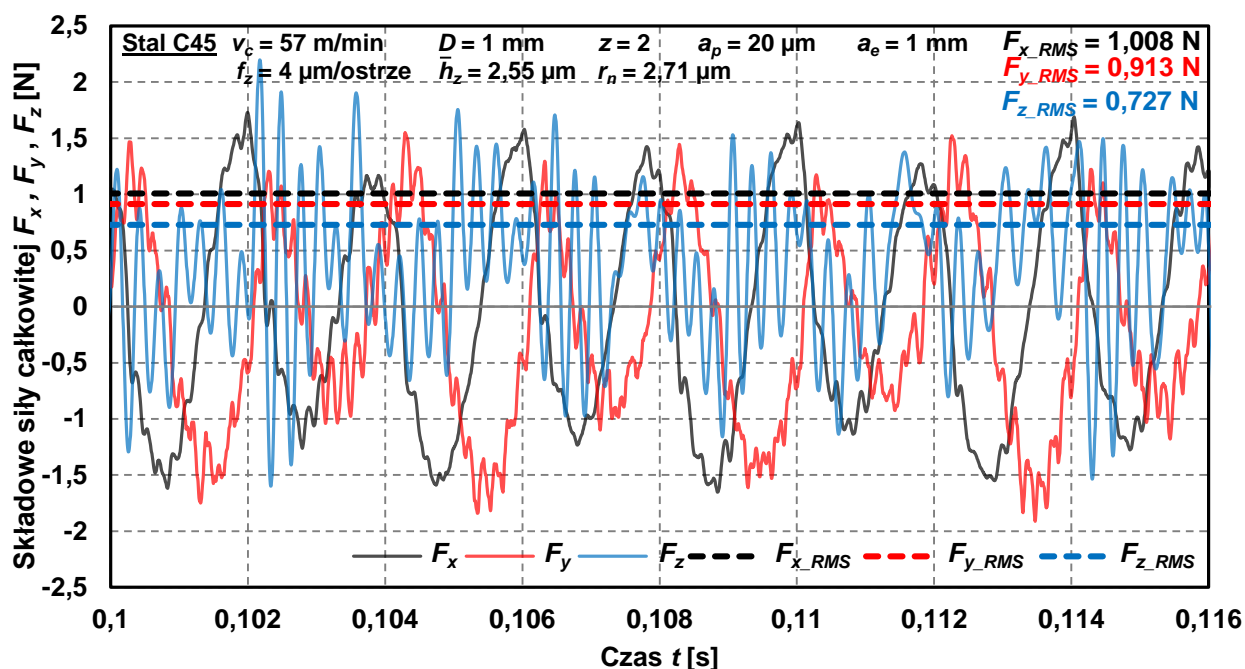


Rys. 7.15. Kształt bruzdy dla wybranych odcinków drogi skrawania w symulacji modelem CEL

Uśrednianie wartości sygnałów stycznych i promieniowych obciążeń ciągłych zostało przeprowadzone dla identycznego przedziału czasowego dla obu przejść ostrzy oraz obu kierunków działania obciążeń. Przedział czasu dla uśredniania wartości został wybrany od początku stabilizacji sygnału obciążenia stycznego. Dla zaprezentowanego przypadku bruzdowania przy $h = 0,5 \mu\text{m}$ (rys. 7.14.a) zauważa się, że średnia wartość obciążenia ciągłego dla drugiego ($2p$) przejścia ostrza zmienia się o $\Delta\bar{q}_m = -12,86\%$ oraz $\Delta\bar{q}_m = 6,28\%$ względem wartości zaobserwowanych podczas obróbki pierwszej ($1p$) warstwy. Podobne zjawisko zostało zaobserwowane dla procesu skrawania warstwy $h = 2 \mu\text{m}$ (rys. 7.14.b), gdzie różnica w wartości obciążeń pomiędzy przejściami wynosiła $\Delta\bar{q}_m = -9,08\%$ oraz $\Delta\bar{q}_m = 2,96\%$. W konsekwencji, wyniki z symulacji wskazują, że podczas obróbki drugiej warstwy styczna składowa obciążeń maleje, natomiast promieniowa rośnie w stosunku do pierwszego przejścia, gdzie większą względną różnicę obciążeń zaobserwowano dla kierunku stycznego. Mimo iż model MES bazuje na warunku ciała nieodkształcalnego dla obu ostrzy skrawających a właściwości przedmiotu obrabianego są homogeniczne w całej jego objętości to zauważa się, że sygnały obciążeń zarejestrowane na wykresach z rysunku 7.14 charakteryzują liczne odchylenia od ogólnej linii trendu. Jako potencjalną przyczynę występujących odchyień sygnału obciążeń można wskazać ogólną charakterystykę techniki MES bazującą na procedurach aproksymacyjnych operujących w odniesieniu do uproszczonej geometrii zagadnienia, przedstawionej jako zbioru elementów czworosiecznych. Natomiast obciążenia na ostrzu rejestrowane są na skutek powstających nacisków powierzchniowych, implementowanych przez procedury kontaktowe. Niemniej jednak w pracy Dacobi [52] przedstawiono porównanie sygnałów czasowych składowych siły całkowitej dla różnych modeli MES procesu makro-skrawania ortogonalnego, włączając modele Abaqus CEL, Abaqus ALE, DEFORM 2D oraz AdvantEdge i pomiędzy nimi to modele Abaqus CEL oraz

DEFORM 2D charakteryzowały się najmniejszymi odchyleniami składowych siły całkowitej od wartości średniej sił.

W kolejnym etapie dokonano pomiarów składowych siły całkowitej podczas mikrofrezowania stali C45. Wartość składowych siły całkowitej jest zmienna w domenie czasu ze względu na zależność od chwilowej grubości warstwy skrawanej $h_z(\varphi)$ oraz dynamiczno-statycznej sztywności układu OUPN. Na rysunku 7.16 przedstawiono przykładowy wycinek zarejestrowanego sygnału składowych sił F_x , F_y , F_z w funkcji czasu dla czterech pełnych obrotów dwuostrzowego narzędzia, dla wybranej konfiguracji parametrów skrawania.

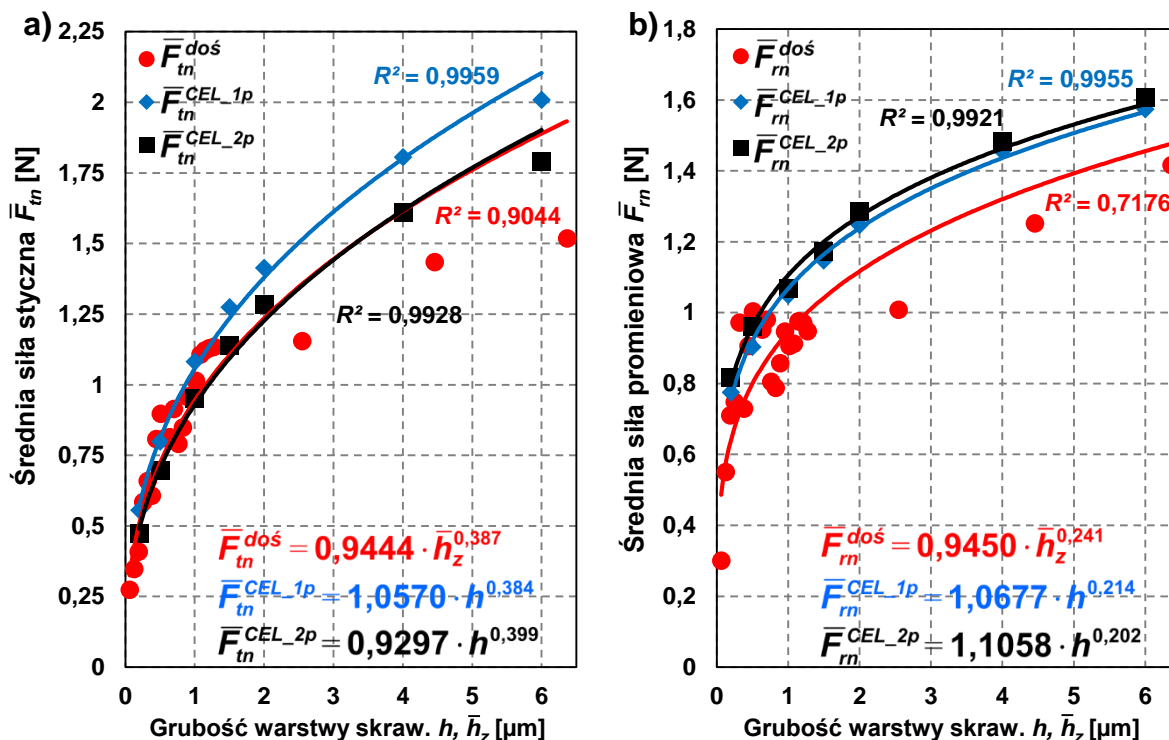


Rys. 7.16. Składowe siły całkowitej F_x , F_y , F_z w funkcji czasu wraz z wyznaczonymi wartościami RMS podczas mikrofrezowania pełnego symetrycznego stali C45 dla wybranych parametrów skrawania

W przypadku składowych F_x oraz F_y obserwuje się niemal sinusoidalny przebieg sygnału obarczony charakterystycznymi dla dynamicznego procesu frezowania lokalnymi oscylacjami wartości sygnału. Dodatkowo, zauważa się, że wartości szczytowe sił F_x oraz F_y wyraźnie różnią się między kolejnymi przejściami ostrzy, co związane jest z występującymi w procesie mikrofrezowania zjawiskami bicia promieniowego, statycznego ugięcia narzędzia czy akumulacji nieskrawanego materiału. Natomiast znaczne natężenie oscylacji sygnału obserwuje się dla przebiegu składowej F_z , działającej w kierunku osi narzędzia. W istotnym stopniu na fluktuacje sygnału F_z ma wpływ kontakt pomocniczej krawędzi skrawającej z dnem frezowanego rowka, który dla każdego chwilowego kąta pracy narzędzia φ następuje jednocześnie z różną intensywnością dla obu ostrzy frezu. Ostatecznie w celu porównania składowych sił zmierzonych w doświadczalnych próbach mikrofrezowania z wartościami oszacowanymi modelem CEL konieczne jest wyrażenie ich we wspólnym układzie odniesienia w funkcji grubości warstwy skrawanej. Z tej przyczyny zastosowano transformacje zmierzonych składowych F_x , F_y , F_z

z układu siłomierza do układu narzędzia, gdzie wartości średnie składowych stycznych \bar{F}_m i promieniowych \bar{F}_m mogą zostać oszacowane stosując miarę średniokwadratową RMS zgodnie z zależnością (6.6) przedstawioną w podrozdziale 6.1. Wartości F_{x_RMS} , F_{y_RMS} , F_{z_RMS} , zostały otrzymane z serii pomiarów dla rozpatrywanych przypadków $f_z = 0,1 \div 10 \mu\text{m}/\text{ostrze}$, dla jednakowego przedziału czasowego wynoszącego 0,2 s, odpowiadającemu 60 pełnym obrotom narzędzia.

Na rysunku 7.17 przedstawiono porównanie stycznych oraz promieniowych składowych siły całkowitej w układzie narzędzia w odniesieniu do grubości warstwy skrawanej na podstawie pomiarów eksperymentalnych z procesu mikrofrezowania oraz symulacji CEL dla pierwszego (1p) i drugiego (2p) przejścia ostrza. W symulacjach numerycznych odwzorowano geometrię mikrofrezu w układzie narzędzia ($r_n = 2,71 \mu\text{m}$, $\gamma_n = 14,8^\circ$, $\alpha_o = 3,2^\circ$) zgodnie z pomiarami przedstawionymi w podrozdziale 4.1. Średnie wartości siły \bar{F}_m^{dos} oraz \bar{F}_m^{dos} wyznaczone podczas mikrofrezowania stali C45 zostały przedstawione w odniesieniu do parametru średniej grubości warstwy skrawanej \bar{h}_z wyznaczonej z równania (6.7), które uwzględnia wpływ kinematyki mikrofrezowania na chwilową wartość parametru $h_z(\varphi)$. W przypadku modelu CEL średnie wartości składowych siły całkowitej zostały wyznaczone niezależnie dla pierwszego i drugiego przejścia ostrza, a ich wartości odnoszą się do grubości warstwy skrawanej h dla których zostały przygotowane osobne symulacje. Wartości średnie sił z modelu CEL zostały wyznaczone zgodnie z procedurą opisaną w na początku tego podrozdziału: wyznaczając w pierwszej kolejności średnie wartości obciążeń ciągłych \bar{q}_m , \bar{q}_m , które następnie przeliczone zostały na siły w układzie narzędzia według zależności: $\bar{F}_{in} = \bar{q}_m \cdot a_p$. Na podstawie wykresu z rysunku 7.17 zauważa się że w rozpatrywanym przedziale grubości warstwy skrawanej $0,06 < h_i < 6,37 \mu\text{m}$ zarówno siły \bar{F}_m , \bar{F}_m wyznaczone doświadczalnie jak i numerycznie odznaczają się nieliniową charakterystyką, co jest sprzeczne z obserwacjami z prac [89, 162, 184], gdzie liniowe modele regresji zostały zastosowane do określenia zależności między składowymi siły całkowitej a grubością warstwy skrawanej. W przypadku wyznaczonej doświadczalnie siły promieniowej \bar{F}_m^{dos} zauważa się zakłócenia jej przebiegu dla \bar{h}_z w zakresie $0,3 \div 0,7 \mu\text{m}$ co oddziałuje na wartość kwadratu współczynnika korelacji R^2 . Zjawisko to może zostać przypisane mechanizmowi akumulacji grubości warstwy skrawanej (podrozdział 6.2), którego intensywność wzrasta kiedy posuw na ostrze f_z w danym przejściu jest znacznie mniejszy niż minimalna grubość warstwy skrawanej h_{min} [63, 95, 197]. W takim przypadku nagromadzony materiał prowadzi do zwiększenia chwilowego przekroju warstwy skrawanej co wpływa na wartość siły. Niemniej jednak, modele regresji potęgowe zapewniają stosowną korelację R^2 dla obu składowych siły całkowitej wyznaczonych modelem CEL z obu przejść ostrzy. Stanowi to oczywiście oczekiwaną zależność, ponieważ modele numeryczne nie uwzględniają dynamicznych właściwości układu OUPN. Na dodatek założona jest homogeniczna struktura przedmiotu obrabianego a efekt akumulacji warstwy skrawanej nie występuje w modelach ortogonalnych.



Rys. 7.17. Składowe siły całkowitej w układzie narzędzia w funkcji grubości warstwy skrawanej

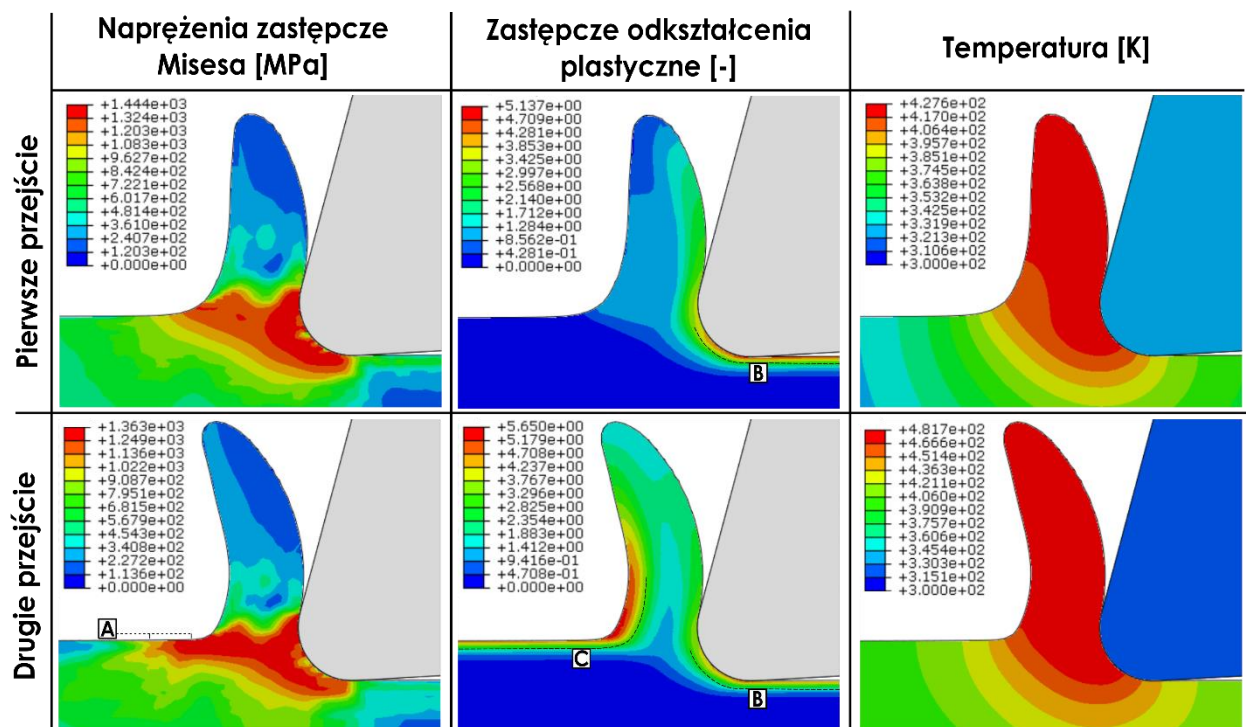
Przebieg stycznej składowej siły całkowitej z wykresu rys. 7.17.a wskazuje, że średnia wartość $\bar{F}_m^{CEL_2p}$ w drugim przejściu otrzymana z modelu CEL jest niższa o 9,1 ÷ 15,1% niż w poprzedzającym przejściu ostrza dla $\bar{F}_m^{CEL_1p}$. Maksymalna względna różnica siły stycznej $\Delta\bar{F}_m^{CEL} = -15,1\%$ została zarejestrowana podczas symulacji skrawania najmniejszej warstwy ($h = 0,2 \mu\text{m}$) czyli dla warunków bruzdowania. Dla zakresu $h \geq 1,5 \mu\text{m}$ względna różnica sił stycznych ulega stabilizacji i oscyluje wokół wartości $\Delta\bar{F}_m^{CEL} = -10,4\%$. W przypadku składowej promieniowej \bar{F}_m wyznaczonej na drodze numerycznej (rys. 7.17.b) rejestruje się względny przyrost siły w zakresie 1,8 ÷ 6,3% w drugim przejściu. Podobnie jak w poprzednim przypadku, największą względną różnicę siły promieniowej zaobserwowano dla warunków obróbki odpowiadających zakresowi bruzdowania, natomiast dla $h \geq 1,5 \mu\text{m}$ średnia względna różnica sił promieniowych wynosi $\Delta\bar{F}_m^{CEL} = 2,3\%$. Podobne zależności odnoszące się do spadku składowej stycznej \bar{F}_m na skutek konsekwentnego skrawania opisano w pracy [217] gdzie do oszacowania tego zjawiska podczas obróbki miedzi beztlenowej typu OFC zastosowano metodę SPH. Jednak wyniki badań autorów [217] nie wykazywały żadnej istotnej różnicy w wartościach składowej promieniowej \bar{F}_m pomiędzy kolejnymi przejściami ostrzy. Analizując modele regresji potęgowej można zauważyć, że $\bar{F}_m^{CEL_1p}$ wyznaczone numerycznie przeszacowują wartości względem sił doświadczalnych, w szczególności dla zakresu $\bar{h}_z = 2,55 \div 6 \mu\text{m}$. W przypadku modelu $\bar{F}_m^{CEL_2p}$ drugiego przejścia obserwowane jest bardzo bliskie odwzorowanie zamodelowanego równaniem

regresji przebiegu \bar{F}_m^{dos} w całym badanym zakresie grubości h . Predykcje siły promieniowej modelem CEL zauważalnie przeszacowują wartości względem \bar{F}_m^{dos} dla zakresu $h > 0,5 \mu\text{m}$. Jednak modele regresji potęgowych dla wszystkich trzech sił na wykresie 5.17.b wykazują duże podobieństwa w odniesieniu do charakterystyki krzywej oraz wykładnika potęgowego. Dokonując ogólnej oceny można stwierdzić, że otrzymane predykcje modelem CEL zapewniają zadowalającą zgodność względem doświadczalnych uśrednionych wartości składowych siły całkowitej w układzie narzędzia a dokładność predykcji zawiera się w oczekiwanym przedziale dla symulacji MES procesu mikroskrawania. Jednak badania wskazują na interesującą zależność, że w przypadku składowej stycznej to predykcje dla drugiego przejścia ostrza pozostają w większej zgodności z wartościami doświadczalnymi. Należy ponownie nadmienić, że składowe \bar{F}_m^{dos} , \bar{F}_m^{dos} przedstawione na rysunku 7.17 stanowią uśrednioną wartość RMS sił przy pomocy równań (6.6), co stanowi uproszczenie dynamicznego sygnału zarejestrowanego siłomierzem, które może wносить pewien błąd oszacowania. Stad w podrozdziale 7.2.5 przedstawiona została dalsza walidacja predykcji składowych siły całkowitej przy użyciu hybrydowego modelu analityczno-numerycznego, zapewniająca możliwość porównania zmierzonych przebiegów czasowych sił F_x , F_y w układzie siłomierza.

7.2.2. Analiza rozkładu zmiennych zamodelowanych na bazie sprzężonego modelu Eulera-Lagrange'a (CEL) z dwoma przejściami ostrzy

Aby zidentyfikować mechanizm odpowiedzialny za zmianę wartości składowych siły całkowitej w drugim przejściu ostrza potrzebny jest dokładniejszy wgląd w rozkład podstawowych zmiennych oraz w geometryczne zmiany następujące w mechanizmie formowania wióra. Na rysunku 7.18 przedstawiono zestawienie wykresów warstwicznych dla naprężeń zastępczych Misesa, odkształcenia zastępczego oraz temperatury wygenerowanych przez model CEL dla obu przejść ostrzy, dla reprezentatywnej symulacji $h = 2 \mu\text{m}$, zarejestrowane dla drogi skrawania $L_s = 20 \mu\text{m}$. Dla rozpatrywanego przypadku zaobserwowano obniżenie wartości maksymalnego naprężenia w drugim przejściu ostrza na poziomie 5,6%, gdzie zmianie uległ również rozkład naprężeń w płaszczyźnie ścinania, którego warstwy rozciągają się głębiej w kierunku powierzchni nieobrobionej (region oznaczony literą A). O ile maksymalna wartość odkształcenia zastępczego zdaje się pozostawać bez istotnych zmian w drugim przejściu ostrza to zasadniczej zmianie ulega rozkład tej zmiennej. Pasma odkształceń (region B) powstające wzdłuż powierzchni obrobionej i zaokrąglonej krawędzi skrawającej powstawać będzie każdorazowo podczas obróbki kolejnych warstw. Natomiast pasmo odkształceń resztkowych powstałe po obróbce poprzedniej warstwy agregować się będzie z ze stanem odkształceń nowo formowanego wióra i w efekcie powstanie zlokalizowane pasmo odkształceń u jego podstawy (region C). Przedstawiony mechanizm wyjaśnia również, dlaczego zmianie uległa płaszczyzna ścinania będąca obserwowana jako pasmo maksymalnych naprężeń wewnątrz strefy skrawania (region A). Pomędzy konsekutywnymi przejściami ostrzy, zaobserwowano w drugim przejściu wzrost temperatury o 54 K wewnątrz formowanego wióra. Jak wskazano w podrozdziale 5.2, stosując

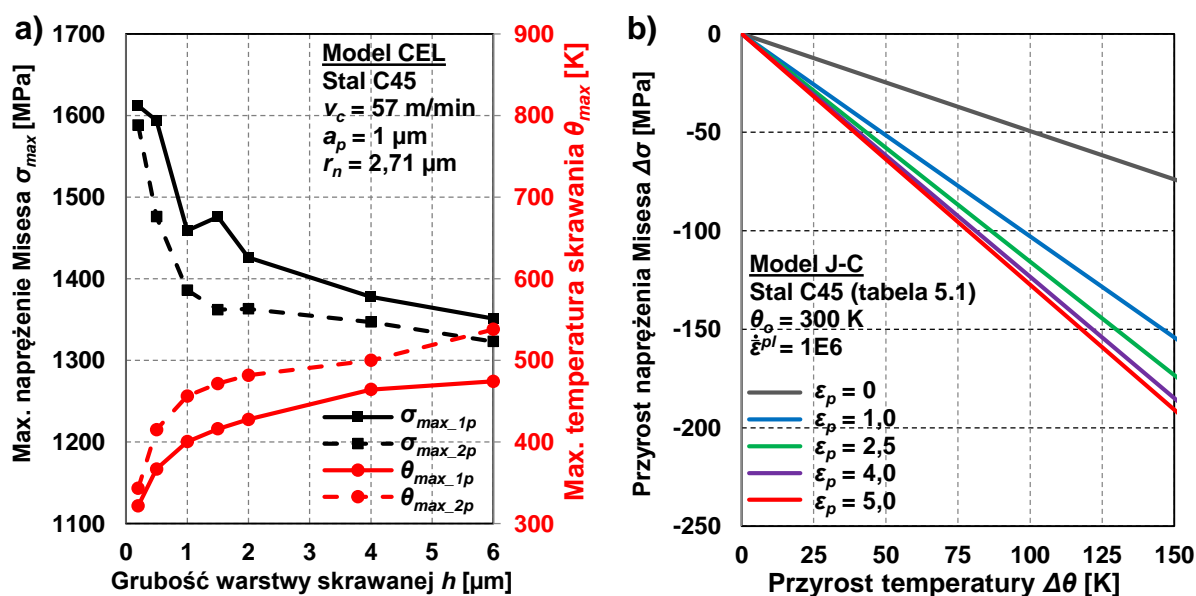
równanie J-C do wyznaczenia zastępczych naprężeń w modelu MES jego odpowiedź indukowana jest zmianami w polu odkształceń, prędkości odkształceń i temperatury wewnątrz przedmiotu obrabianego. Skoro prędkość ruchu liniowego w symulacji dwóch przejść ostrzy jest stała to zasadniczo prędkość odkształceń również nie powinna ulec zmianie. Stąd pozostałe dwie zmienne odnoszą się do dwóch podstawowych zjawisk towarzyszących procesom skrawania: efektowi zmiękczenia termicznego oraz umocnienia zgniotem przedmiotu obrabianego. Oba te zjawiska w przeciwstawnym sposób oddziałują na skrawalność danego materiału stąd konieczne jest zidentyfikowanie ich wpływu na składowe siły całkowitej w konsekwentnych przejściach ostrzy.



Rys. 7.18. Rozkład naprężeń zastępczych Misesa, zastępczych odkształceń plastycznych oraz temperatury w strefie skrawania podczas kolejnych przejść ostrzy dla $h = 2 \mu\text{m}$

Na rysunku 7.19.a przedstawiono zestawienie maksymalnych wartości naprężeń i temperatury wewnątrz strefy skrawania w funkcji grubości warstwy skrawanej zaobserwowane dla pierwszego i drugiego przejścia ostrza. W celu zapewnienia powtarzalnej skali odniesienia, wszystkie wartości próbkowano dla referencyjnej drogi skrawania wynoszącej $L_s = 10 \times h$. W funkcji grubości warstwy skrawanej h obserwuje się niemal monotoniczny spadek wartości naprężeń dla obu przejść ostrzy, natomiast maksymalną wartość naprężenia ($\sigma_{max} = 1612 \text{ MPa}$) zarejestrowano podczas skrawania pierwszym ostrzem warstwy o najmniejszej grubości tj. $h = 0,2 \mu\text{m}$. Naprężenia Misesa zaobserwowane w drugim przejściu osiągnęły wartości mniejsze o $1,5 \div 7,7\%$ względem wartości z poprzedniego przejścia. Maksymalna wartość temperatury ($\theta_{max} = 538 \text{ K}$) została zarejestrowana dla drugiego przejścia ostrza przy $h = 6 \mu\text{m}$, natomiast temperatura rośnie monotonicznie w funkcji h w przypadku obu skrawanych warstw. Wartość temperatury w strefie skrawania w drugim przejściu ostrza jest średnio o 48 K większa niż w poprzedzającym je przejściu. Jest to spodziewane

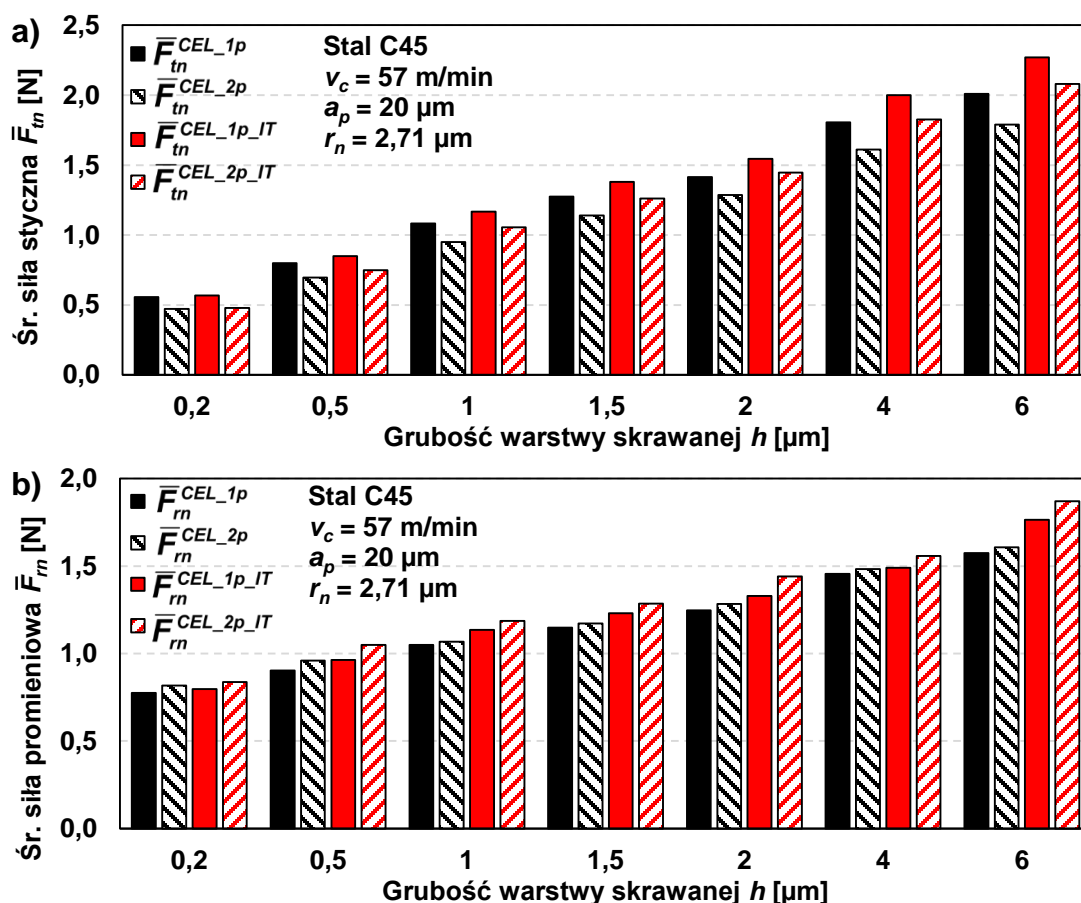
zjawisko, ponieważ głównym czynnikiem wpływającym na wartość temperatury w przedmiocie obrabianym jest ciepło generowane w sposób ciągły przez tarcie i pracę odkształcenia plastycznego, natomiast druga warstwa skrawana przyjmowała to ciepło do swojej objętości podczas skrawania poprzedniej warstwy. Wspomniany bezwzględny przyrost temperatury ($\Delta\theta_{max} = \theta_{max_2p} - \theta_{max_1p}$) w strefie skrawania indukować będzie efekt zmiękczenia termicznego w równaniu J-C (rys. 7.19.b), który przyczyni się do obniżenia wartości naprężenia zastępczego wewnątrz przedmiotu obrabianego. Podstawiając średni przyrost wynoszący $\Delta\theta = 48$ K do matematycznej postaci modelu J-C (5.1) wraz z odkształceniem zastępczym ε_p w przedziale 1÷5 (zakres odpowiadający wartościom występującym wewnątrz wióra na rys. 7.18) można oszacować, że przyrost temperatury skutkować będzie obniżeniem naprężenia zastępczego w zakresie 48÷61 MPa (względny spadek o 3,4÷4,4%). Szacowany spadek naprężeń $\Delta\sigma$ częściowo odpowiada różnicy naprężeń pomiędzy kolejnymi przejściami ostrza zaobserwowanej na rys. 7.19.a, co wyjaśniałoby w pewnym zakresie spadek wartości siły stycznej F_m w drugim przejściu ostrza zgodnie z wykresami z poprzedniego podrozdziału (rys. 7.14 oraz rys. 7.17). Jednak zaznaczyć należy, że wykres na rysunku 7.19.a przedstawia jedynie przebieg maksymalnych wartości naprężenia zastępczego Misesa wewnątrz strefy skrawania, które zgodnie z rysunku 7.19 odnoszą się do pojedynczych wartości węzłowych wewnątrz płaszczyzny ścinania. W związku z tym nie mogą być zastosowane do kompleksowego zobrazowania zmian w mechanice skrawania wywołanych drugim przejściem ostrza.



Rys. 7.19. Maksymalne wartości naprężeń zastępczych Misesa oraz temperatury w strefie skrawania ($L_s = 10 \times h$) (a), przyrost naprężenia zastępczego Misesa w funkcji przyrostu temperatury wyznaczone modelem Johnsona-Cooka (b)

W celu określenia istotności wpływu temperatury na różnice w wartościach składowych siły całkowitej pomiędzy kolejnymi przejściami ostrzy przygotowano kontrolną serię symulacji

w warunkach izotermicznych dla rozpatrywanego zakresu $h = 0,2 \div 6 \mu\text{m}$. Warunki modelu izotermicznego zakładają, że ostatni człon równania Johnsona-Cooka (5.1) pozostanie zdezaktywowany poprzez zmianę typu analizy na dynamiczną z jawnym całkowaniem (ang. *dynamic Explicit analysis*) oraz przez zmianę typu elementów w siatce Eulera na EC3D8R. W konsekwencji w czasie symulacji nie zostanie wygenerowane ciepło, a zmienna temperatury zostanie wyeliminowana z analizy. Na rysunku 7.20 przedstawiono porównanie składowych siły całkowitej modelem standardowym (temperaturowo-przemieszczeniowym uwzględniającym wpływ ciepła) z modelem izotermicznym (*IT*), gdzie pełne i kreskowane słupki przedstawiają wartości kolejno dla pierwszego (*1p*) i drugiego (*2p*) przejścia ostrza.

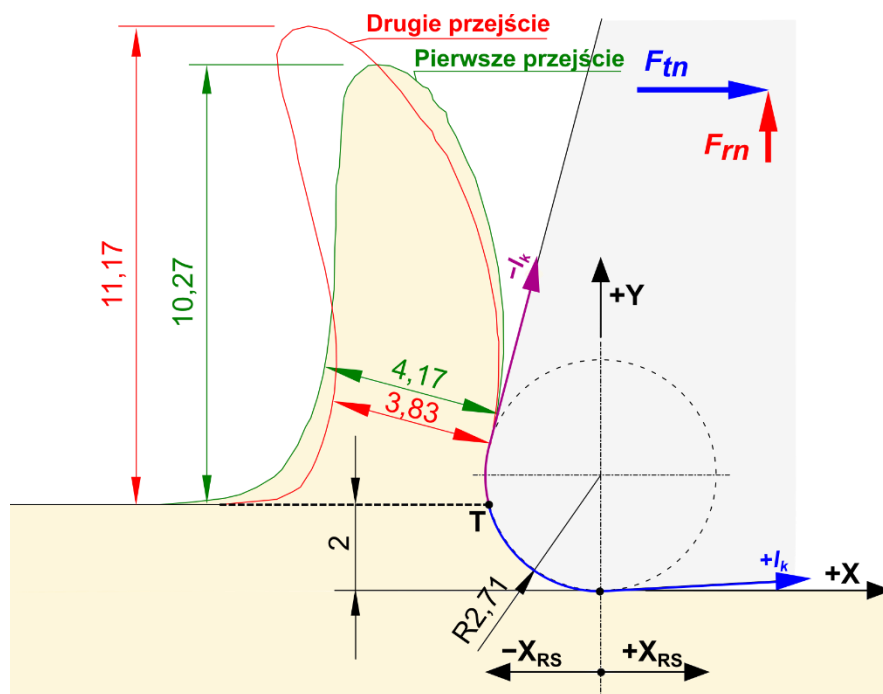


Rys. 7.20. Porównanie składowych siły stycznej (a) oraz promieniowej (b) oszacowanych w symulacjach konsekwentnych przejść ostrzy modelem temperaturowo-przemieszczeniowym oraz izotermicznym

W modelu izotermicznym porównując składową styczną \bar{F}_{tn} dla pierwszego i drugiego przejścia zauważa się, że wartości sił w drugim przejściu ostrza mają mniejszą wartość, a bezwzględna różnica sił jest zbliżona do sił wygenerowanych w analogicznych symulacjach modelem temperaturowo-przemieszczeniowym. W przypadku składowej promieniowej \bar{F}_{rm} jej wartość w drugim przejściu ostrza, zarówno w serii izotermicznej jak i wyznaczona standardowym modelem, jest większa, aczkolwiek dla poszczególnych przypadków grubości

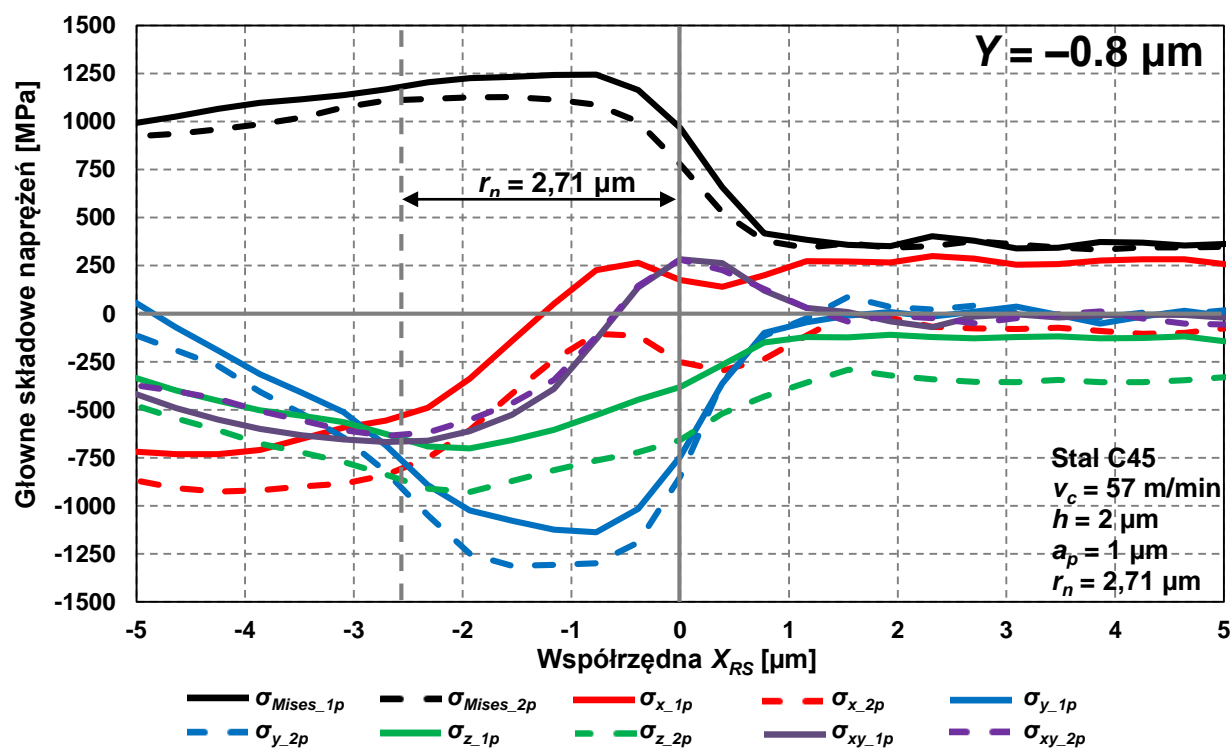
h bezwzględny przyrost siły pomiędzy przejściami jest nawet trzykrotnie większy dla serii izotermicznej. Porównując wartości sił pomiędzy dwoma modelami zauważa się, że w funkcji grubości warstwy skrawanej bezwzględna różnica sił wzrasta, co wyjaśnić można analogiczną zmianą temperatury w funkcji h w modelu temperaturowo-przemieszczeniowym z rysunku 7.19.a. Zauważa się, że dla symulacji z $h = 0,2 \mu\text{m}$, gdzie odnotowano względnie niską temperaturę w strefie skrawania, wynoszącą poniżej 345 K (rys. 7.19.a.), wartości sił w obu modelach są do siebie zbliżone a względna różnica sił jest mniejsza niż 3%. Na podstawie powyższego, można stwierdzić, że o ile temperatura w strefie skrawania wyraźnie wpływa na całkowitą wartość składowych siły całkowitej w modelu bazującym na konstytutywnej zależności Johnsona-Cooka, to oddziaływanie temperatury nie ma decydującego wpływu na różnice w wartości składowych siły całkowitej pomiędzy kolejnymi przejściami ostrzy. Dowodzą tego analizy zamodelowanych sił, z których wynika, iż zarówno w modelu temperaturowo-przemieszczeniowym jak i kontrolnym-izotermicznym zaobserwowano spadek składowej stycznej F_m oraz wzrost promieniowej F_n w drugim przejściu ostrza. Wskazuje to, że u podstawy tego zjawiska jest czynnik mechaniczny. Stąd do zbadania tego zjawiska konieczna jest szczegółowa analiza głównych składowych stanu naprężenia wewnątrz przedmiotu obrabianego.

Główne składowe naprężeń zostały próbkowane w węzłach siatki Eulera modelu temperaturowo-przemieszczeniowego dla obu przejść ostrzy po osiągnięciu drogi równej $L_s = 10 \times h$ dla reprezentatywnej symulacji $h = 2 \mu\text{m}$ wzdłuż osi X_{RS} przedstawionej na rysunku 7.21.



Rys. 7.21. Porównanie obrysu wióra dla kolejnych przejść ostrzy oszacowanych modelem CEL dla $h = 2 \mu\text{m}$

Do analizy przyjęto arbitralną głębokość wynoszącą $Y = -0,8 \mu\text{m}$ mierzoną od powierzchni obrabianej. Jako początek osi X_{RS} przyjęto punkt zbieżny w kierunku pionowym ze środkiem promienia r_n narzędzia, podobnie jak praktykowane jest w pracach dotyczących analizy naprężeń resztkowych wywołanych zjawiskiem kontaktu Hertza pomiędzy przedmiotem, a węgelnikiem, czy rolką [135, 147]. Rozkład naprężeń wzdłuż osi X_{RS} objaśni jak kształtują się naprężenia resztkowe podczas odciążania materiału (dla $X_{RS} > 0$), a tym samym pośrednio pozwoli ocenić rozkład składowych naprężeń w przedmiocie wywołany aktywną strefą skrawania (dla $X_{RS} < 0$). Próbkowane wartości głównych składowych naprężeń w funkcji X_{RS} przedstawiono na rys. 7.22, gdzie pełne i przerywane linie odnoszą się do wartości otrzymanych kolejno dla pierwszego ($1p$) i drugiego przejścia ($2p$) ostrza. W płaskim stanie odkształceń składowe σ_{xz} oraz σ_{yz} są nieaktywne i przyjmują wartości zerowe [26, 135], zatem zostały pominięte w analizie. Główne składowe naprężeń σ_x oraz σ_y odzwierciedlają odpowiedź materiału na obciążenie ostrza działające odpowiednio w stycznym (F_{tn}) oraz promieniowym (F_{rn}) kierunku.



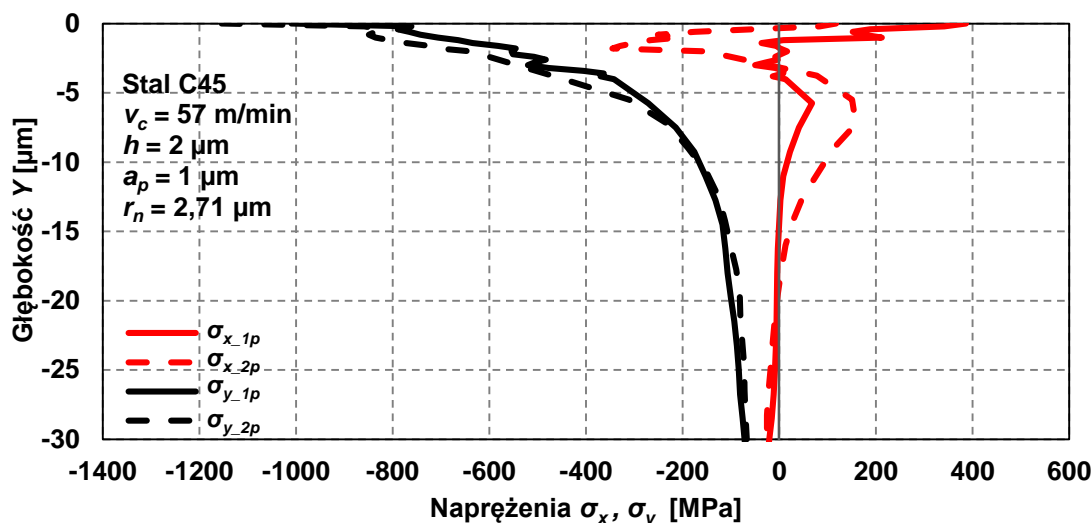
Rys. 7.22. Rozkład głównych składowych naprężeń dla stałej głębokości $Y = -0,8 \mu\text{m}$ podczas konsekwentnych przejść ostrzy dla $h = 2 \mu\text{m}$

W odniesieniu do zakresu $X_{RS} < 0$, składowe σ_x oraz σ_y przyjmują większe bezwzględne wartości dla drugiego przejścia ostrza przypuszczalnie z powodu efektu umocnienia zgniotem po obróbce pierwszej warstwy. Bezpośrednio pod strefą skrawania ($X_{RS} < 0$) naprężenia ściskające przeważają w rozkładzie naprężeń σ_x oraz σ_y , przy czym w przypadku składowej σ_{x_1p} obserwuje się zmianę charakteru naprężeń ze ściskających na rozciągające dla $X_{RS} = -1,16 \mu\text{m}$. Podobna zmiana zwrotu naprężeń jednak nie występuje w przypadku składowej σ_{x_2p} , gdzie nawet

w zakresie odciążania ($X_{RS} > 0$) bezwzględna różnica $|\sigma_{x_{2p}} - \sigma_{x_{1p}}|$ pomiędzy składowymi w konsekwentnych przejściach oscyluje wokół wartości 352 MPa. W przypadku składowej σ_y wartości szczytowe zostały zarejestrowane w przybliżeniu w połowie odcinka odpowiadającego zakresowi oddziaływania materiału z promieniem zaokrąglenia krawędzi skrawającej ($X_{RS} = -1,36 \mu\text{m}$), gdzie maksymalne wartości naprężeń wynoszą $\sigma_{y_{1p}} = -1137 \text{ MPa}$ oraz $\sigma_{y_{2p}} = -1312 \text{ MPa}$. Znaczące różnice w wartościach szczytowych oraz rozkłady składowej naprężeń σ_y z rysunku 7.22 dla dwóch przejść ostrzy wyraźnie wskazują na wystąpienie efektu umocnienia zgniotem w drugim przejściu ostrza, którego kierunek pokrywa się z kierunkiem działania siły promieniowej F_m , co tłumaczy dławienie na uprzednich wykresach (rys. 7.14.b, rys. 7.17, rys. 7.20) zaobserwowano przyrost siły promieniowej w drugim przejściu ostrza. W płaskim stanie odkształceń wartości składowej σ_z są bezpośrednio zależne od składowych σ_x oraz σ_y [26], dlatego również w przypadku $\sigma_{z_{2p}}$ zauważa się ujemne przesunięcie profilu naprężeń względem analogicznych wartości z pierwszego przejścia. Jediną składową dla której nie zaobserwowano istotnych różnic pomiędzy kolejnymi przejściami ostrzy jest składowa naprężeń stycznych σ_{xy} .

Aby bliżej ocenić jak napór powierzchni przyłożenia oddziałuje na stan naprężeń podczas konsekwentnych przejść ostrzy, na kolejnym wykresie (rys. 7.23) przedstawiono rozkład wybranych składowych naprężeń σ_x , σ_y . Naprężenia próbkowano w węzłach sitki Eulera wzdłuż osi Y współliniowo do środka promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej w głąb powierzchni obrobionej, podczas symulacji obróbki kolejnych warstw o grubościach $h = 2 \mu\text{m}$. W efekcie nagniatania powierzchnią przyłożenia generowane są znaczne naprężenia ściskające σ_y podczas obu przejść ostrzy, w całej badanej głębokości. Naprężenia σ_y osiągają szczytowe wartości na powierzchni obrobionej i dla kolejnych przejść wynoszą $\sigma_{y_{1p_max}} = -1010 \text{ MPa}$ oraz $\sigma_{y_{2p_max}} = -1154 \text{ MPa}$. Naprężenia w drugim przejściu ostrza utrzymują większą bezwzględną wartość aż do głębokości $Y = -10,75 \mu\text{m}$. Po przekroczeniu głębokości około $Y = -15 \mu\text{m}$ intensywność przyrostu naprężeń σ_y w obu przejściach ostrzy wyhamowuje, dążąc asymptotycznie do wartości około -65 MPa . W przypadku naprężeń σ_x obserwuje się całkowicie odmienną charakterystykę, gdzie następuje wielokrotna zmianę kierunku ich działania w funkcji głębokości Y . Na rozkład zmiennej σ_x dużo większy wpływ ma złożony stan obciążenia wywołany aktywną strefą skrawania (rys. 7.21), który prezentuje się dość odmiennie dla pierwszego i drugiego przejścia ostrza z tytułu umocnienia zgniotem w paśmie odkształceń resztkowych. W pierwszym przejściu szczytowa wartość ($\sigma_{x_{1p_max}} = 386 \text{ MPa}$) występuje na powierzchni obrobionej, gdzie naprężenia mają charakter rozciągający. Dla tego samego przejścia ostrza w funkcji głębokości Y wartość naprężenia $\sigma_{x_{1p}}$ maleje oraz oscyluje względem zera dla głębokości w zakresie $Y = -1,2 \div -4 \mu\text{m}$. Ze wzrostem głębokości $\sigma_{x_{1p}}$ przyjmuje z powrotem dodatni zwrot aż do wartości $Y = -15 \mu\text{m}$, po przekroczeniu której przebieg zmiennej dąży asymptotycznie do wartości około -30 MPa . W drugim przejściu zauważa się, że w zakresie $Y = 0 \div -3,75 \mu\text{m}$ profil $\sigma_{x_{2p}}$ jest przesunięty na lewo względem profilu $\sigma_{x_{1p}}$, a jego wartość szczytowa ($\sigma_{x_{2p_max}} = -345 \text{ MPa}$) nie występuje na powierzchni obrobionej lecz na głębokości $Y = -1,8 \mu\text{m}$. Poniżej głębokości $Y = -3,75 \mu\text{m}$ naprężenie $\sigma_{x_{2p}}$ ponownie zmienia znak na dodatni, gdzie odnotowuje się drugą wartość szczytową ($\sigma_{x_{2p}} = 159 \text{ MPa}$ dla $Y = -7,25 \mu\text{m}$), która jest bezwzględnie większa niż wartość $\sigma_{x_{1p}}$ dla analogicznego zakresu głębokości. Dalej, podobnie jak w przypadku profilu $\sigma_{x_{1p}}$,

wartość $\sigma_{x,2p}$ maleje wraz z głębokością dążąc asymptotycznie do wartości około -30 MPa. Ostatecznie porównując profile naprężeń σ_x dla obu przejść ostrzy zauważa się, że poza strefą przy powierzchni obrobionej, dla głębokości w zakresie $Y = -1,2 \div -19,4 \mu\text{m}$ naprężenia w drugim przejściu przyjmują wartości bezwzględnie wielokrotnie wyższe, zarówno dla zakresu naprężeń rozciągających jak i ściskających niż w przejściu je poprzedzającym.



Rys. 7.23. Rozkład składowych σ_x , σ_y naprężeń wzdłuż osi Y w głąb powierzchni obrobionej podczas konsekwentnych przejść ostrzy dla $h = 2 \mu\text{m}$

Na podstawie przedstawionej analizy przebiegów naprężeń można stwierdzić, występowanie zjawiska umocnienia zgniotem, identyfikowane jako większe bezwzględne wartości naprężeń w drugim przejściu ostrza, w przypadku głównych składowych naprężeń σ_x , σ_y oraz σ_z . Jednak w przypadku naprężenia zastępczego Misesa, w drugim przejściu ostrza naprężenia przyjmowały nieznacznie mniejsze wartości niż wartości naprężeń uzyskane w przejściu je poprzedzającym. W celu wyjaśnienia przyczyny tego zjawiska konieczne jest przywołanie podstawowej zależności na naprężenia zastępcze Misesa względem składowych głównych [92] :

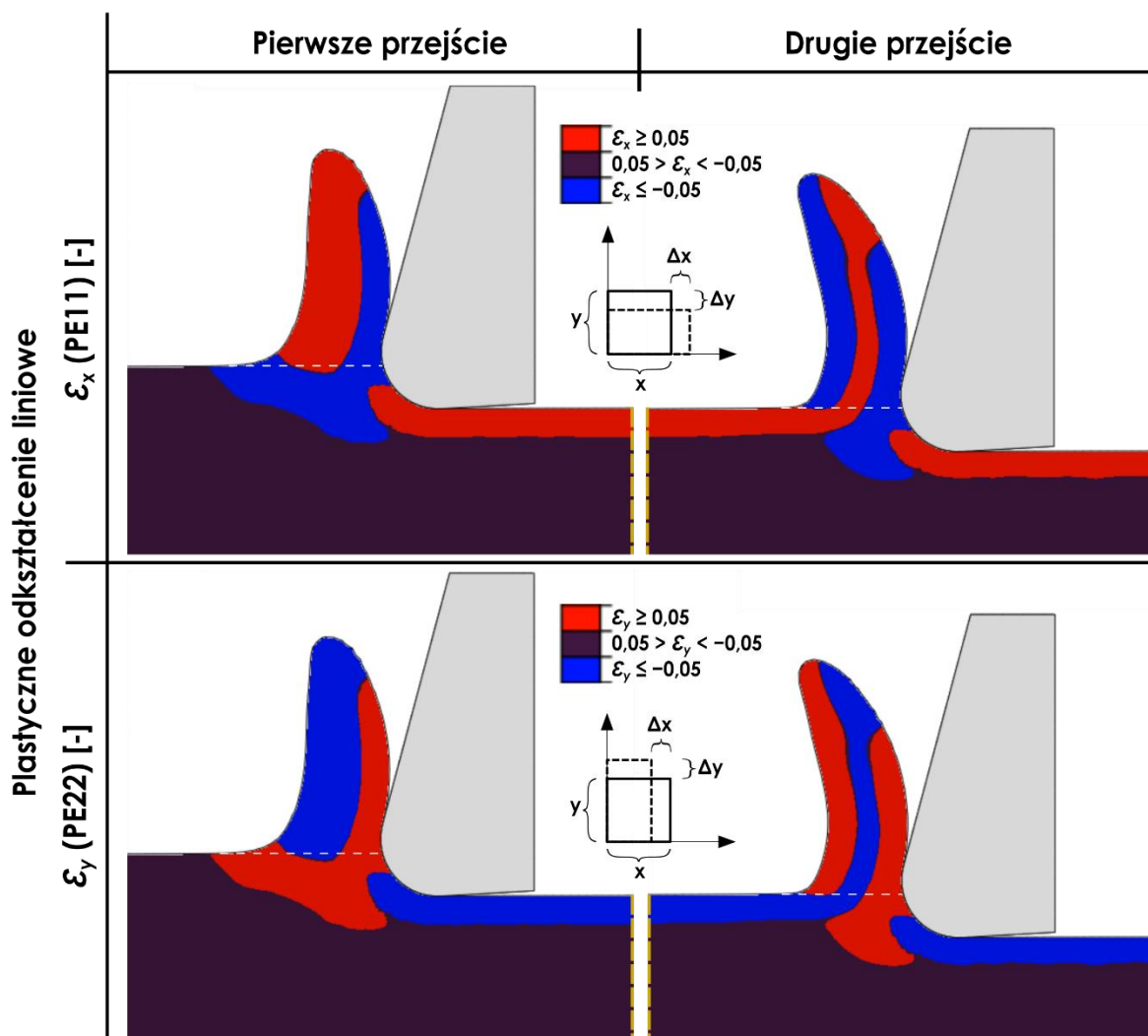
$$\sigma = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2) \right]^{1/2} \quad (7.1)$$

Z porównania przebiegów naprężeń na wykresie na rysunku 7.22 zauważa się, że spośród wszystkich składowych to σ_y wpływa w największym stopniu na wartości naprężenia Misesa. Dokładniej, komponent $(\sigma_x - \sigma_y)^2$ z równania (7.1) stanowi w przybliżeniu 46% naprężenia zastępczego dla zakresu $r_n \geq X_{RS} \geq 0$. Im bardziej ujemne wartości przyjmować będzie składowa σ_x to tym mniejszy będzie wynik komponentu $(\sigma_x - \sigma_y)^2$ i w konsekwencji mniejsza wartość naprężenia zastępczego.

Analiza głównych składowych naprężenia wykazała, że za wzrost wartości składowej F_{rn} w drugim przejściu ostrza w modelu CEL odpowiedzialny jest efekt umocnienia zgniotem, którego implementacja zapewniona jest przez przypisanie modelu konstytutywnego Johnsona-Cooka

wewnątrz domeny przedmiotu obrabianego. Niemniej jednak, wykres składowych naprężeń wykazał, że efekt umocnienia zgniotem nie jest ograniczony jedynie do kierunku promieniowego ale umocnienie oddziałuje również na składową σ_x , której kierunek działania pokrywa się z kierunkiem ruchu głównego oraz wektora siły stycznej F_m . Oznacza to, że analiza naprężeń σ_x implikuje, że siła styczna F_m w drugim przejściu ostrza powinna również przyjmować większą wartość niż ta zarejestrowana w przejściu je poprzedzającym, aczkolwiek analizy składowych siły całkowitej (rys. 7.14.b, rys. 7.17, rys. 7.20) wskazują na tendencję odwrotną. Stąd konieczne jest przedstawienie analizy zmian geometrycznych w procesie formowania wióra i jego skutków na warunki obciążenia ostrza w celu wyjaśnienia przyczyn tego zjawiska. Na rysunku 7.21 przedstawiono zestawienie geometrii CAD wióra pozyskaną dla pierwszego (zielona linia) oraz drugiego (czerwona linia) z reprezentatywnej symulacji dla $h = 2 \mu\text{m}$ i drogi skrawania $L_s = 20 \mu\text{m}$. Porównanie geometrii wiórów wskazuje, że wiór w drugim przejściu odznacza się mniejszą o 8% grubością (mierzoną w punkcie oderwania wióra od efektywnej powierzchni natarcia), ma węższą podstawę oraz mniejszy promień w miejscu jego przeięcia. Wszystkie powyższe czynniki wskazują na wystąpienie zmiany mechanizmu formowania wióra pomiędzy konsekwentnymi przejściami ostrza, którą przypuszczalnie należy przypisać agregacji odkształceń ze skrawania poprzedzającej warstwy. Dokładniej, pasmo odkształceń resztkowych (region C z rys. 7.18) oddziałuje na granicę powierzchni swobodnych formowanego wióra i wpływa na jego możliwość zwijania.

Aby scharakteryzować jak agregacja odkształceń resztkowych po poprzednim przejściu wpływa na mechanizm formowania wióra na rysunku 7.24 przedstawiono rozkład warstwicowy plastycznych odkształceń liniowych ε_x , ε_y (zmiennne PE11, PE22 w oprogramowaniu Abaqus) dla symulacji konsekwentnych przejść ostrzy ($h = 2 \mu\text{m}$, $L_s = 20 \mu\text{m}$). Przygotowując wykres warstwicowy zmieniono czułość prezentacji zmiennych odkształcenia ustawiając graniczne progi na: $\varepsilon_i \geq 0,05$ kolorem czerwonym, $\varepsilon_i \leq -0,05$ kolorem niebieskim, natomiast wartości pośrednie kolorem ciemnego burgundu. W ten sposób, ułatwiono identyfikację obszarów w których materiał ulega rozciąganiu czy ściskaniu, aby umożliwić jakościową ocenę zmian w mechanizmie formowania wióra w obu przejściach ostrza. O ile zastosowanie domyślnych przedziałów czułości o wielobarwnej palecie kolorów dla rozkładu zmiennych pozwoliłoby zlokalizować lokalne maksima i minima odkształceń, o tyle jednak granica zmiany zwrotu uległaby rozmyciu, podobnie jak w przypadku rozkładu odkształcenia zastępczego na rysunku 7.18. W wyniku nagniatania powierzchni obrobionej ostrzem skrawającym (rys. 7.24) następuje ściśnięcie nowo powstałej warstwy wierzchniej w kierunku Y oraz rozciągnięcie włókien materiału w kierunku wektora ruchu głównego (X). Część objętości formowanego wióra w pierwszym przejściu jest ściskana na powierzchni natarcia, natomiast zewnętrzna część wióra swobodnie pęcznieje. W drugim przejściu pasmo odkształceń resztkowych po przejściu pierwszego ostrza włączane jest w rdzeń wióra, gdzie odkształcenia resztkowe z poprzedniego przejścia agregowane są ze stanem odkształceń wióra w drugim przejściu. W efekcie, część objętości wióra wformowana w drugim przejściu jest dodatkowo ściskana w kierunku X między rdzeniem wióra a powierzchnią obrobioną w poprzednim przejściu.

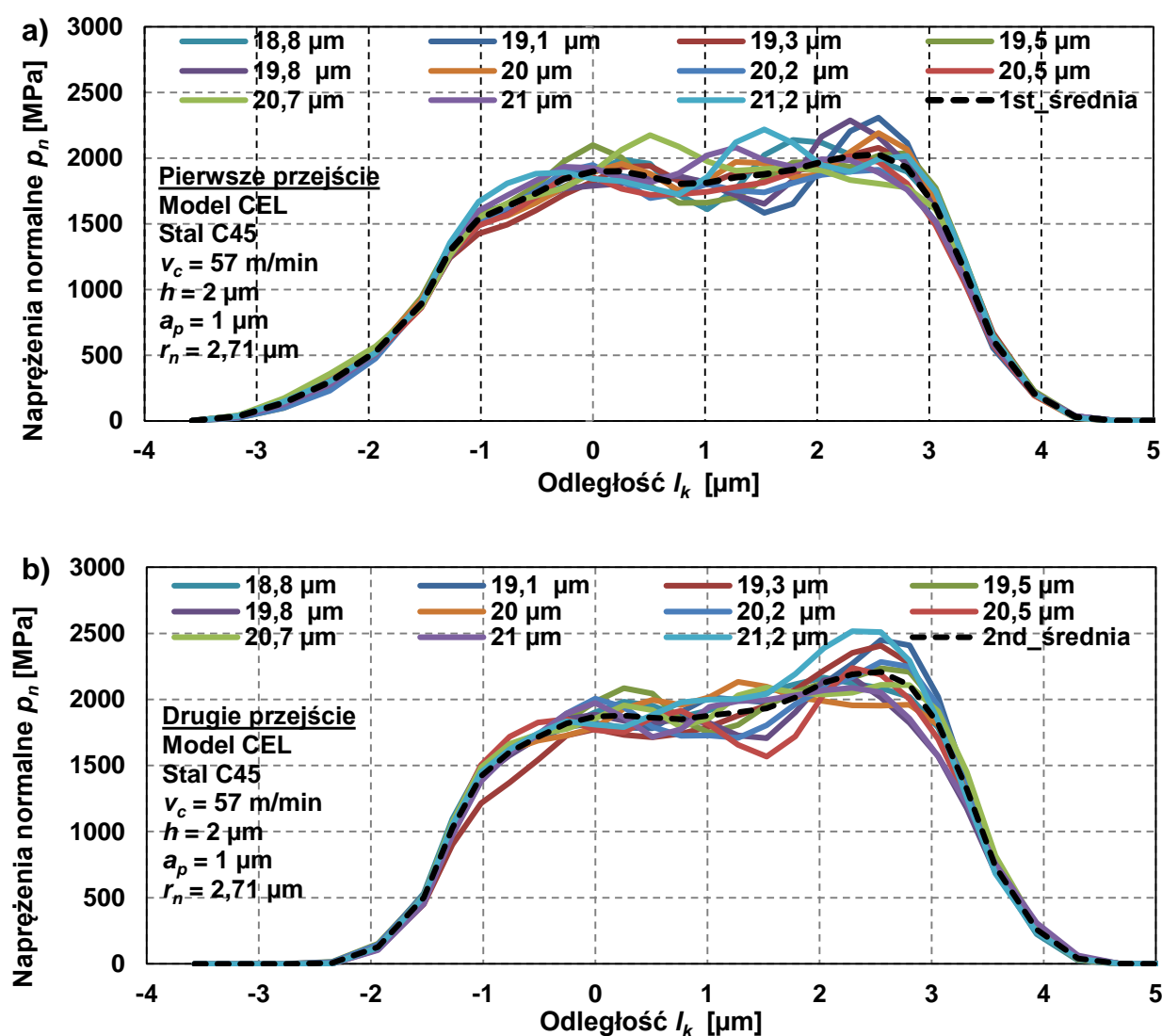


Rys. 7.24. Rozkład dodatnich i ujemnych plastycznych odkształceń liniowych ε_x , ε_y w strefie skrawania podczas konsekwentnych przejść ostrzy dla $h = 2 \mu\text{m}$, $L_s = 20 \mu\text{m}$

Zauważa się, że składowe odkształceń ε_x , ε_y są komplementarne względem siebie co oznacza, że materiał ściskany w jednym kierunku będzie w konsekwencji rozciągany w kierunku prostopadłym. Stąd na rysunku 7.24 obserwuje się, że charakterystyczne pola odkształceń w kierunkach X i Y zajmują identyczną objętość ale przyjmują przeciwstawne zwroty. W efekcie, ograniczone pęcznienie wióra w drugim przejściu, przekładające się na mniejszą jego grubość przełoży się na przyrost jego wysokości indukowanej większą objętością rozciąganego materiału w kierunku Y. Rozpatrując rozkład powierzchniowy warstwic wewnątrz wióra, definiowanego jako obszar przedmiotu obrabianego powyżej linii przerywanej współosiowej do górnej krawędzi przedmiotu, przy pomocy obrysów CAD możliwe jest oszacowanie proporcji objętości wióra w której następuje ściskanie i rozciąganie w danym przejściu ostrza. W przypadku kierunku X szacuje się, że w pierwszym przejściu aż 71% objętości wióra pęcznieje a 29% jest ściskana. Natomiast w drugim przejściu tylko 34% objętości wióra pęcznieje w kierunku

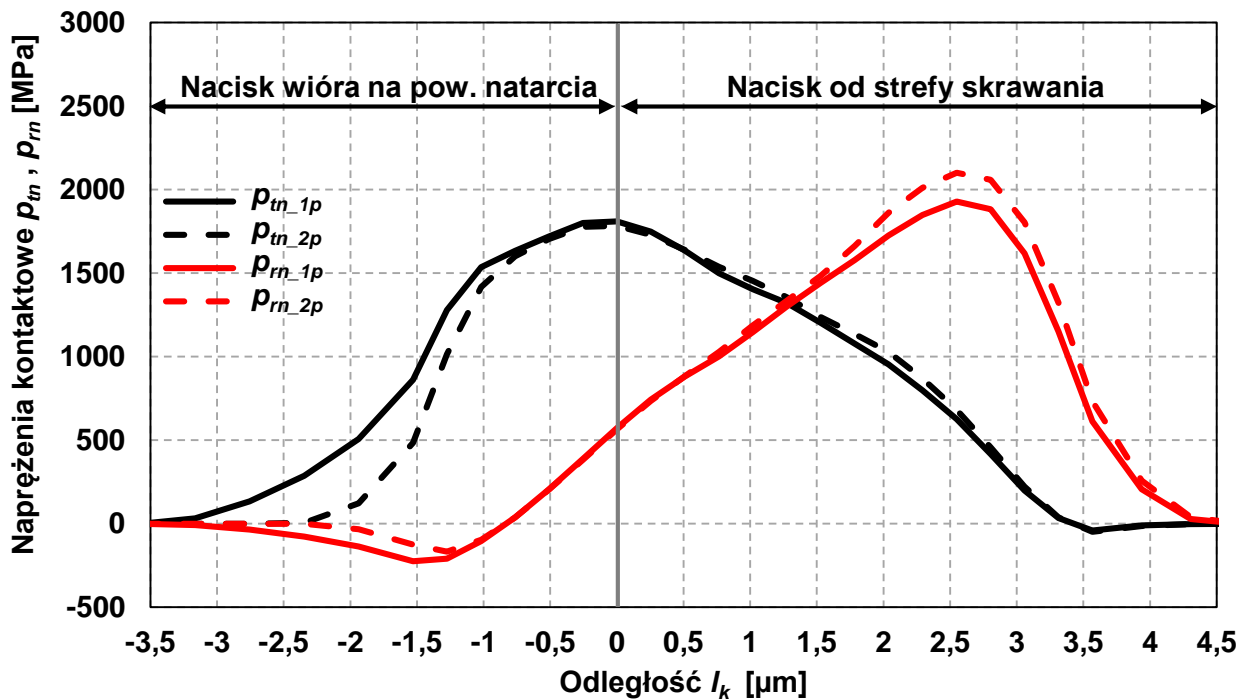
X, a 66% jest ściskanych. Dla kierunku Y proporcje objętości są odwrócone, gdzie tylko 29% jest rozciąganych w pierwszym, za to aż 66% wióra jest rozciągana w drugim przejściu.

Skoro wiór w drugim przejściu ma mniejszą efektywną grubość oraz węższą podstawę (rys. 7.21) to oznacza, że będzie wywierać mniejsze naciski na powierzchni natarcia ostrza w trakcie obróbki. Do oceny tego zjawiska posłużyć się można analizą rozkładu naprężeń kontaktowych na powierzchni ostrza (współrzędna l_k z rysunku 7.21), przedstawioną na rysunku 7.25. W symulacjach MES z powodu aproksymacji w implementacji algorytmów kontaktowych otrzymane rozkłady naprężeń kontaktowych są często zniekształcone przez lokalne oscylacje czy fluktuacje próbkowanych wartości. W celu wygładzenia sygnału wyznaczono wartość średnią naprężeń kontaktowych z 11 klatek symulacji dla zakresu drogi skrawania od 18,8 do 21,2 μm , zaznaczoną czarną przerywaną linią na wykresach.



Rys. 7.25. Rozkład naprężeń normalnych do powierzchni ostrza dla kolejnych odcinków drogi skrawania dla pierwszego (a) i drugiego (b) przejścia

Zaprezentowany wykres (rys. 7.25) przedstawia rozkład naprężeń kontaktowych działających na węzły siatki w kierunku normalnym do powierzchni ostrza. Węzłowe wartości średnich naprężeń normalnych zostały następnie rzutowane na kierunki ortogonalne: składową styczną p_m oraz promieniową p_r (odpowiadające kolejno kierunkom działania sił F_{tn} oraz F_{rn}) w celu wyizolowania ich wpływu na składowe siły całkowitej. Rysunek 7.26 przedstawia rozkład składowych naprężeń kontaktowych próbkowanych z węzłów na powierzchni pierwszego (linia pełna) i drugiego (linia przerywana) ostrza w funkcji pozycji na powierzchni ostrza, rzutowanej jako oś l_k , dla której jako początek przyjęto arbitralny punkt T (rys. 7.21). Punkt T na powierzchni ostrza jest zbieżny w kierunku pionowym z powierzchnią zewnętrzną przedmiotu obrabianego, co pozwala w sposób miarodajny ocenić długość styku wióra z ostrzem a jednocześnie umownie podzielić pasmo nacisków ze względu na ich pochodzenie: wywołane naciskiem wióra (dla $l_k < 0$) oraz pochodzące ze strefy skrawania (dla $l_k > 0$).



Rys. 7.26. Rozkład naprężeń kontaktowych rzutowanych w kierunku stycznym (p_m) i promieniowym (p_r) w pierwszym i drugim przejściu ostrza

Porównanie rozkładów naprężeń kontaktowych (rys. 7.26) dla obu przejść ostrzy ujawnia, że długość kontaktu wióra z ostrzem dla drugiego przejścia jest krótsza o $0,82 \mu\text{m}$. Dla zakresu $l_k < 0$ (odziaływanie wióra) pole pod krzywą naprężeń jest wyraźnie większe dla pierwszego przejścia ostrza, głównie z powodu dłuższego kontaktu oraz większej grubości wióra. Dla zakresu strefy skrawania ($l_k > 0$), pole pod krzywą naprężeń kontaktowych jest nieznacznie większe dla składowych drugiego przejścia ostrza (p_{m_2p} oraz p_{r_2p}), co można przypisać efektowi umocnienia zgniotem. Odnosząc się do całego zakresu kontaktu, pole pod krzywą składowej stycznej p_m jest o 7,3% mniejsze w drugim przejściu, co odzwierciedla spadek siły F_{tn} zaobserwowany na

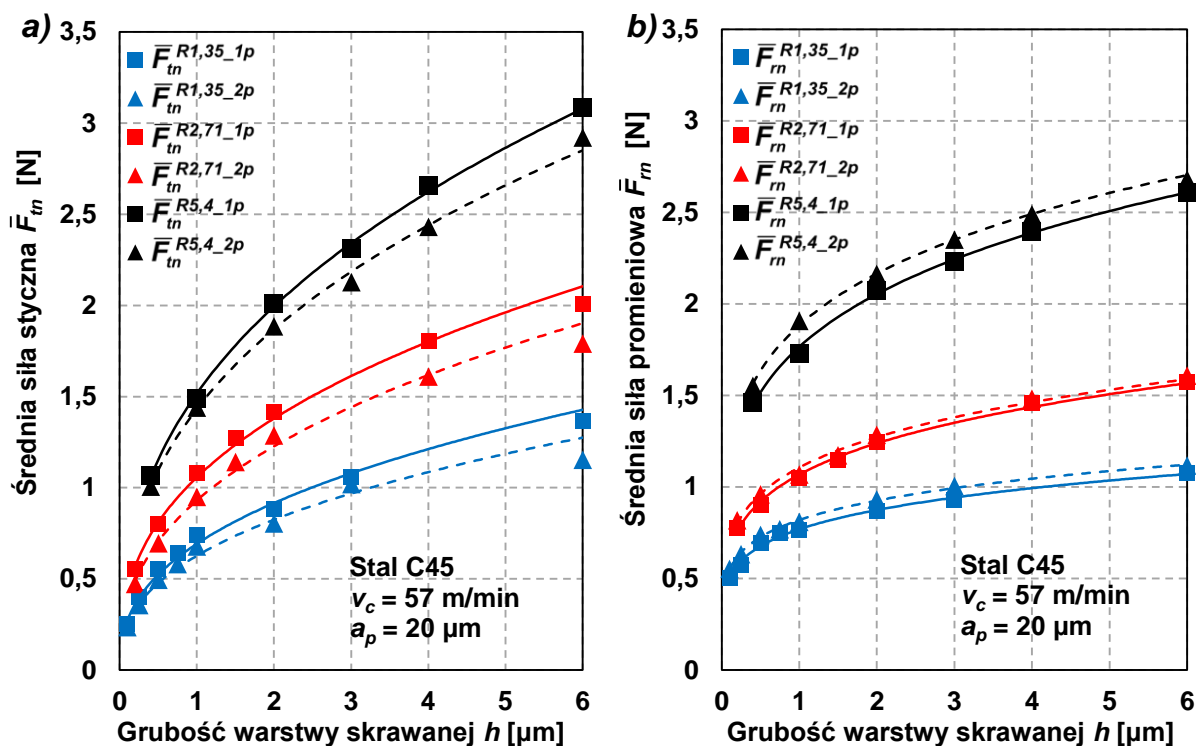
wykresach w poprzednim podrozdziale (rys. 7.14.b oraz rys. 7.17). W przypadku składowej promieniowej p_m , całkowite pole pod wykresem dla drugiego przejścia ostrza jest o 4,2% większe niż w pierwszym. Efekt zmniejszonej długości kontaktu w drugim przejściu ostrza jest mniej wyraźny w przypadku składowej promieniowej p_m ponieważ dla rozpatrywanej symulacji $h/r_n = 0,74$ kierunek naprężeń normalnych na powierzchni ostrza dla zakresu $l_k < 0$ jest niemal poziomy. Dowodzi to, że za przyrost siły promieniowej F_m w drugim przejściu ostrza odpowiedzialny jest głównie efekt umocnienia przedmiotu obrabianego zgniotem przez poprzednie przejście ostrza. Wyniki analiz wskazują, że odkształcenia resztkowe oraz stan umocnienia materiału w warstwie wierzchniej po przejściu pierwszego ostrza, wywierają ilościowy i jakościowy wpływ na wartość składowych siły całkowitej w drugim przejściu ostrza, potwierdzając jednocześnie częściowo I hipotezę pracy.

7.2.3. Wpływ promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n na składowe siły całkowitej zamodelowane na bazie sprzężonego modelu Eulera-Lagrange'a (CEL) z dwoma przejściami ostrzy

W celu oszacowania wpływu zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n na składowe siły całkowitej zrealizowano dodatkowe symulacje modelem ortogonalnym CEL, uwzględniające alternatywne mikrogeometrię ostrzy z promieniami $r_n = 1,35 \mu\text{m}$ oraz $r_n = 5,4 \mu\text{m}$. O ile w literaturze zbadany już został wpływ wielkości promienia r_n na składowe siły całkowitej [73, 89, 121, 208], to jednak nieznane są przykłady badań w których zjawisko zbadane zostało w kontekście konsekwentnych przejść ostrzy. Seria symulacji dla różnych wartości promieni r_n została przygotowana zgodnie z założeniami przedstawionymi w podrozdziale 5.3, zachowując identyczne warunki skrawania oraz kąty natarcia i przyłożenia ostrzy. Na rysunku 7.27 przedstawiono zestawienie średnich stycznych \bar{F}_m oraz promieniowych \bar{F}_m sił w funkcji parametru h , wyznaczonych modelem CEL dla dwóch konsekwentnych przejść ostrzy o różnych promieniach r_n . Średnie wartości sił \bar{F}_m , \bar{F}_m zostały oszacowane w identyczny sposób jak w przypadku metodyki przedstawionej na rysunku 7.14.

Podobnie jak w przypadku analizy sił dla ostrza z promieniem $r_n = 2,71 \mu\text{m}$ (rys. 7.17) tutaj ponownie zastosowano model regresji potęgowej, gdzie pełne i przerywane linie odnoszą się kolejno do pierwszego ($1p$) i drugiego ($2p$) przejścia ostrza. Parametry modeli regresji zostały przedstawione w tabeli 7.2. Na podstawie rysunku 7.27 zauważa się, że wartość sił \bar{F}_m , \bar{F}_m zależy nie tylko od grubości warstwy skrawanej h ale również od wielkości promienia r_n . Analizując krzywe z rysunku 7.27 zaobserwowano, że w zakresie małych grubości warstwy skrawanej $h < 1 \mu\text{m}$, siła promieniowa przyjmuje większą wartość niż składowa styczna, jednak poza tym zakresem przyrost siły promieniowej \bar{F}_m w funkcji grubości h jest mniej intensywny niż w przypadku siły stycznej \bar{F}_m , co potwierdzają również wartości parametrów modeli regresji (tabela 7.2), gdzie wykładnik potęgowy b_m jest niemal o połowę mniejszy niż b_m dla wszystkich rozpatrywanych przypadków. Zależność ta jest inherentnie związana z rozkładem nacisków p_m (omawianych wcześniej na rys. 7.26) na powierzchni ostrza, których zwrot szczególnie dla zakresu $h > r_n$ będzie działać przeciwnie do kierunku pasma nacisków generowanego na efektywnej

powierzchni przyłożenia. Stąd przyrost siły promieniowej w funkcji h zostaje wyhamowany. Dla wszystkich zbadanych promieni r_n ostrza zaobserwowano zbliżone zmiany wielkości składowych siły całkowitej w odniesieniu do pierwszego przejścia, gdzie w drugim przejściu wartość siły stycznej była średnio o 9,6% niższa, natomiast siła promieniowa średnio o 4,8% wyższa. Oznacza to, że dla wszystkich rozpatrywanych wariantów mikrogeometrii ostrza zaobserwowano podobne zmiany w mechanizmie formowania wióra indukowane agregacją odkształceń resztkowych i umocnieniem materiału, jak objaśniono w podrozdziale 7.2.2.



Rys. 7.27. Średnie składowe siły całkowitej w funkcji grubości warstwy skrawanej dla wybranych promieni r_n wyznaczone opracowanym modelem CEL

Tabela 7.2. Parametry modeli regresji potęgowej dla składowych siły całkowitej względem grubości warstwy skrawanej wyznaczonych modelem CEL

Przejście	r_n [μ m]	$F_m = a_m \cdot h^{b_m}$			$F_m = a_m \cdot h^{b_m}$		
		a_{tn}	b_{tn}	R^2	a_m	b_m	R^2
Pierwsze	1,35	0,692	0,404	0,9904	0,769	0,185	0,9930
Drugie		0,627	0,396	0,9864	0,819	0,175	0,9970
Pierwsze	2,71	1,057	0,384	0,9959	1,068	0,214	0,9955
Drugie		0,929	0,399	0,9928	1,106	0,202	0,9921
Pierwsze	5,4	1,517	0,395	0,9913	1,765	0,218	0,9984
Drugie		1,432	0,384	0,9889	1,883	0,202	0,9991

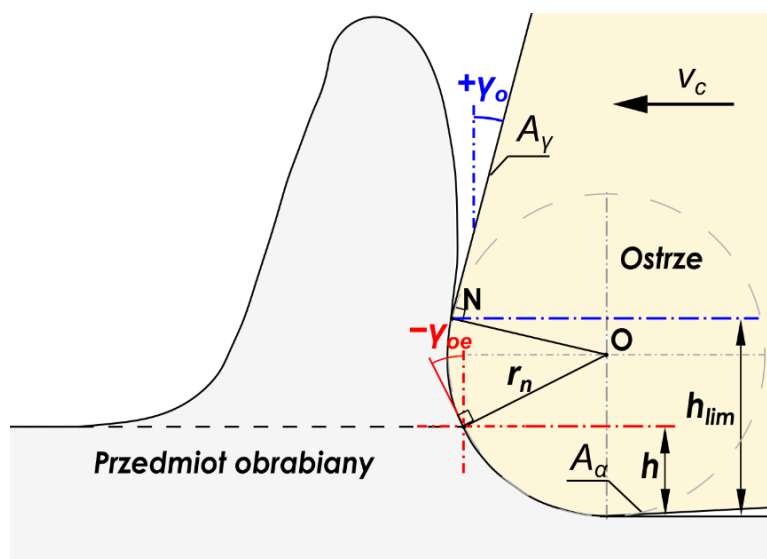
Na podstawie przebiegu krzywych z rysunku 7.27 wyraźnie zauważa się, że wartości obu składowych rosną w funkcji wielkości promienia r_n , co głównie związane jest z występowaniem tzw. efektu rozmiarowego (ang. *size effect*), którego konsekwencją jest zwiększenie długości kontaktu wióra z ostrzem, kiedy iloraz h / r_n maleje. Wraz z wydłużeniem długości styku wióra z ostrzem w wyniku tarcia i naporu materiału, generowane są dodatkowe naprężenia kontaktowe działające na ostrze, których kierunek działania pokrywa się z wektorem siły stycznej i promieniowej. Dodatkowo znany jest w literaturze [192] wpływ promienia r_n na efektywny kąt natarcia γ_{oe} , zdefiniowany na efektywnej powierzchni natarcia w odległości h od powierzchni obrobionej (rys. 7.28), którego wartość wyznaczana jest z zależności:

$$\gamma_{oe} = \begin{cases} \arcsin\left(\frac{h}{r_n} - 1\right) & \text{dla } h < h_{lim} \\ \gamma_o & \text{dla } h \geq h_{lim} \end{cases} \quad (7.2)$$

gdzie h_{lim} to graniczna wysokość na której następuje przejście geometrii ostrza z promienia zaokrąglenia r_n do nominalnej powierzchni natarcia (punkt N na rys. 7.28). Wartość h_{lim} wyznacza się z zależności trygonometrycznej:

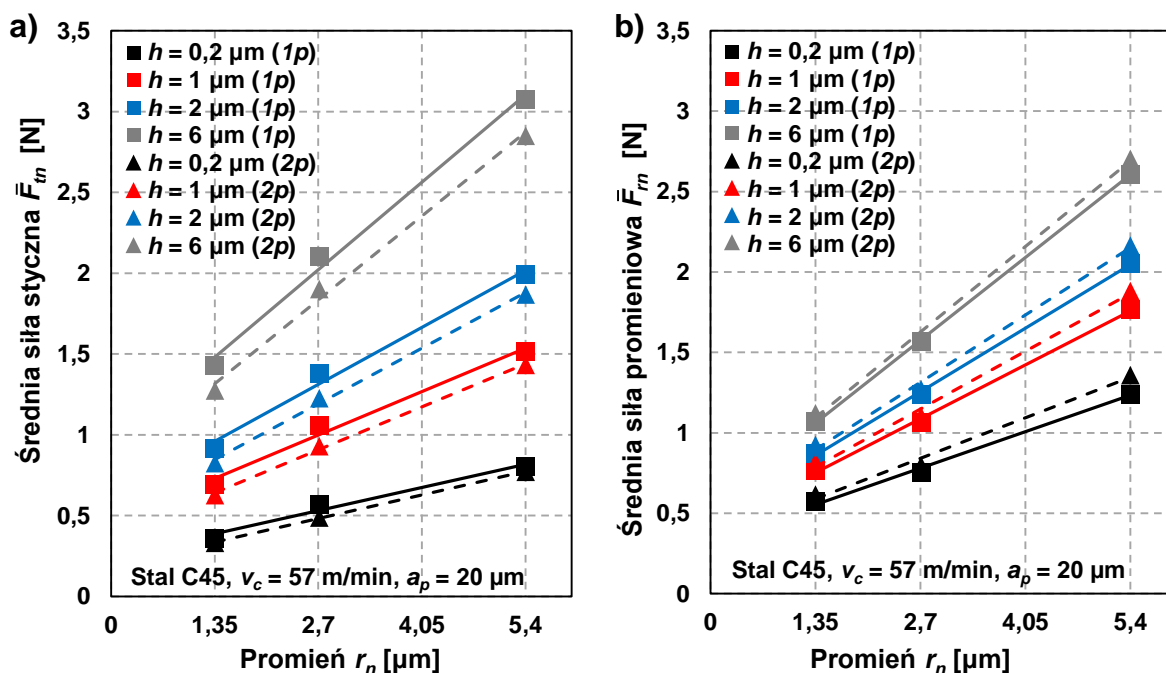
$$h_{lim} = r_n(1 + \sin \gamma_o) \quad (7.3)$$

Oznacza to, że podczas obróbki skrawaniem z $h < r_n$ efektywny kąt natarcia γ_{oe} zawsze będzie ujemny, a znany jest w literaturze [78] wpływ malejącego kąta natarcia na wzrost stycznej i promieniowej składowej siły całkowitej.



Rys. 7.28. Efektywny kąt natarcia w procesie ortogonalnego mikroskrawania. Na podstawie [192]

Jednak wpływ promienia r_n na składowe siły całkowitej nie jest jednorodny i zmienia się w funkcji grubości warstwy skrawanej. Stąd, aby ocenić jak wielkość promienia r_n wpływa na siły \bar{F}_{in} , \bar{F}_m , na rysunku 7.29 przedstawiono zestawienie $\bar{F}_{in} = f(r_n)$ dla wybranych grubości warstwy skrawanej w zakresie $h = 0,2 \div 6 \mu\text{m}$. Do zamodelowania zależności $\bar{F}_{in} = f(r_n)$ zastosowano modele regresji liniowej, których parametry wraz z kwadratem współczynnika korelacji R^2 przedstawiono w tabeli 7.3. Modele regresji liniowej dla całego badanego zakresu charakteryzują się współczynnikiem $R^2 > 0,998$, jednak podczas jego wyznaczenia posłużono się stosunkowo małą liczbą parametrów r_n , co nie pozwala jeszcze definitywnie określić, że siły przy danej grubości h w funkcji promienia r_n , będą miały oczywistą charakterystykę liniową. W odniesieniu do obu składowych siły zauważa się, że dla kolejnych przypadków grubości h wzrasta nachylenie krzywych modelu, co można ilościowo ocenić porównując wartości współczynnika kierunkowego B_m i B_m z tabeli 7.3. Zmienność tego współczynnika jest szczególnie duża dla siły \bar{F}_m , gdzie współczynnik monotonicznie rośnie w funkcji h , w zakresie $B_m = 0,106 \div 0,401$ dla obu przejść ostrzy. Współczynnik kierunkowy dla składowej \bar{F}_m również monotonicznie rosną względem h w zakresie $B_m = 0,168 \div 0,394$. Przyrost wartości siły względem promienia r_n mierzony współczynnikiem kierunkowym w badanej serii jest większy dla siły promieniowej, w zakresie mikroskrawania z grubościami warstwy skrawanej nieprzekraczającymi $2 \mu\text{m}$. Zauważa się, że dla obu składowych nachylenie krzywych otrzymanych w symulacjach dla pierwszego i drugiego przejścia ostrza jest dostatecznie zbliżone do siebie. Jednak w przypadku współczynników kierunkowych siły \bar{F}_m zauważa się większe różnice między symulacjami dla pierwszego i drugiego przejścia ostrza niż w odniesieniu do współczynników kierunkowych wyznaczonych dla siły \bar{F}_{in} .



Rys. 7.29. Wpływ promienia r_n na składowe siły stycznej (a) i promieniowej (b) dla wybranych grubości h wyznaczone ortogonalnym modelem CEL konsekwentnych przejść ostrzy

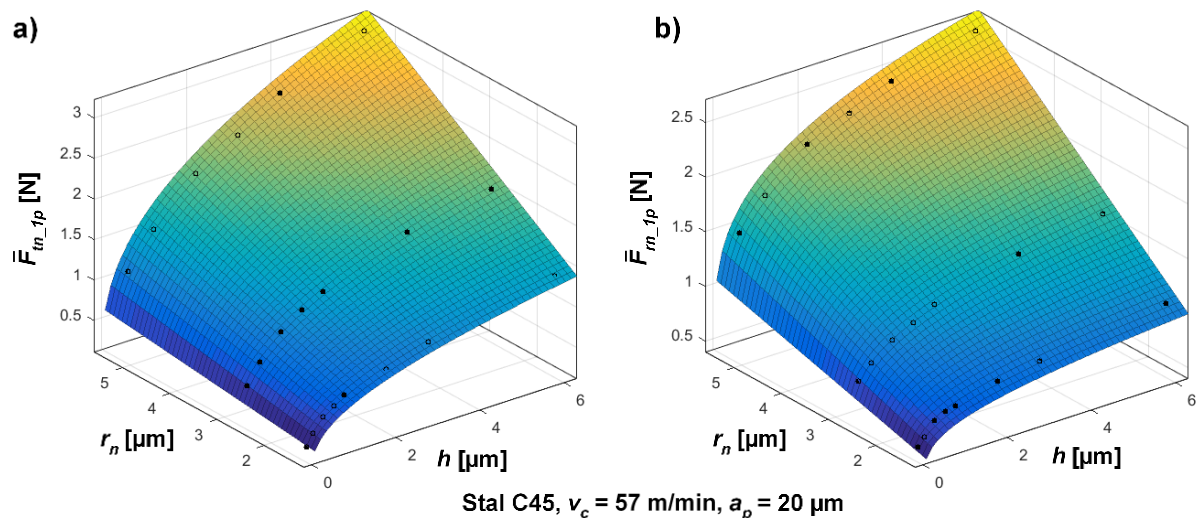
Tabela 7.3. Parametry modeli regresji liniowej dla składowych siły całkowitej względem promienia r_n dla wybranych grubości h wyznaczone ortogonalnym modelem CEL konsekwentnych przejść ostrzy

Przejście	h [μm]	$F_{tn} = A_{tn} + B_{tn} \cdot r_n$			$F_{rn} = A_{rn} + B_{rn} \cdot r_n$		
		A_{tn}	B_{tn}	R^2	A_{rn}	B_{rn}	R^2
Pierwsze	0,2	0,2437	0,106	0,9765	0,3273	0,168	0,9957
	1	0,461	0,1991	0,9855	0,4189	0,2479	0,9984
	2	0,6067	0,2611	0,9887	0,4651	0,2928	0,9991
	6	0,938	0,4012	0,993	0,5475	0,3809	0,9998
Drugie	0,2	0,1892	0,1083	0,9994	0,3367	0,1868	0,9899
	1	0,3744	0,1972	0,998	0,430	0,2662	0,9947
	2	0,5019	0,2553	0,997	0,4774	0,3098	0,9962
	6	0,7978	0,3841	0,9951	0,5626	0,3939	0,998

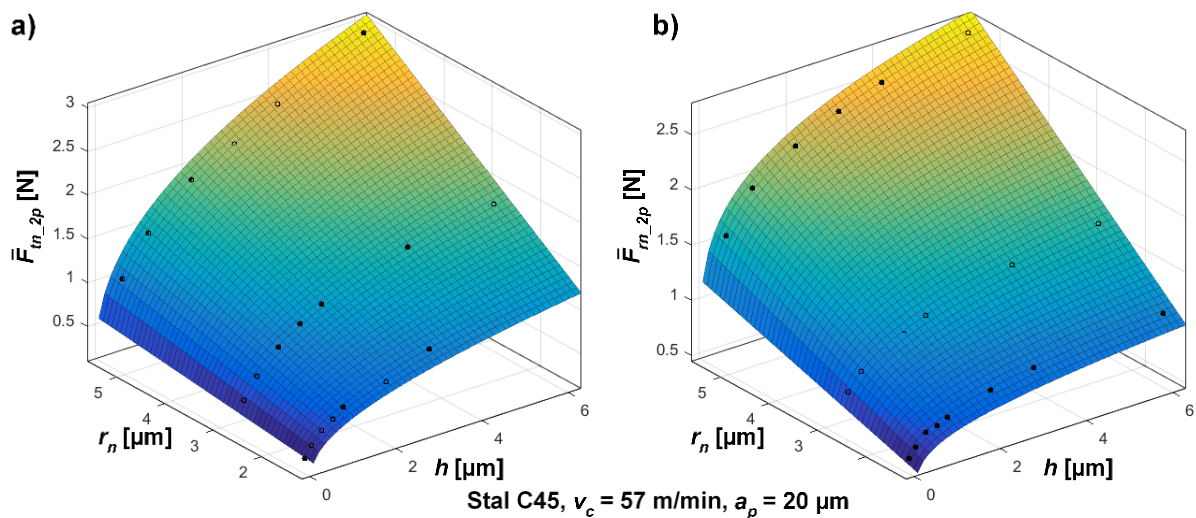
Dysponując średnimi wartościami sił \bar{F}_m , \bar{F}_r w funkcji grubości h dla różnych promieni r_n możliwe jest aproksymowanie zbioru danych przez trójwymiarową funkcję w postaci $\bar{F} = f(h, r_n)$. Autorzy pracy [89] do opisu zależności składowych siły całkowitej od grubości h oraz promienia r_n posłużyli się metodą dopasowania krzywej odnajdując przy użyciu nieliniowej metody najmniejszych kwadratów (NMNK). Równania składowych siły stycznej i promieniowej wyrazić można w postaci:

$$\begin{cases} \bar{F}_m(h, r_n) = \alpha_m h^{d_m} + \beta_m h^{e_m} r_n \\ \bar{F}_r(h, r_n) = \alpha_r h^{d_r} + \beta_r h^{e_r} r_n \end{cases} \quad (7.4)$$

Równanie (7.4) zastosowano do zamodelowania sił \bar{F}_m , \bar{F}_r oszacowanych modelem CEL dla pierwszego (rys. 7.30) oraz drugiego (rys. 7.31) przejścia. Parametry modelu (7.4) wyznaczono przy użyciu narzędzia *Curve Fitting Tool* zintegrowanego w oprogramowaniu *MATLAB*, które przedstawiono wraz ze współczynnikiem R^2 w tabeli 7.4. Otrzymanym rozwiązaniem dopasowania punktów danych do modelu jest powierzchnia reprezentująca wartość składowych siły całkowitej w układzie narzędzia, która może zostać zastosowana w hybrydowym modelu analityczno-numerycznym do predykcji sił dla podobnych frezów lecz o odmiennych wartościach promienia r_n . Co więcej, można założyć, że w dłuższej serii badań doświadczalnych w następstwie postępującego zużycia wielkość promienia r_n wzrośnie i za pomocą modelu (7.4) możliwe będzie wprowadzenie korekty jego wielkości w mechanistycznym modelu przez dopasowanie sił lub pomiar rzeczywistego promienia r_n . Dodatkowo w badaniach autorów [89] stwierdzono, że wpływ prędkości skrawania na wartości sił w układzie ortogonalnym okazał się być znikomy, co znacznie rozszerza zakres zastosowania oszacowanej powierzchni sił.



Rys. 7.30. Wpływ grubości warstwy skrawanej oraz promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej na składową styczną (a) oraz promieniową (b) siły całkowitej dla modelu CEL pierwszego przejścia ostrza



Rys. 7.31. Wpływ grubości warstwy skrawanej oraz promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej na składową styczną (a) oraz promieniową (b) siły całkowitej dla modelu CEL drugiego przejścia ostrza

Tabela 7.4. Parametry modeli aproksymacji punktowej dla składowych siły całkowitej względem promienia r_n oraz grubości h wyznaczonych ortogonalnym modelem CEL konsekwentnych przejść ostrzy

Przejście	Składowa	Współczynniki				
		α_{in}	d_{in}	β_{in}	e_{in}	R^2
Pierwsze	\bar{F}_{tn}	0,4663	0,3552	0,1997	0,4033	0,9936
	\bar{F}_m	0,4253	0,1392	0,2452	0,2490	0,9985
Drugie	\bar{F}_{tn}	0,3913	0,3339	0,1942	0,4069	0,9944
	\bar{F}_m	0,4379	0,1399	0,2634	0,2254	0,9964

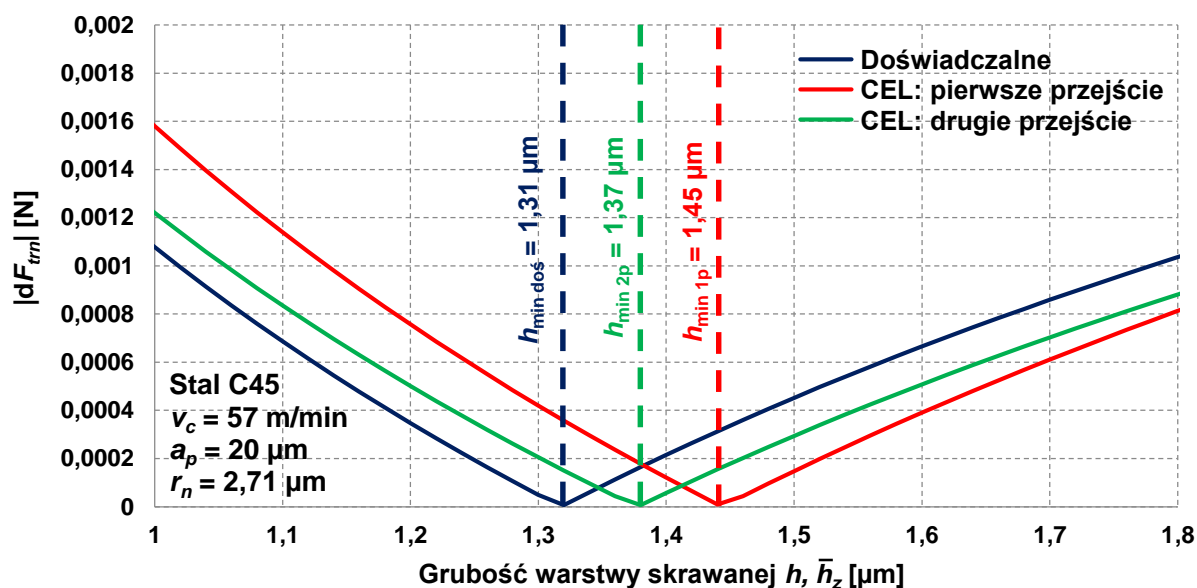
7.2.4. Predykcja minimalnej grubości warstwy skrawanej metodą przyrostów siły stycznej do promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej

Wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej h_{min} została oszacowana poprzez identyfikację punktu stagnacji na zaokrąglonej krawędzi skrawającej metodą przyrostu siły stycznej do zaokrąglonej krawędzi ostrza (podrozdział 6.1). Założenia tej metody zostały zaadaptowane do oszacowania wartości h_{min} dla procesu mikrofrezowania, gdzie siły w układzie narzędzia zostały wyznaczone pośrednio na podstawie średniokwadratowych wartości RMS doświadczalnych sygnałów sił F_x , F_y , F_z zgodnie z zależnością (6.6). Tą samą metodą oszacowano wartość h_{min} dla opracowanego modelu CEL mikroskrawania uwzględniającego konsekwentne przejścia ostrza, co umożliwiło porównanie wartości otrzymanych z modeli numerycznych z wartością wyznaczoną na bazie sił zmierzonych doświadczalnie. Podstawowymi danymi wejściowymi do wyznaczenia h_{min} , są parametry modeli regresji potęgowych (współczynniki a_m , a_r oraz wykładniki potęgowe b_m , b_r) dla składowych siły całkowitej \bar{F}_{tm} oraz \bar{F}_{rm} , które zostały zebrane na rysunku 7.17. Modele regresji potęgowych sił z układu narzędzia posłużą do wyznaczenia różniczek dF_m , dF_r oraz wypadkowego przyrostu siły dF_{trm} rzutowanego na kierunek styczny do zaokrąglonej krawędzi skrawającej, zgodnie z zależnościami (6.2) i (6.3) dla argumentów grubości warstwy skrawanej w zakresie $0 < h < r_n$, stosując dyskretyzację co $dh = 0,01 \mu\text{m}$. W przypadku analizy doświadczalnych sił z mikrofrezowania jako argument funkcji modeli regresji przyjęto średnią grubość warstwy skrawanej \bar{h}_z wyznaczoną z zależności (6.7). Przyrosty składowych siły całkowitej zostały wyznaczone osobno dla wartości sił uzyskanych z pierwszego ($1p$) i drugiego ($2p$) przejścia ostrza w modelu CEL oraz z doświadczalnych pomiarów podczas prób mikrofrezowania. Zgodnie z przyjętą metodą, wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej odpowiada argumentowi h dla którego funkcja wypadkowego przyrostu siły stycznej do zaokrąglonej krawędzi skrawającej (3.3) przyjmuje wartość zero ($dF_{trm} = 0$).

Na rysunku 7.32 przedstawiono wykres bezwzględnych przyrostów siły dF_{trm} w funkcji grubości warstwy skrawanej h obliczonych dla modelu CEL oraz dla danych z pomiarów doświadczalnych siły z procesu mikrofrezowania. Lokalizacja minimum każdej z funkcji dF_{trm} znajduje się w miejscu przecięcia krzywych z osią odciętych. Wartość argumentu grubości warstwy skrawanej w miejscu minimum funkcji została wyznaczona numerycznie z dokładnością $0,5 \cdot dh = 0,005 \mu\text{m}$. Argument minimum funkcji odpowiada wysokości wskazującej położenie punktu stagnacji na zaokrąglonej krawędzi skrawającej (zgodnie z rys. 6.1) i wyznacza poszukiwaną wartość h_{min} dla danego zbioru sił.

Funkcję przyrostów dF_{trm} dla doświadczalnych pomiarów sił oraz sił wyznaczonych na bazie dla modelu CEL drugiego przejścia przecinają się z osią odciętych w bliskiej odległości od siebie co sugeruje, że punkt stagnacji na powierzchni ostrza zdefiniowany będzie dla zbliżonego kąta β_{kr} . Wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej została oszacowana jako $h_{min\ dos.} = 1,31 \mu\text{m}$ ($k_{dos} = 0,48$) dla pomiarów doświadczalnych oraz $h_{min\ 2p} = 1,37 \mu\text{m}$ ($k_{2p} = 0,51$) dla symulacji drugiego przejścia ostrza. W przypadku symulacji pierwszego przejścia ostrza wartość funkcji dF_{trm} osiąga minimum dla zauważalnie większej grubości $h_{min\ 1p} = 1,45 \mu\text{m}$ ($k_{1p} = 0,54$). Na podstawie wyników analizy wykazać można, że wartość h_{min} oszacowana na podstawie warunków obróbki

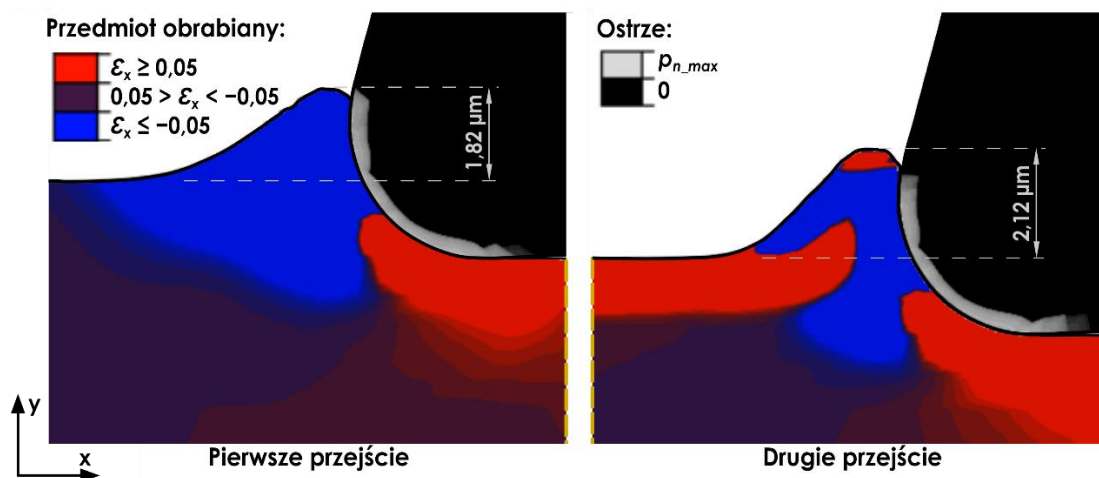
zamodelowanych podczas drugiego przejścia ostrza, zapewnia mniejszy błąd oszacowania względem wartości h_{min} wyznaczonej na podstawie doświadczalnych prób mikrofrezowania, zgodnie z założeniami II hipotezy pracy. Uzyskane wyniki wskazują, że w wyniku konsekwentnej pracy ostrzy w modelu CEL graniczna wartość h_{min} oszacowana metodą przyrostów siły stycznej do promienia krawędzi skrawającej zmalała o 5,5% w drugim przejściu ostrza. Jako główną przyczynę spadku wartości h_{min} można wskazać omówiony w podrozdziale 7.2.2 wpływ agregacji odkształceń reszkowych na skutek których wiór ma mniejszą grubość wpływając na redukcję wartości siły stycznej \bar{F}_{tn} w drugim przejściu ostrza. Natomiast umocnienie materiału zgniotem po poprzednim przejściu wpływa na wzrost składowej promieniowej \bar{F}_{rn} . Wraz ze zmianą wartości składowych siły całkowitej zmianie ulega stosunek sił $\bar{F}_{rn}/\bar{F}_{tn}$, który w modelu CEL drugiego przejścia ostrza dokładniej odzwierciedla stosunek sił z pomiarów doświadczalnych.



Rys. 7.32. Identyfikacja minimalnej grubości warstwy skrawanej h_{min} poprzez analizę wypadkowych przyrostów siły stycznej do zaokrąglonej krawędzi skrawającej

Powyższa analiza wykazała, że wartość h_{min} oszacowana na podstawie opracowanego modelu CEL jest teoretycznie mniejsza dla drugiego (2p) ostrza. Zjawisko to można jakościowo potwierdzić sprawdzając kryterium separacji wióra z efektywnej powierzchni natarcia (podrozdział 2.7), podobnie jak w pracach [54, 55, 105, 110]. W tym celu wybrano symulacje dla grubości $h = 1,5 \mu\text{m}$ (rys. 7.33), będącą najbliższą szacowanych wartości h_{min} z całej serii badań i porównano czy dla tego samego odcinka drogi skrawania w obydwu przejściach jednakowo zainicjowany jest proces odrywania wióra od efektywnej powierzchni natarcia. Dokładny moment inicjacji separacji wióra można ocenić analizując poklatkowo wraz z postępem symulacji rozkład naprężeń kontaktowych p_n na powierzchni ostrza, których występowanie wzdłuż zaokrąglonej krawędzi skrawającej świadczy o występującym wzajemnym kontakcie dwóch ciał. W etapie bruzdowania czy indentacji klina ostrza w głąb przedmiotu obrabianego, długość pasma naprężeń kontaktowych wzdłuż promienia r_n ostrza będzie wzrastać w funkcji drogi skrawania, podobnie jak wzrasta

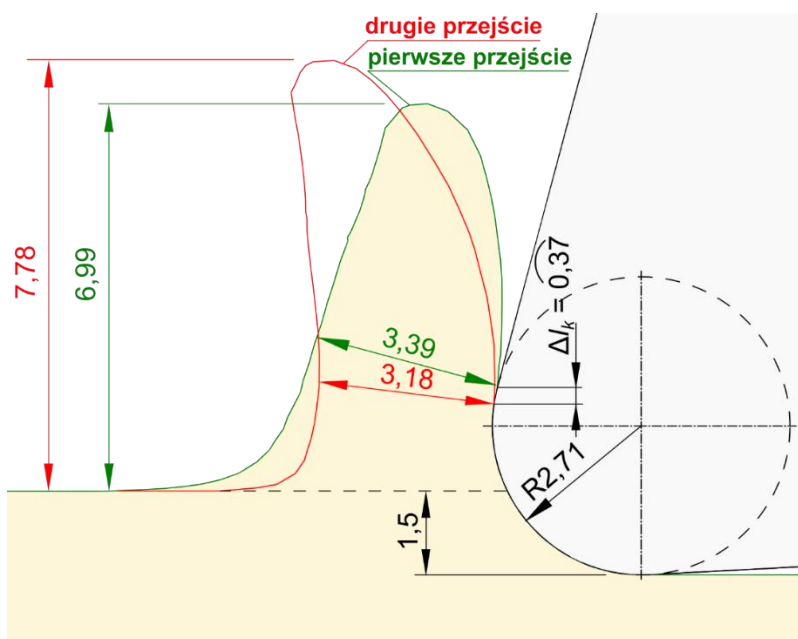
rozmiar wyływki formowanej przed ostrzem. Wzrost długości pasma naprężeń kontaktowych postępować będzie, aż do momentu zainicjowania separacji materiału z powierzchni ostrza. Stąd identyfikując odcinek drogi skrawania dla którego przyrost długości pasma naprężeń kontaktowych ustaje, można pośrednio porównać zdolność do formowania wióra w obu przejściach ostrzy. Zaobserwowano, że w przypadku symulacji pierwszego przejścia dla $h = 1,5 \mu\text{m}$ po pokonaniu drogi $4,1 \mu\text{m}$ długość pasma naprężeń kontaktowych stabilizuje się wskazując na początek inicjacji usuwania materiału. W drugim przejściu droga do inicjacji separacji uległa skróceniu i wynosi $2,4 \mu\text{m}$, co wskazuje, że warunki występujące w drugim przejściu ostrza w większym stopniu sprzyjają inicjacji dekohezji (przypuszczalnie obniżając wartość h_{min}), podobnie jak wykazała analiza modelem przyrostów sił.



Rys. 7.33. Rozkład plastycznych odkształceń liniowych ϵ_x oraz naprężeń kontaktowych p_n podczas indentacji pierwszego i drugiego ostrza w przedmiot obrabiany zarejestrowany dla drogi skrawania $2,4 \mu\text{m}$ (Stal C45, $v_c = 57 \text{ m/min}$, $h = 1 \mu\text{m}$, $a_p = 1 \mu\text{m}$)

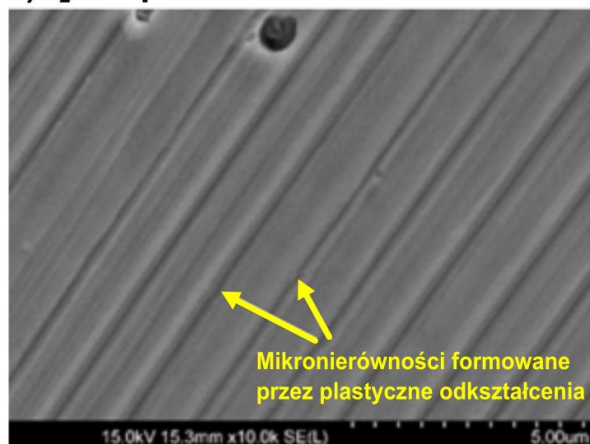
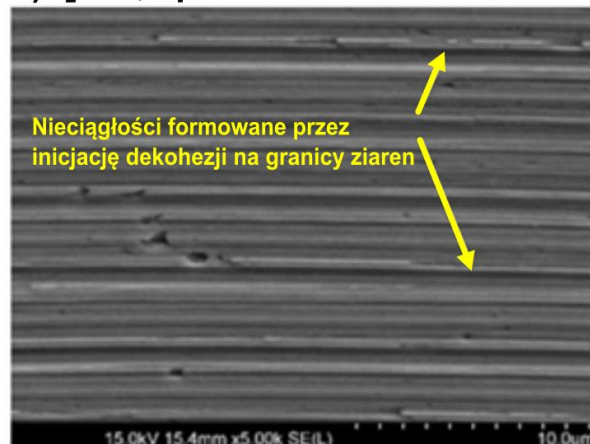
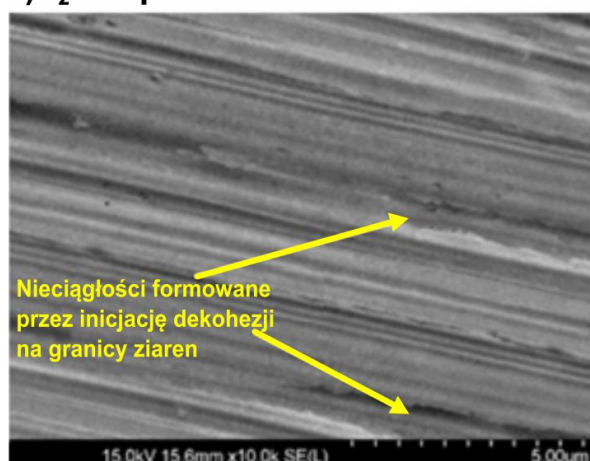
Na rysunku 7.33 przedstawiono porównanie kształtu formowanej wyływki w dwóch przejściach ostrzy dla jednakowej drogi skrawania $L_s = 2,4 \mu\text{m}$, odpowiadającej początkowi separacji materiału dla drugiego przejścia ostrza. Wewnątrz domeny przedmiotu obrabianego przedstawiono rozkład warstwiczny plastycznych odkształceń liniowych ϵ_x , natomiast wewnątrz domeny ostrza rozkład naprężeń kontaktowych p_n . Porównując długość pasma naprężeń kontaktowych (szare pasmo wzdłuż promienia r_n) zauważa się, że wysokość pasma w pierwszym przejściu ostrza ma niemal taką samą wysokość jak formowana wyływka i będzie ona wzrastać dalej z postępem symulacji, aż do drogi $L_s = 4,1 \mu\text{m}$. W drugim przejściu ostrza kryterium separacji zostało spełnione, gdyż wysokość pasma nie wzrosła względem poprzedniej klatki, co oznacza, że od tego etapu symulacji każda nowa porcja materiału zbierana przez ostrze będzie zamienia w wiór. Zauważa się, że w drugim przejściu wyływka jest ściskana pomiędzy ostrzem a utwardzonym pasmem odkształceń resztkowych co powoduje efekt zbliżony do wyciskania materiału, który intensyfikuje przyrost wysokości wyływki o około 16% oraz zmniejsza jej efektywną grubość, co potwierdza częściowo hipotezę I pracy. Ostatecznie w obydwu przejściach ostrzy wiór zostaje uformowany. Obrys wiórów porównano na rysunku 7.34 po przebyciu przez

ostrza jednakowej drogi skrawania wynoszącej $15 \mu\text{m}$. Podobnie jak w przypadku uprzednio omawianej symulacji dla $h = 2 \mu\text{m}$ (rys. 7.21), tutaj również w drugim przejściu ostrza obserwuje się wyraźne różnice w kształcie zamodelowanego wióra, który ma mniejszą o 6,2% grubość, jest o 16,3% wyższy oraz ma dużo węższą podstawę co przekłada się na zmniejszenie oporów w trakcie jego formowania. Co więcej, obserwuje się, że długość kontaktu l_k z ostrzem w przypadku drugiego przejścia jest o $0,37 \mu\text{m}$ krótsza. Wskazuje to, że efekt umocnienia warstwy wierzchniej po pierwszym przejściu ostrza wpływa korzystnie na zwiększenie podatności materiału na formowanie wióra, co koreluje z wynikami zaproponowanego modelu predykcji h_{min} na podstawie przyrostu dF_{tm} . Również pozostaje to w zgodności z wynikami badań autorów [217], w oparciu o metodę SPH, z których wynika, iż skrawając umocnioną zgniotem warstwę materiału zmienia się kształt wióra, który ma mniejszą grubość oraz w konsekwencji większą skłonność do zawijania się.



Rys. 7.34. Porównanie obrysu wióra dla pierwszego i drugiego przejścia ostrza uzyskanych w symulacji modelem CEL dla $h = 1,5 \mu\text{m}$ i drogi skrawania $L_s = 15 \mu\text{m}$

Dodatkowa pośrednia weryfikacja oszacowanej wartości h_{min} została przeprowadzona na podstawie obrazów SEM powierzchni obrobionej po mikrofrezowaniu stali C45 (rys. 7.35) dla różnych parametrów f_z , mikrofrezem z promieniem $r_n = 2,71 \mu\text{m}$. Na rysunku 7.35.a przedstawiono obraz powierzchni obrobionej stosując posuw $f_z = 1 \mu\text{m}/\text{ostrze}$, którego wartość jest mniejsza niż wyznaczony metodą przyrostów siły stycznej do promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej parametr $h_{min\ doś} = 1,31 \mu\text{m}$. W tym przypadku zaobserwowano powierzchnię utworzoną przez równomierne i ciągłe ślady powstałe na skutek plastycznej deformacji powierzchni w zakresie warunków bruzdowania, gdzie mikronierówności formowane są przez boczne płynięcie materiału. W przypadku większych posuwów $f_z = 1,4 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ oraz $f_z = 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ (rys. 7.35.b÷c), na obrazach powierzchni obrobionej zauważa się występujące nieciągłości w śladach odwzorowania ostrzy w przedmiocie obrabianym wskazujące inicjację skrawania i dekohezji materiału.

a) $f_z = 1 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ b) $f_z = 1,4 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ c) $f_z = 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ d) $f_z = 7 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ 

Rys. 7.35. Obrazy SEM powierzchni obrobionej stali C45 po mikrofrezowaniu z posuwem $f_z = 1 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ (a), $f_z = 1,4 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ (b), $f_z = 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ (c) oraz $f_z = 7 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ (d)

Nieciągłości na powierzchni obrobionej powstają wskutek zainicjowania dekohezji w obrębie poszczególnych ziaren, których oderwane fragmenty przepychane są przez ostrze wzdłuż trajektorii ruchu czynnego ostrza. Udział mechanizmu dekohezji w formowaniu topografii powierzchni obrobionej rośnie wraz z parametrem posuwu, gdzie obserwuje się wzrost rozmiaru nieciągłości w funkcji posuwu (rys. 7.35.b÷d). Na powierzchni uformowanej przy użyciu posuwu $f_z = 7 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ (rys. 7.35.d), zauważa się występujące jednocześnie wyraźnie odwzorowanie stereometrii ostrza w przedmiocie obrabianym oraz efekt odrywania ziaren. Jednak dokonując pomiaru odległości pomiędzy szczytami mikronierówności uformowanych przez ostrza, zauważa się, że są one zlokalizowane w odstępach wynoszącym w przybliżeniu $14 \mu\text{m}$, czyli wartości posuwu na obrót narzędzia. Świadczy to o istotnym wpływie błędów układu OUPN (jak bicie osiowe narzędzia) na proces formowania mikronierówności. Na podstawie przedstawionych obrazów SEM powierzchni obrobionej (rys. 7.35.a÷d) można stwierdzić, że w zakresie parametru $f_z = 1 \div 1,4 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ w przyjętych warunkach skrawania obserwowane jest przejście z zakresu

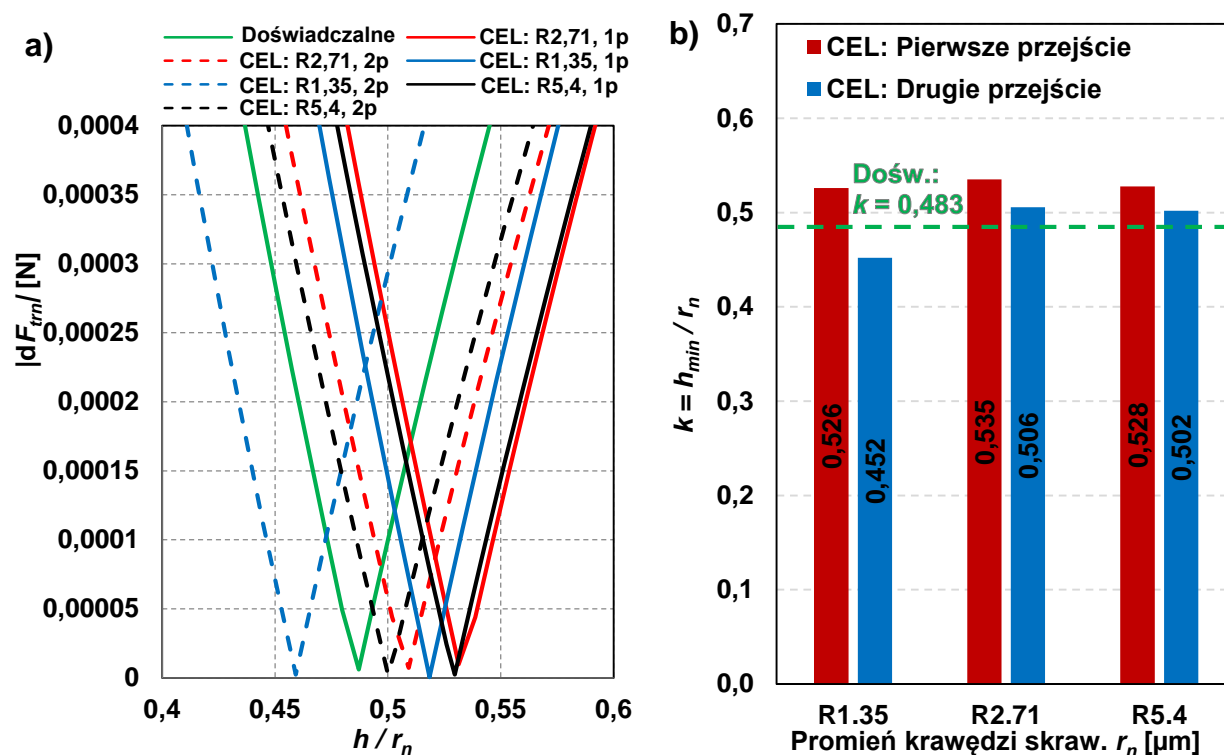
bruzdowania do mikrofrezowania. W tym samym zakresie zawiera się wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej oszacowana metodą analityczno-doświadczalną $h_{min\ doś} = 1,31\ \mu\text{m}$.

W celu dokonania dalszej weryfikacji zaproponowanej metody szacowania wartości h_{min} przygotowano dodatkowe serie symulacji CEL dla różnych wielkości promieni zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n . W badaniach uwzględniono dwie dodatkowe mikro-geometrię narzędzi skrawających zamodelowanych z promieniami $r_n = 1,35\ \mu\text{m}$ oraz $r_n = 5,4\ \mu\text{m}$, które odpowiadają w przybliżeniu połowie oraz dwukrotności wielkości promienia narzędzia zastosowanego w badaniach doświadczalnych ($r_n = 2,71\ \mu\text{m}$). Dla tej samej pary materiału ostrza i przedmiotu obrabianego oraz tych samych warunków skrawania (prędkość v_c , warunki tribologiczne, względna grubość warstwy skrawanej itp.) zakłada się, że współczynnik znormalizowanej minimalnej grubości warstwy skrawanej $k = h_{min}/r_n$ będzie zbliżony różnych wielkości promieni r_n [118, 146]. Oznacza to, że jeżeli wartości współczynnika k wyznaczone na podstawie równania dF_{irn} (dla danych z modelu CEL i wszystkich trzech promieni wynoszących kolejno: 1,35, 2,71, 5,4 μm) będą statystycznie porównywalne, to potwierdzona zostanie zasadność stosowania proponowanej metody szacowania wartości h_{min} przynajmniej w odniesieniu do symulacji numerycznych.

W celu wyznaczenia rozkładu funkcji przyrostu sił dF_{irn} w pierwszej kolejności zostały zastosowane parametry (a_m, a_{rn}, b_m, b_{rn}) modeli regresji sił \bar{F}_m i \bar{F}_m z tabeli 7.2 dla każdego z zamodelowanych ostrzy w obu konsekwentnych przejściach. Otrzymane funkcje przyrostów sił $dF_{irn} = f(h)$ dla każdej z zamodelowanych geometrii ostrza zostały przekształcone do postaci $dF_{irn} = f(h/r_n)$, których argumentem jest bezwymiarowy parametr względnej grubości warstwy skrawanej h/r_n umożliwiający bezpośrednie porównanie przebiegu funkcji dla całego zbioru danych. Na rysunku 7.36.a przedstawiono wyznaczone bezwzględne wartości przyrostów siły stycznej dF_{irn} do zaokrąglonej krawędzi skrawającej w funkcji parametru h/r_n , gdzie współczynnik k dla danego przejścia znajduje się w punkcie przecięcia danej krzywej z osią odciętych, czyli w punkcie lokalnego minimum funkcji. Na rysunku 7.36.a obserwuje się, że funkcje przyrostów siły dF_{irn} zamodelowane dla pierwszego przejścia ostrza wyznaczone dla różnych promieni przecinają się z osią w bardzo bliskim sąsiedztwie. W przypadku modelu dla drugiego przejścia ostrza, punkty przecięcia są bardziej rozproszone wzdłuż osi, jednak pozostają w adekwatnej bliskości względem siebie.

Na sąsiednim wykresie słupkowym (rys. 7.36.b) zaprezentowano zestawienie oszacowanych wartości współczynnika k wyznaczonych na bazie modelu CEL z uwzględnieniem konsekwentnych przejść ostrzy, w odniesieniu do wielkości promienia zaokrąglenia r_n . Nie stwierdzono wystąpienia żadnej wyraźnej zależności pomiędzy oszacowaną wartością współczynnika k a wielkością promienia r_n . Zaobserwowany względny rozrzut otrzymanej wartości współczynnika k dla różnych promieni ostrzy jest mały co pozwala na wyznaczenie średniej wartości dla każdego z przejść z osobna. Średnie wartości znormalizowanej minimalnej grubości warstwy skrawanej oszacowane na podstawie danych z modeli CEL wynoszą $\bar{k}_{1p} = 0,530$ oraz $\bar{k}_{2p} = 0,486$ kolejno dla pierwszego i drugiego przejścia. Oznacza to, że średnia wartość współczynnika k otrzymana dla modelu CEL drugiego przejścia jest mniejsza o 8,2% względem

wartości oszacowanej na bazie modelu CEL pierwszego przejścia ostrza. Wartość współczynnika k oszacowana dla modelu CEL drugiego przejścia ostrza jest o 0,6% większa względem wartości oszacowanej na podstawie pomiarów sił podczas doświadczalnego mikrofrezowania stali C45 ($k_{\text{doś}} = 0,483$), co stanowi znacznie dokładniejszą predykcję niż w przypadku symulacji pierwszego przejścia, gdzie błąd względny wynosi 9,6%. Uwzględniając względnie mały rozrzut i powtarzalność oszacowanych wartości współczynnika k dla ostrzy o różnych promieniach r_n potwierdza się zasadność stosowania zaproponowanej metody w oparciu o model CEL do wyznaczania granicy między ścinaniem materiału, a bruzdowaniem dla danej pary materiałów narzędzia i przedmiotu obrabianego.



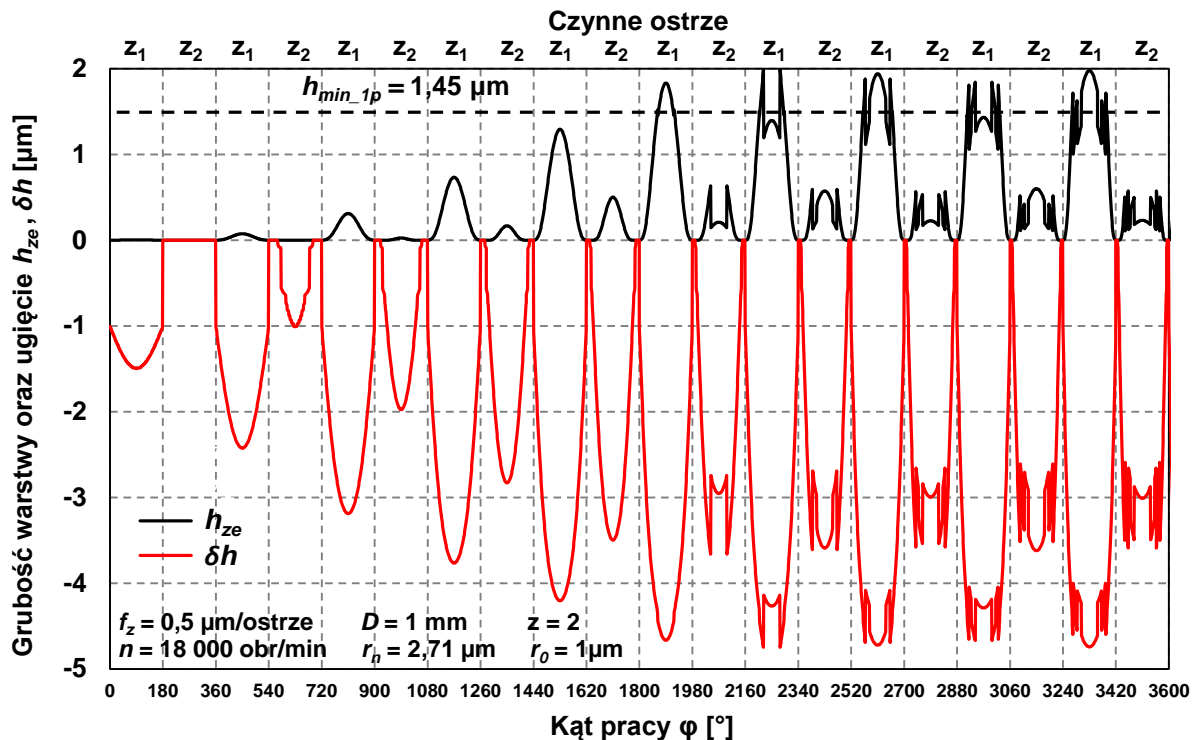
Rys. 7.36. Identyfikacja współczynnika znormalizowanej minimalnej grubości warstwy skrawanej k przez analizę przyrostów siły stycznej do zaokrąglonej krawędzi skrawającej dla ostrzy z różnymi wielkościami promienia r_n (a) oraz oszacowane wartości współczynnika k w funkcji promienia r_n (b)

7.2.5. Predykcja składowych siły całkowitej na bazie opracowanego hybrydowego modelu analityczno-numerycznego

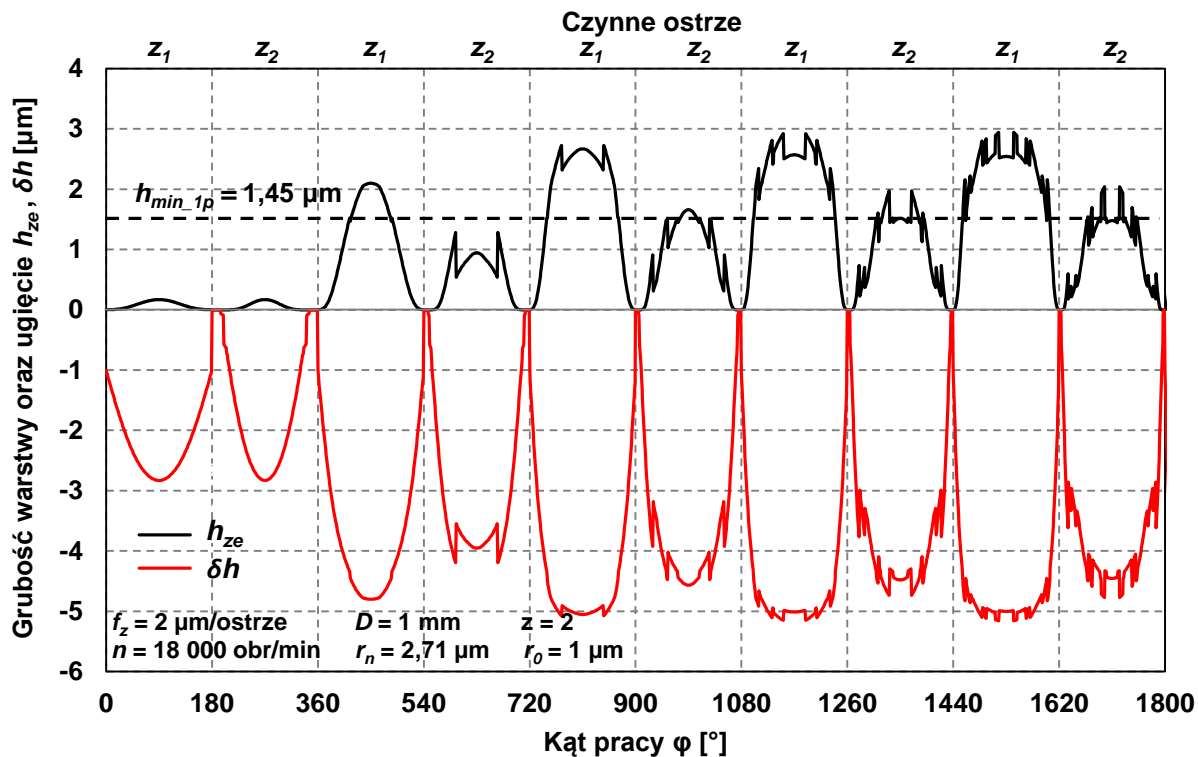
Nadrzędną częścią hybrydowego modelu analityczno-numerycznego sił, którego założenia przedstawiono w podrozdziale 6.2, jest zamodelowana wartość chwilowej efektywnej grubości warstwy skrawanej oddziałującej z ostrzem dla danego kąta pracy frezu. Na rysunkach 7.37÷7.39 zaprezentowano oszacowaną efektywną grubość warstwy skrawanej oraz wartość statycznego ugięcia narzędzia w funkcji kąta pracy dwuostrzowego mikrofrezu dla wybranych wartości f_z , uwzględniając warunki skrawania przedstawione w podrozdziale 4.1 oraz wartość h_{min_1p} oszacowaną w podrozdziale 7.2.4. Zaprezentowane wykresy sporządzone zostały w oparciu o dane pozyskane z symulacji mikroskrawania modelem CEL pierwszej warstwy materiału ($1p$). Zastosowany model (rys. 6.4) uwzględnia skumulowany wpływ bicia promieniowego narzędzia, statycznego ugięcia narzędzia oraz efekt akumulacji grubości warstwy skrawanej w celu zwiększenia dokładności predykcji chwilowej grubości warstwy skrawanej.

Model mikrofrezowania rozpatrywany jest w warunkach pełnego frezowania rowków frezem dwuostrzowym, stąd zakres pracy pierwszego ostrza z_1 zawiera się w przedziale $\langle \varphi_{we}, \varphi_{wy} \rangle$ wynoszącym $0 \div 180^\circ$, gdzie w konsekwencji zmiana ostrzy oddziałujących z przedmiotem obrabianym następować będzie co 180° kąta pracy φ .

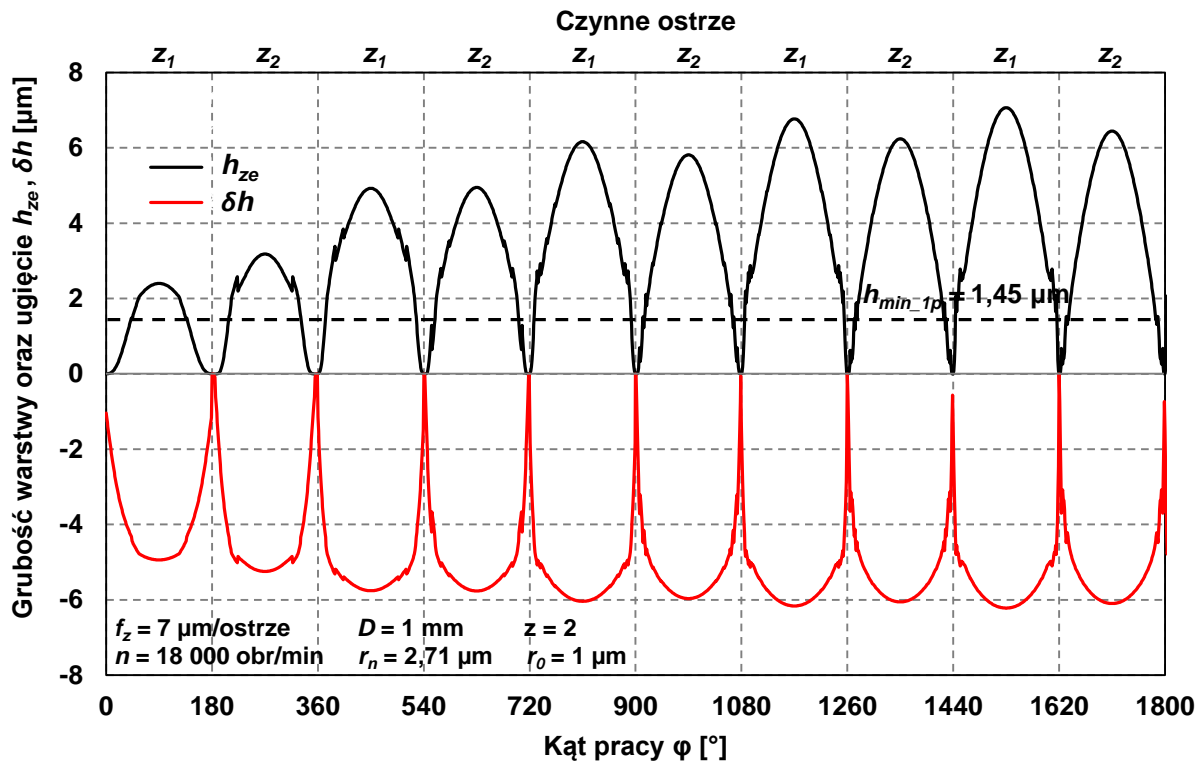
Zaadaptowany w rozprawie model efektywnej grubości warstwy skrawanej $h_{ze}(\varphi)$ łączący efekt bicia promieniowego, statycznego ugięcia oraz akumulacji nieskrawanego materiału, wykazuje, że wyznaczona efektywna grubość warstwy w kolejnych przejściach ostrzy nie wykazuje periodycznej powtarzalności jak w przypadku tradycyjnych modeli geometryczno-kinematycznych. Model ten w wyniku implementacji procedury opracowanej w pracy [197] rejestruje ciąg zdarzeń występujących od kontaktu pierwszego ostrza przez 45 kolejnych obrotów narzędzia, wyznaczając efektywną grubość $h_{ze}(\varphi)$ na podstawie numerycznego rozwiązania równań statycznej równowagi sił działających na ostrze: siły promieniowej $F_r(h_{ze})$ indukującej statyczne ugięcie narzędzia $\delta h(h_{ze})$. Zauważa się, że zwłaszcza dla mniejszych wartości posuwów (rys. 7.37÷7.38) podczas pracy pierwszego ostrza ($\varphi = 0 \div 180^\circ$) narzędzie ze względu na swoją podatność statyczną jest intensywnie uginane. Nieusunięty materiał ulega akumulacji z warstwą materiału w drugim przejściu ostrza ($\varphi = 180 \div 360^\circ$) korygując jej grubość o wartość bicia. Mechanizm jest kontynuowany przez kolejne obroty narzędzia, gdzie dla przypadku $f_z = 0,5 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ (rys. 7.37), obserwuje się, że lokalne amplitudy dla pary ostrzy z_1, z_2 zwiększają się w kolejnych obrotach narzędzia, co indukowane jest efektem akumulacji grubości warstwy skrawanej z poprzednich przejść, występującej w warunkach bruzdowania. Dopiero gdy efektywna grubość warstwy skrawanej po raz pierwszy przekroczy wartość h_{min_1p} i zainicjowane zostanie skrawanie to proces akumulacji nieskrawanego materiału ulega stabilizacji a różnice pomiędzy amplitudami $h_{ze}(\varphi)$ ostrzy z_1 i z_2 w kolejnych obrotach narzędzia stają się mniej znaczące.



Rys. 7.37. Zamodelowana grubość efektywna warstwy skrawanej oraz statyczne ugięcie narzędzia w funkcji kąta pracy mikrofrezu dla $f_z = 0,5 \mu\text{m}$



Rys. 7.38. Zamodelowana efektywna grubość warstwy skrawanej oraz statyczne ugięcie narzędzia w funkcji kąta pracy mikrofrezu dla $f_z = 2 \mu\text{m}$

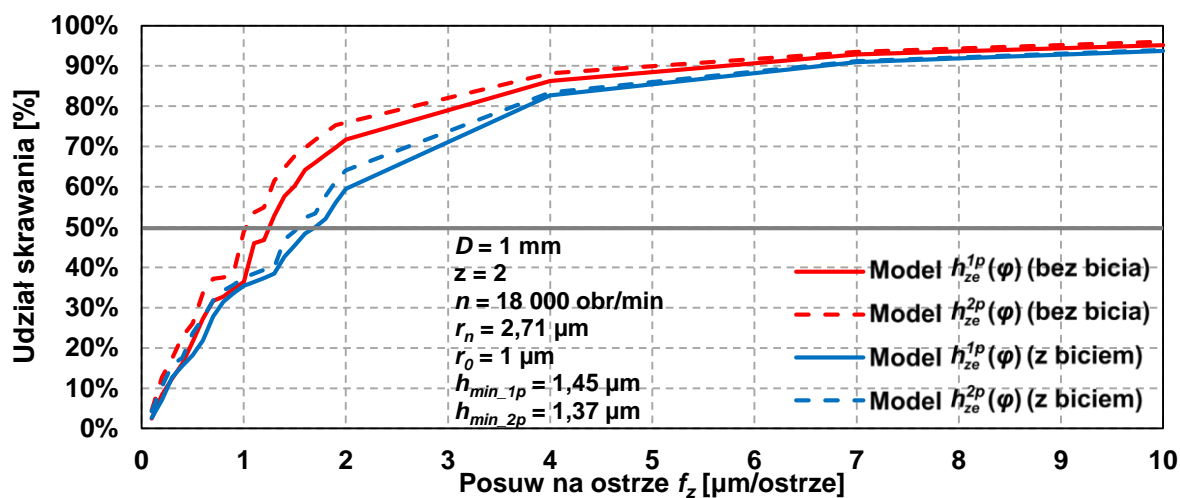


Rys. 7.39. Zamodelowana efektywna grubość warstwy skrawanej oraz statyczne ugięcie narzędzia w funkcji kąta pracy mikrofrezu dla $f_z = 7 \mu\text{m}$

Oznacza to, że czasowy przebieg funkcji $h_{ze}(\varphi)$ podczas mikrofrezowania może zostać podzielony na dwa stany: przejściowy, występujący wraz z zainicjowaniem procesu gdzie postępuje przyrost akumulowanego materiału związanego z brzdowaniem, oraz stan ustalony, gdzie po zainicjowaniu skrawania materiał stopniowo jest usuwany z przedmiotu obrabianego. Występowanie stanu przejściowego jest zwłaszcza obserwowalne dla warunków obróbki gdzie $h_{min}/f_z > 1$, a liczba przejść ostrzy w jego zakresie będzie wzrastać wraz z wartością ilorazu h_{min}/f_z . W stanie ustalonym amplitudy $h_{ze}(\varphi)$ dla ostrzy z_1, z_2 różnią się ze względu na grubość aktualnie zakumulowanego materiału (zgodnie ze schematem na rys. 6.8) oraz efekt bicia promieniowego. Jednak różnica wartości szczytowych w stanie ustalonym nie jest równa wartości $2 \cdot r_0$, ponieważ ubytek grubości spowodowany biciem jest częściowo kompensowany sprężystym powrotem narzędzia i objętością nieskrawanego materiału. W efekcie implementacji tych mechanizmów w zaproponowanym modelu eliminowane jest zjawisko utraty kontaktu ostrza z przedmiotem obrabianym, charakterystyczne do modeli kinematyczno-geometrycznych uwzględniających bicie promieniowe [89, 90].

W stanie ustalonym również wartość ugięcia $\delta h(\varphi)$ ulega stabilizacji, choć widocznie jest oddziaływanie bicia oraz efektu akumulacji na jego wartość. Gdy szacowana przez model efektywna grubość warstwy skrawanej osiągnie warunki skrawania a przyrost ugięcia δh zostaje wyhamowany to przebieg $h_{ze}(\varphi)$ dla tego zakresu jest zbliżony do sinusoidalnego, natomiast przebieg funkcji ugięcia jest bardziej wypłaszczony.

Na podstawie wyznaczonych chwilowych wartości efektywnej grubości warstwy skrawanej oraz wartości h_{min} możliwe jest zdefiniowanie zakresów warunków zdominowanych przez bruzdowanie i skrawanie (rys. 7.40). W warunkach pełnego frezowania zakres zdominowany przez skrawanie będzie występować, jeżeli formowanie wióra ($h_{ze} \geq h_{min}$) stanowić będzie przynajmniej 50% czasu obróbki (lub kąta pracy frezu), natomiast poniżej tego progu występować będą warunki zdominowane przez bruzdowanie. Na rysunku 7.40 przedstawiono porównanie udziału skrawania w warunkach obróbki w funkcji posuwu wyznaczonej na podstawie 90 przejść ostrzy. W porównaniu rozpatrywano modele efektywnej grubości warstwy skrawanej $h_{ze}(\varphi)$, bazujące na danych wejściowych oszacowanych przy użyciu symulacji MES pierwszego ($1p$) oraz drugiego ($2p$) przejścia ostrza (model opisany w podrozdziałach 5.3 oraz 6.2). Dodatkowo, rozpatrzono również wariant wyłączający wpływ bicia promieniowego. Wyznaczając procentowy udział skrawania zauważa się, że różnice pomiędzy modelami $1p$ i $2p$ są niewielkie: największa rozbieżność występuje rozpatrując model $h_{ze}(\varphi)$ bez bicia promieniowego, gdzie próg 50% został przekroczony kolejno dla posuwów 1 oraz 1,2 $\mu\text{m}/\text{ostrze}$. Ogólnie zauważa się, że dla modeli bazujących na warunkach $2p$, gdzie wartość progu inicjacji skrawania jest mniejsza ($h_{min_2p} = 1,37 \mu\text{m}$) sumaryczny udział skrawania w procesie jest średnio o 4,8÷14% większy dla danego parametru posuwu niż w przypadku modeli $1p$.



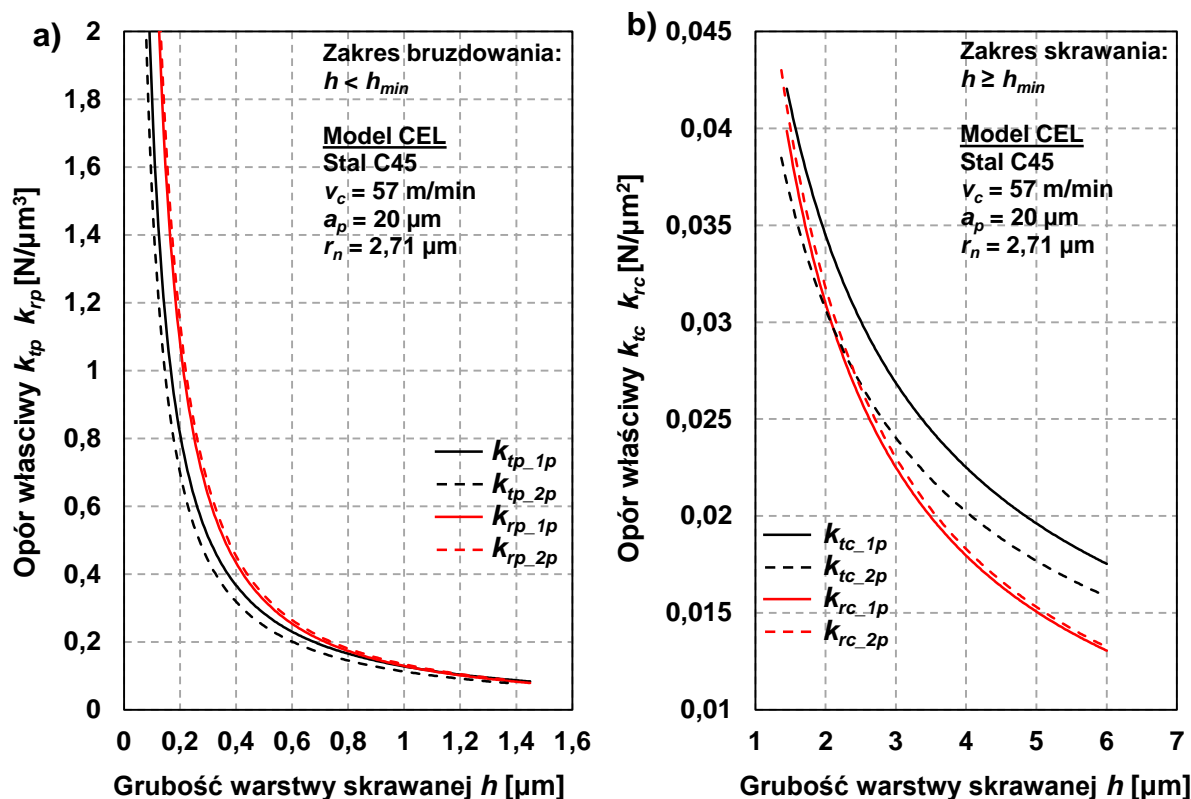
Rys. 7.40. Udział warunków skrawania w funkcji posuwu na ostrze oszacowany za pomocą różnych modeli efektywnej grubości warstwy skrawanej dla warunków frezowania pełnego

W modelach efektywnej grubości warstwy skrawanej poprzez uwzględnienie efektu akumulacji oraz ugięcia statycznego narzędzia udział skrawania znacząco wzrasta nawet dla posuwów $f_z < h_{min}$. Rozpatrując udział skrawania w modelach $h_{ze}^{1p}(\varphi)$, $h_{ze}^{2p}(\varphi)$ granica dominacji warunków skrawania zostaje osiągnięta dla parametrów f_z około 1,1 $\mu\text{m}/\text{ostrze}$ dla modelu nieuwzględniającego bicia oraz 1,6 $\mu\text{m}/\text{ostrze}$ dla modelu z biciem. Dodatkowo zauważa się, że w przypadku modeli efektywnej grubości warstwy skrawanej, bicie promieniowe wpływa niekorzystnie na udział skrawania w procesie dla całego zakresu rozpatrywanych parametrów posuwu. Jednak należy zaznaczyć, że oszacowany udział skrawania zależy od zaimplementowanej

w modelu odpowiedzi na statycznego ugięcie narzędzia (różna dla innych mikrofrezów), błędów geometrycznych układu OUPN (bicie promieniowe) oraz dokładności wyznaczonej wartości minimalnej grubości warstwy skrawanej.

Podsumowując, zaproponowany model efektywnej grubości warstwy skrawanej $h_{ze}(\varphi)$ znacząco różni się od konwencjonalnie stosowanego modelu nominalnej grubości warstwy skrawanej $h_z(\varphi)$, opisanego równaniem (6.10), uwzględniającego jedynie wpływ posuwu na ostrze i chwilowego kąta pracy ostrza. Wyznaczone za pomocą modelu $h_{ze}(\varphi)$ przebiegi grubości w funkcji kąta (oraz w sposób pośredni w funkcji czasu w sekundach jako $t = (30 \cdot \varphi) / (\pi \cdot n)$) odznaczają się znaczącymi oscylacjami chwilowej grubości warstwy skrawanej, co przekłada się na chwilowe wartości składowych siły całkowitej, szacowanych zaadaptowanym modelem analityczno-numerycznym, zgodnie z rysunkiem 6.4. Przedstawione na wykresach przebiegi grubości wykazują, że model $h_{ze}(\varphi)$ uwzględniając statyczno-kinematyczno-geometryczne zjawiska oddziałujące na grubość warstwy skrawanej oraz poprzez implementację mechanizmu akumulacji niezeskrawanego materiału koryguje chwilową wartość grubości warstwy skrawanej, aby ostatecznie zainicjować usuwanie materiału po osiągnięciu (po określonej liczbie przejść) warunków stanu ustalonego.

Zastosowany w badaniach hybrydowy model do predykcji sił zakłada w pierwszej kolejności wyznaczenie chwilowych sił w układzie narzędzia (F_t , F_r) szacowanych równaniami (6.20÷6.21) względem efektywnej grubości warstwy skrawanej $h_{ze}(\varphi)$, a następnie ich transformacji do układu siłomierza/obrabiarki (F_x , F_y) przy pomocy zależności (6.22). Poszczególne parametry współczynników proporcjonalności bruzdowania i ścinania stosowanych w równaniach (6.20÷6.21) dla kierunku stycznego i promieniowego zostały wyznaczone z zależności (6.16÷6.19) na podstawie osobnych zbiorów wartości sił \bar{F}_m , \bar{F}_r oszacowanych modelem CEL dla warunków pierwszego ($1p$) i drugiego ($2p$) przejścia (rys. 7.17). Równania (6.16÷6.17) stanowią, że współczynniki proporcjonalności są ilorzem składowych siły całkowitej do objętości bruzdowanego materiału lub przekroju warstwy skrawanej, które wyrażone są w postaci równań regresji potęgowej (6.18÷6.19) w funkcji grubości warstwy skrawanej. Wyznaczone wartości współczynników proporcjonalności k_{1p} , k_{2p} , k_{1c} , k_{2c} w funkcji grubości warstwy skrawanej oszacowane na podstawie danych z modelu CEL zaprezentowano na rysunku 7.41. W tabeli 7.5 przedstawiono parametry równań regresji dla zakresu bruzdowania i skrawania. Wyznaczone wartości współczynników proporcjonalności na podstawie modeli MES pierwszego i drugiego przejścia odzwierciedlają analogiczne zmiany występujące podczas analizy sił. Wartości współczynników w kierunku stycznym są mniejsze w drugim przejściu ostrza, natomiast w kierunku promieniowym przyjmują większą o kilka procent wartość. Współczynniki proporcjonalności w zakresie bruzdowania rosną asymptotycznie, gdy grubość warstwy skrawanej h dąży do zera. Jako granicę stosowalności modeli sił bruzdujących i związanych ze ścinaniem przyjęto wartości h_{min_1p} oraz h_{min_2p} wyznaczone w podrozdziale 7.2.4.



Rys. 7.41. Współczynniki proporcjonalności brudowania (a) oraz skrawania (b) wyznaczone na podstawie symulacji MES konsekwentnych przejść ostrzy

Tabela 7.5. Wartości współczynników kierunkowych i wykładników potęgowych w równaniach współczynników proporcjonalności, wyznaczone na bazie opracowanego modelu MES CEL

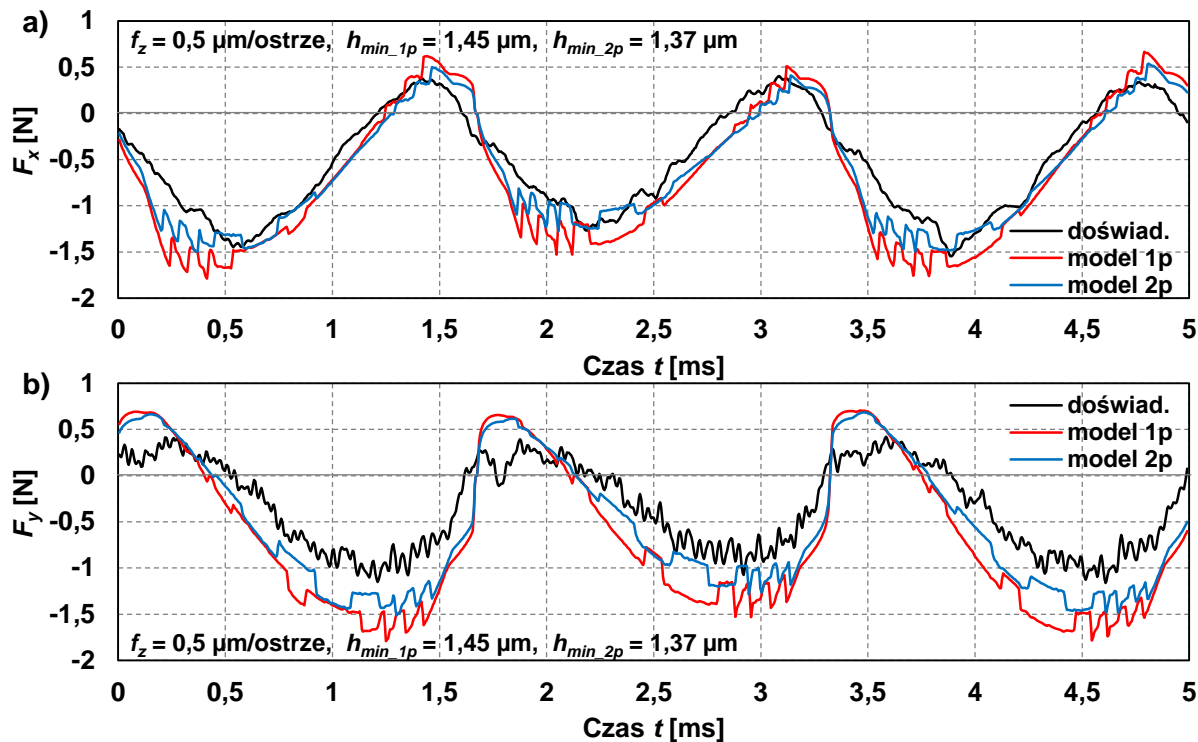
	Zakres brudowania				Zakres skrawania			
	$k_{tp} = c_{tp} h_{ze} (\varphi)^{-m_{tp}}$ [N/μm ³]		$k_{rp} = c_{rp} h_{ze} (\varphi)^{-m_{rp}}$ [N/μm ³]		$k_{tc} = c_{tc} h_{ze} (\varphi)^{-m_{tc}}$ [N/μm ²]		$k_{rc} = c_{rc} h_{ze} (\varphi)^{-m_{rc}}$ [N/μm ²]	
	c_{tp}	m_{tp}	c_{rp}	m_{rp}	c_{tc}	m_{tc}	c_{rc}	m_{rc}
CEL: 1p	0,1281	1,149	0,1294	1,320	0,0529	0,616	0,0534	0,786
CEL: 2p	0,1129	1,132	0,1343	1,330	0,0465	0,601	0,0553	0,798

Na rysunkach 7.42÷7.45 dla wybranych parametrów f_z przedstawiono porównanie przebiegów czasowych sił F_x , F_y w układzie obrabiarki zarejestrowanych podczas doświadczalnej próby mikrofrezowania oraz oszacowanych opracowanym modelem składowych siły całkowitej. Zaprezentowany przebieg doświadczalny składowych siły całkowitej stanowi wycinek sygnału zarejestrowanego w połowie długości frezowanego rowka dla określonego posuwu f_z i 1,5 obrotu dwuostrzowego frezu. W przypadku modeli analityczno-numerycznych do analizy porównawczej wybrano 45÷47 przejścia z 90 uwzględnionych w modelu. Sumaryczny czas pojedynczego przejścia ostrza wynosi 1,667 ms. Zmiana modelu współczynników proporcjonalności

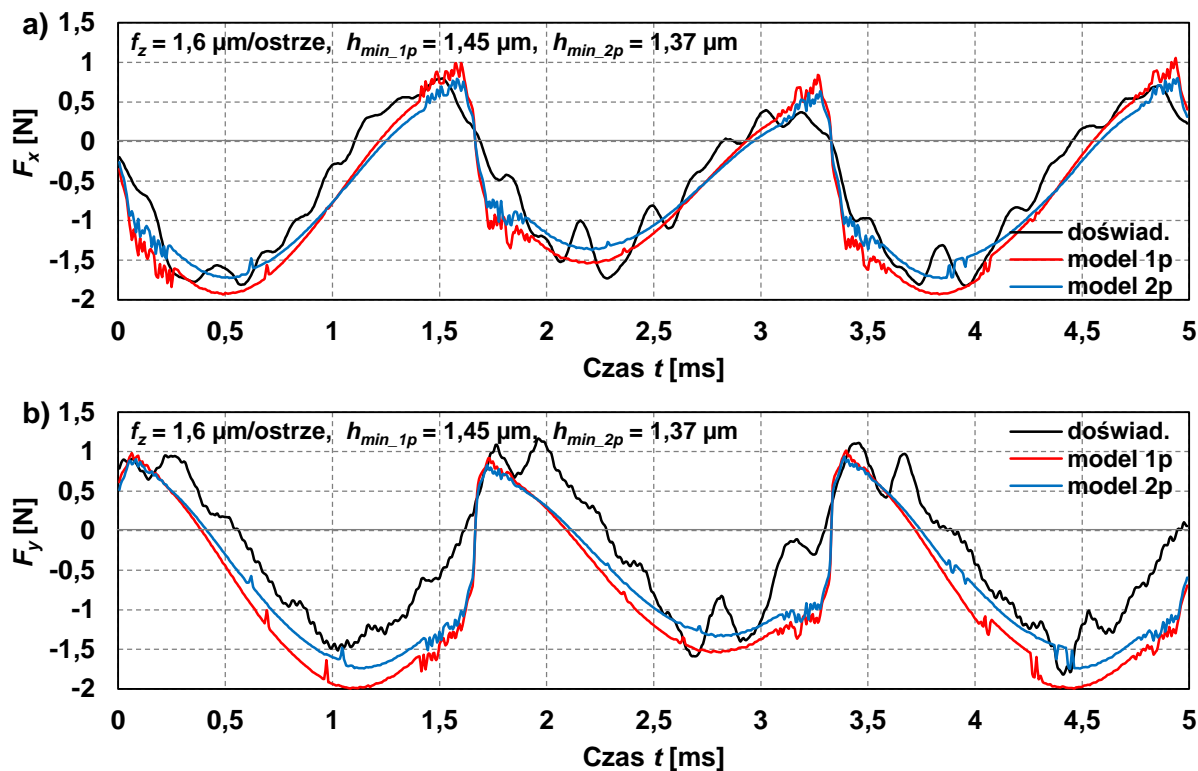
z bruzdujących na związane ze ścinaniem (skrawaniem) następuje gdy parametr $h_{ze}(\varphi)$ w danym położeniu kątowym ostrza osiągnie wartość h_{min_1p} oraz h_{min_2p} (w zależności od zastosowanego modelu $1p$ lub $2p$). Stąd, na rysunkach 7.42÷7.45 zauważalne są gwałtowne lokalne oscylacje przebiegu modelowanych sił F_x , F_y wywołane efektem akumulacji grubości warstwy skrawanej z poprzedzających przejść, o podobnej częstotliwości występowania jak w przypadku prezentowanych wcześniej analiz przebiegu efektywnej grubości warstwy skrawanej (rys. 7.39÷7.37).

Na rysunku 7.42 zaprezentowano porównanie sił dla $f_z = 0,5 \mu\text{m}/\text{ostrze}$, gdzie warunki obróbki ($f_z \ll h_{min}$) są w około 80% zdominowane są przez bruzdowanie (szacunek na podstawie rys. 7.40). Natomiast, w przypadku procesu przeprowadzanego z posuwami $f_z = 1,6 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ i $f_z = 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ (rys. 7.43÷7.44), udział skrawania wynosi około 50÷65% ($f_z > h_{min}$), które jest inicjowane w stanie ustalonymi w każdym przejściu ostrza. Zauważa się, że wraz z wzrostem posuwu do $f_z = 7 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ (rys. 7.45), gdzie udział skrawania w procesie wynosi ponad 90% ($f_z \gg h_{min}$), częstotliwość lokalnych oscylacji modelowanych sił (indukowana zmianą warunków bruzdowania–skrawania) wyraźnie maleje, a wraz z nią ich amplituda. Gdy porównuje się przebiegi sił dla modeli pierwszego i drugiego przejścia ostrzy ($1p$ i $2p$) zauważa się, że na różnice w występowaniu lokalnych oscylacji sił wpływ mają odmienne wartości h_{min_1p} oraz h_{min_2p} , co z kolei oddziałuje na granicę zmiany warunków bruzdowania–skrawania. Obserwuje się, że wartości szczytowych amplitud sił oszacowanych modelem $2p$ są bezwzględnie mniejsze niż w przypadku wartości uzyskanych dla modelu $1p$, co jest efektem mniejszej grubości wióra w drugim przejściu ostrza symulacji CEL. Różnica wartości sił jest szczególnie widoczna dla ujemnych szczytów. W tym przypadku model $2p$ wykazuje większą dokładność zamodelowania sił względem przebiegów doświadczalnych F_x i F_y . Model analityczno-numeryczny zwłaszcza dla składowej F_x skutecznie odwzorowuje asymetrię amplitudy siły, jednak dla kierunku F_y obserwuje się pewne niedoszacowanie np. w przedziale czasowym 1÷2,5 ms dla przypadków $f_z = 1,6\div 7 \mu\text{m}/\text{ostrze}$.

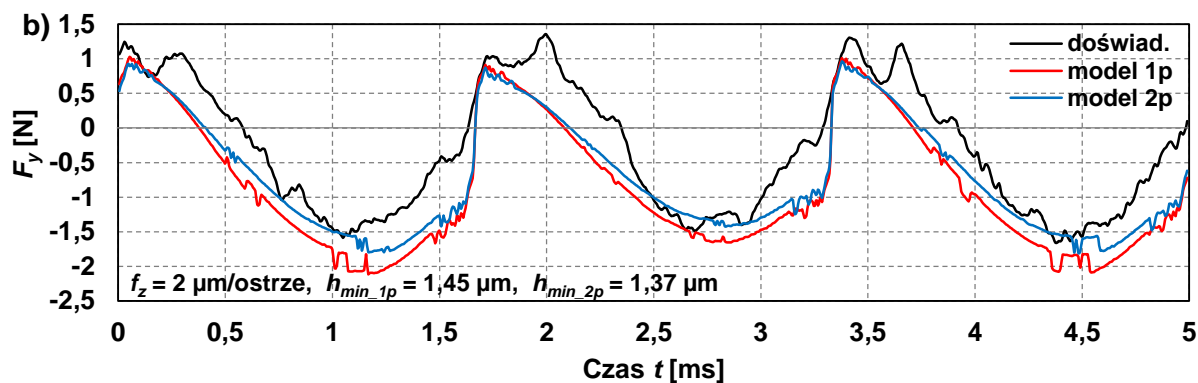
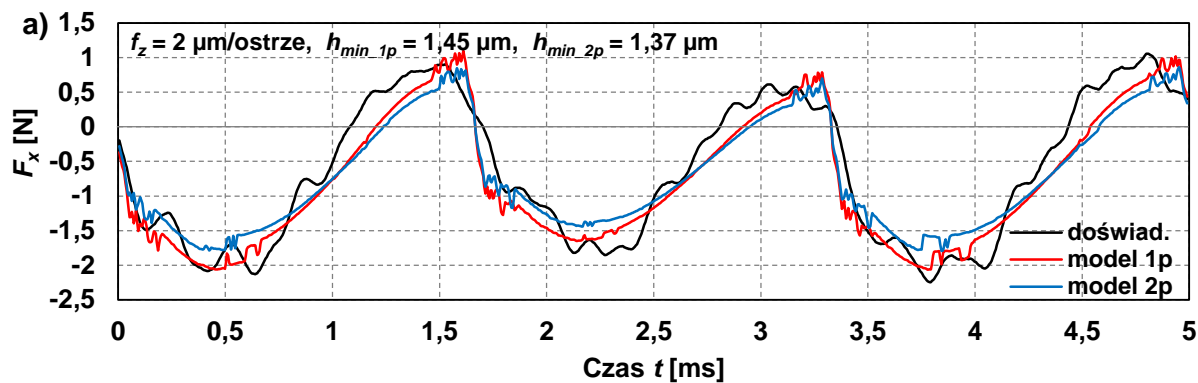
W zaprezentowanych przypadkach widoczny jest stosunkowo niewielki wpływ bicia promieniowego na wartość amplitud składowych siły całkowitej oszacowanych zaproponowanym modelem, uwzględniającym efektywną grubość $h_{ze}(\varphi)$. Z powodu kompensacji bicia promieniowego przez efekt akumulacji materiału oraz powrót sprężysty części roboczej narzędzia (podrozdział 6.2), zaobserwowana różnica szczytowych wartości zamodelowanych sił pomiędzy ostrzami z_1 i z_2 wynosi zaledwie około 0,2÷0,6 N. Podobne różnice wartości amplitud w kolejnych przejściach zarejestrowano w doświadczalnym przebiegu sił, gdzie pomimo występującego bicia promieniowego nawet w przypadku $f_z < r_0$ ($f_z = 0,5 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ rys. 7.42) sygnał utrzymuje przebieg zbliżony do sinusoidalnego. Zatem potwierdza to zasadność wprowadzonych do modelu analityczno-numerycznego mechanizmów korekcji wartości grubości warstwy skrawanej. W wyniku tego eliminowanie jest zjawisko zerowania oszacowanej siły w naprzemiennych przejściach ostrzy, występujące w przebiegach wygenerowanych na bazie innych modeli mikrofrezowania [89, 140], w których to zakładana jest całkowita utrata kontaktu ostrza z przedmiotem obrabianym.



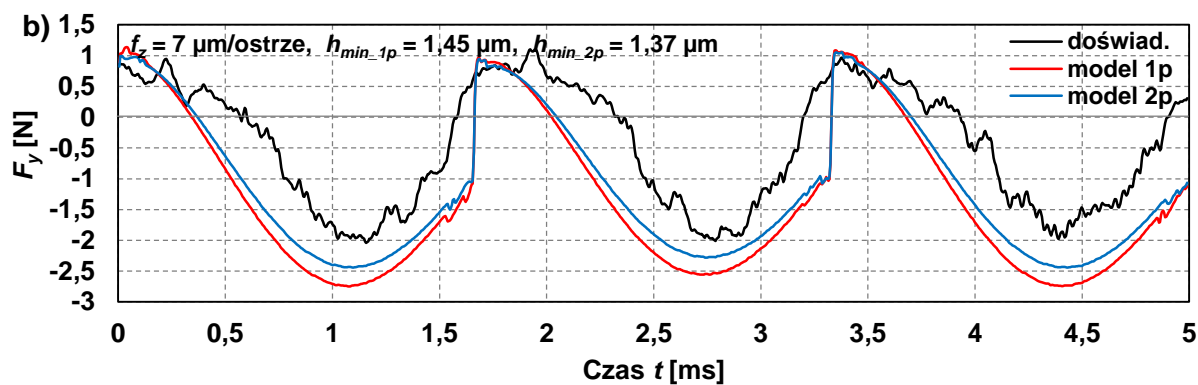
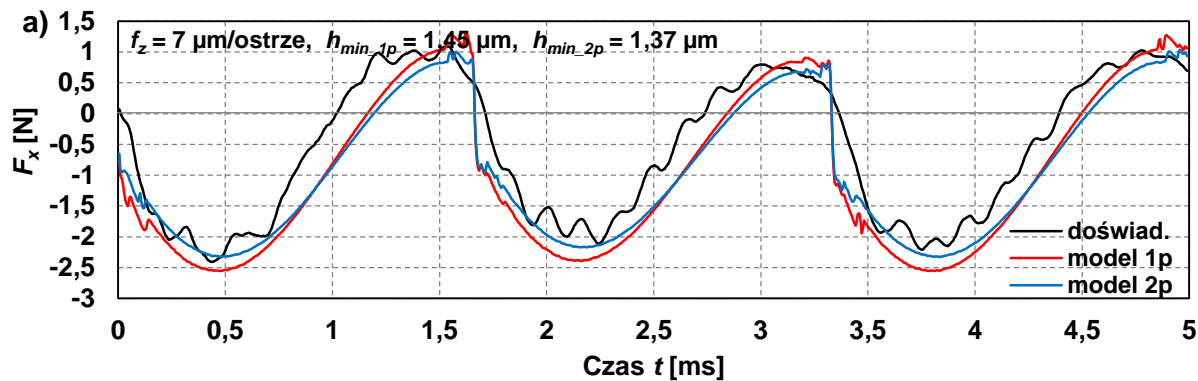
Rys. 7.42. Porównanie doświadczalnych i zamodelowanych przebiegów czasowych sił w układzie obrabiarki dla $f_z = 0,5 \mu\text{m/strze}$



Rys. 7.43. Porównanie doświadczalnych i zamodelowanych przebiegów czasowych sił w układzie obrabiarki dla $f_z = 1,6 \mu\text{m/strze}$

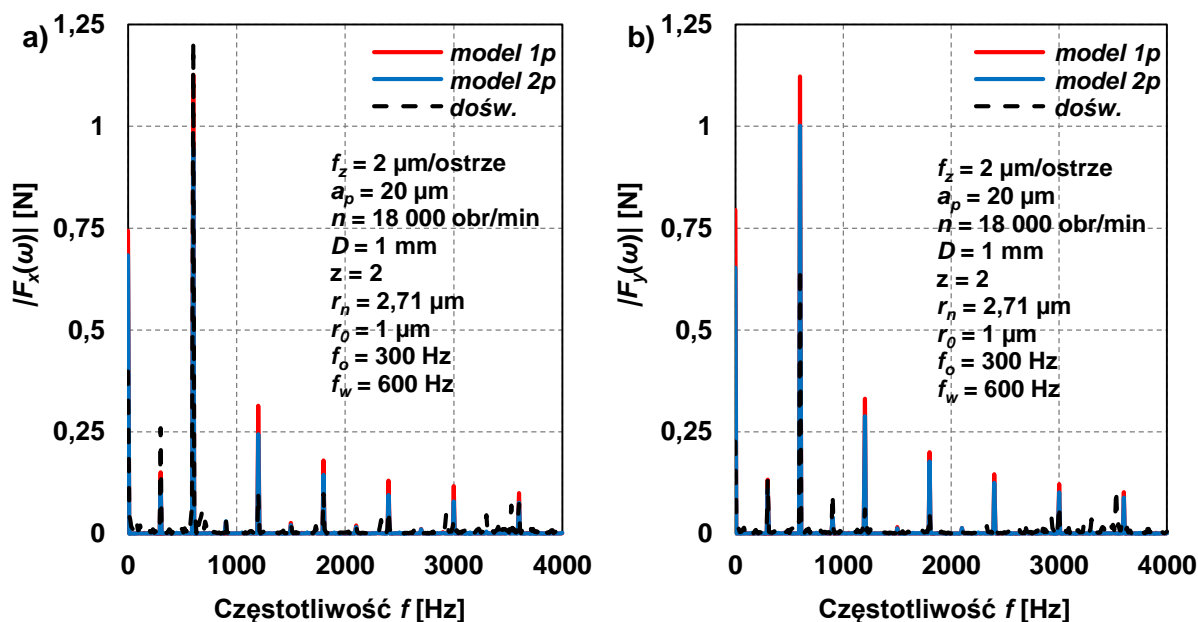


Rys. 7.44. Porównanie doświadczalnych i zamodelowanych przebiegów czasowych sił w układzie obrabiarki dla $f_z = 2 \mu\text{m/strze}$



Rys. 7.45. Porównanie doświadczalnych i zamodelowanych przebiegów czasowych sił w układzie obrabiarki dla $f_z = 7 \mu\text{m/strze}$

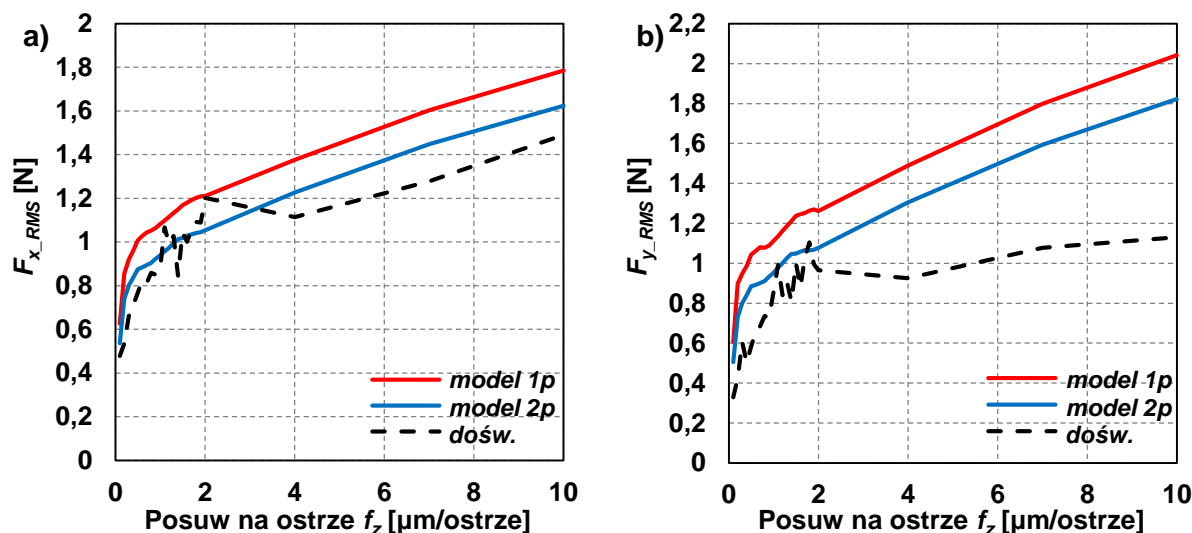
W celu oceny dokładności zamodelowania przebiegu czasowego składowych siły całkowitej posłużono się rozkładem na składowe harmoniczne sygnału, przeprowadzoną za pomocą szybkiej transformaty Fouriera (FFT). Na rysunku 7.46 przedstawiono amplitudy $|F_x(\omega)|$ oraz $|F_y(\omega)|$ w dziedzinie częstotliwości wyznaczone na podstawie przebiegów zamodelowanych sygnałów modelem analityczno-numerycznym ($1p$ oraz $2p$) oraz zmierzonych doświadczalnie podczas mikrofrezowania dla reprezentatywnego przypadku posuwu $f_z = 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$. Na wykresach (rys. 7.46) zauważa się, że składowe harmoniczne sygnałów sił występują dla częstotliwości prędkości obrotowej wrzeciona ($f_o = 300 \text{ Hz}$), częstotliwości zagłębiania się ostrzy skrawających ($f_w = 600 \text{ Hz}$) oraz ich harmonicznych. Oba zamodelowane przebiegi ($1p$ oraz $2p$) odwzorowują charakterystyczne częstotliwości badanego sygnału, gdzie zauważa się największy wpływ częstotliwości f_w na amplitudę składowych siły całkowitej. W przypadku większości składowych harmonicznych sygnałów sił, amplituda wyznaczona dla modelu uwzględniającego wpływ konsekwentnego skrawania ($2p$) wykazuje dużą zgodność z wartością wyznaczoną doświadczalnie dla $|F_x(\omega)|$ oraz $|F_y(\omega)|$.



Rys. 7.46. Porównanie amplitud składowych siły całkowitej w domenie częstotliwości wyznaczonych metodą FFT na podstawie zmierzonego sygnału podczas mikrofrezowania oraz zamodelowanych przebiegów czasowych dla $f_z = 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$

W kolejnym etapie dokonano porównania wartości RMS składowych siły całkowitej oszacowanych w oparciu o opracowane modele i pomiar doświadczalny. Uśrednianie wartości RMS sił zostało przeprowadzone dla przedziału czasowego odpowiadającego 10 pełnym obrotom narzędzia zarejestrowanych w połowie długości frezowanego rowka oraz zamodelowanych przejść 45÷64 (10 obrotów narzędzia) modelem analityczno-numerycznym. Na rysunku 7.47 przedstawiono porównanie wartości średniokwadratowe składowych sił F_{x_RMS} oraz F_{y_RMS} w funkcji posuwu na ostrze wyznaczonych przy użyciu zaproponowanego modelu $1p$ oraz $2p$

z wartościami zmierzonymi doświadczalnie. W odniesieniu do wszystkich rozpatrywanych przypadków, na rysunku 7.47 obserwuje się nieliniową zależność wartości RMS składowych siły całkowitej od f_z oraz gwałtowny przyrost ich wartości w zakresie $f_z < 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$. W zakresie $0,6 \mu\text{m}/\text{ostrze} \leq f_z \leq 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ obserwuje się znaczące oscylacje wartości doświadczalnych sił $F_{x_dos_RMS}$ oraz $F_{y_dos_RMS}$. Przyczyną występowania oscylacji jest duży udział zjawiska bruzdowania w tym zakresie posuwu oraz indukowane efektem akumulacji grubości warstwy skrawanej wielokrotne przejścia warunków kontaktu ostrza z przedmiotem obrabianym z bruzdowania do skrawania, wpływające na wahania wartości składowych siły całkowitej w kolejnych przejściach ostrzy. Natomiast mniejsze oscylacje wartości sił RMS obserwuje się w przebiegach oszacowanych modelem analityczno-numerycznym, który nie uwzględnia dynamicznych przemieszczeń części roboczej narzędzia występujących w procesie mikrofrezowania.



Rys. 7.47. Średniokwadratowa wartość składowych siły $F_{x,RMS}$ (a) oraz $F_{y,RMS}$ (b) w funkcji posuwu na ostrze wyznaczona z czasowych przebiegów sił oszacowanych hybrydowym modelem analityczno-numerycznym (1p oraz 2p) oraz zmierzonych doświadczalnie

W przypadku składowej posuwowej $F_{x,RMS}$ (rys. 7.47.a) zauważa się, że wartość siły oszacowanej modelem 2p zapewnia dobre odwzorowanie przebiegu doświadczalnego niemal dla całego badanego zakresu. Natomiast model 1p istotnie przeszacowuje wartość $F_{x_dos_RMS}$ dla zakresu $f_z > 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$. W przypadku składowej $F_{y,RMS}$ (rys. 7.47.b) wartości oszacowane modelem 2p zapewniają dobre dopasowanie do przebiegu doświadczalnego głównie dla zakresu $f_z \leq 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$. Dla $f_z > 2 \mu\text{m}$ modele 1p oraz 2p znacznie przeszacowują wartość siły względem $F_{y_dos_RMS}$. Główny wpływ na występujące niedopasowanie modeli mają wartości składowych F_{tn} oraz F_m oszacowane modelem CELw układzie narzędzia (rys. 7.17), które dla przedziału $f_z > 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$ wykazują mniejszą dokładność predykcji względem pomiarów doświadczalnych. Istotne różnice w dokładności predykcji obserwuje się dla ujemnych szczytów sygnału F_y (rys. 7.45.b), gdzie chwilowa wartość siły stycznej F_m wpływa w ponad 70% na wartość siły F_y transformowanej do układu siłomierza zgodnie z zależnością (6.22).

Bezpośrednie porównanie zmierzonych oraz zamodelowanych przebiegów czasowych składowych siły całkowitej jest utrudnione ze względu na zakłócenia i oscylacje sygnału doświadczalnego sił wynikających między innymi z dynamicznych przemieszczeń układu OUPN, niejednorodnych właściwości mechanicznych materiału obrabianego czy chociażby właściwości dynamicznych siłomierza. Stąd, do oszacowania dokładności predykcji sił zastosowano miarę błędu względnego w odniesieniu do wartości RMS składowych siły całkowitej F_x i F_y , wyznaczaną z zależności:

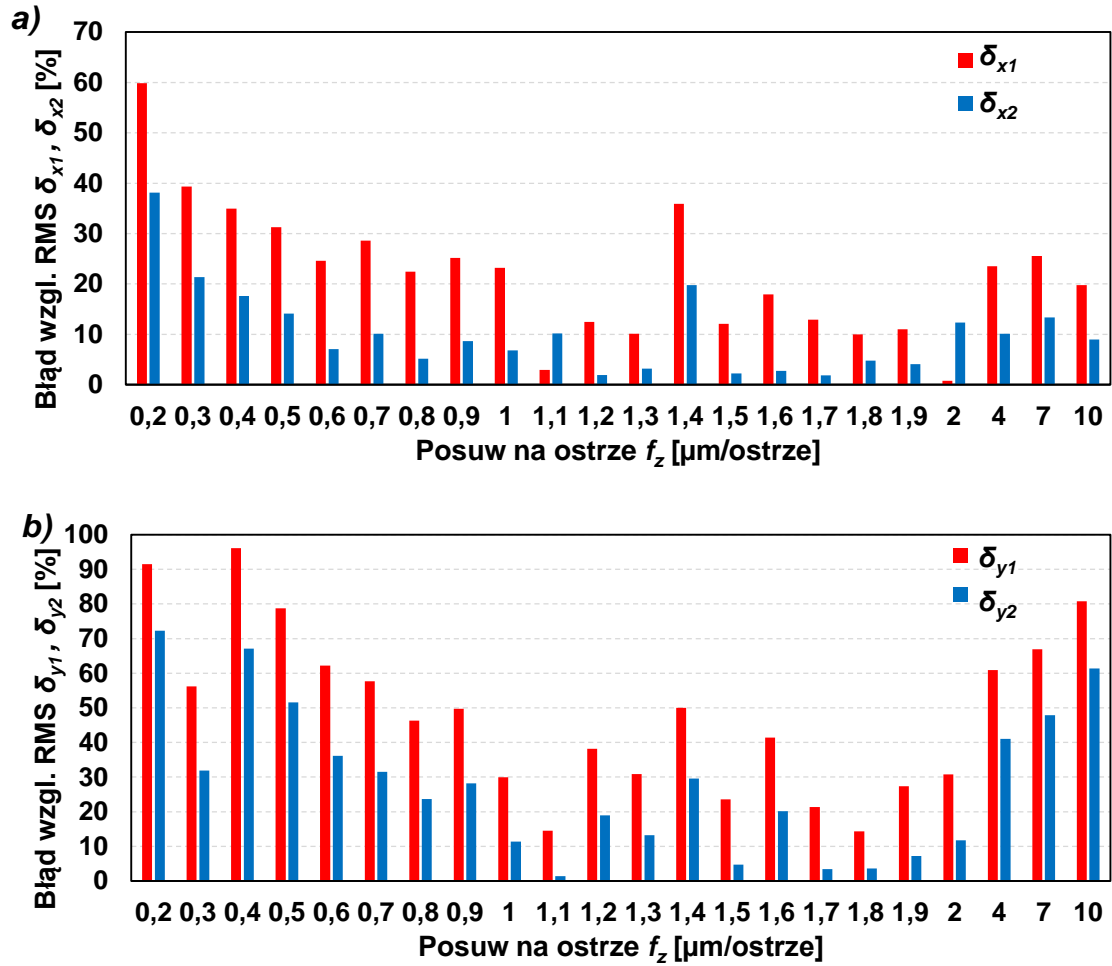
$$\delta_{dj} = \frac{|F_{d_doś_RMS} - F_{d_j_RMS}|}{F_{d_doś_RMS}} \cdot 100\% \quad (7.5)$$

gdzie:

$F_{d_doś_RMS}$, $F_{d_j_RMS}$ – średniokwadratowa wartość RMS składowych siły w kierunku d (x lub y) na podstawie pomiarów doświadczalnych (*doś*) lub oszacowanych modelem analityczno-numerycznym dla j -tego przejścia ostrza (1 lub 2).

Na rysunku 7.48 przedstawiono wykresy słupkowe błędów względnych RMS predykcji składowych F_x i F_y dla zbadanych przypadków w zakresie $f_z = 0,2 \div 10 \mu\text{m}/\text{ostrze}$. Na podstawie wykresów zauważa się, że predykcje modelem analityczno-numerycznym bazujące na wartościach współczynników proporcjonalności oraz h_{min} wyznaczonych na podstawie symulacji MES drugiego przejścia ($2p$) zapewniają większą zgodność z wartościami RMS sił doświadczalnych (niemal dla całego badanego zakresu f_z), w porównaniu do wartości uzyskanych na bazie modelu $1p$. Analizując składową F_x (rys. 7.48.a) zauważa się, że model $1p$ zapewnia dostatecznie mały błąd oszacowania ($\delta_{x2} < 15\%$) dla zakresu $f_z = 0,5 \div 10 \mu\text{m}/\text{ostrze}$. Jednak w przypadku siły F_y (rys. 7.48.b) błąd względny δ_{y1} oraz δ_{y2} jest znacznie większy, szczególnie dla zakresu warunków bruzdowania ($f_z < 0,5 \mu\text{m}/\text{ostrze}$) oraz dużych posuwów ($f_z > 2 \mu\text{m}/\text{ostrze}$). Istotny wpływ na wartość błędu względnego składowej siły F_y mają przeliczone modelem MES wartości składowej siły stycznej F_m dla zakresu $h > 2 \mu\text{m}$ (rys. 7.17.a).

Na podstawie analizy składowych siły całkowitej (F_x i F_y) stwierdza się, że zgodnie z założeniami II hipotezy pracy, predykcje przeprowadzone modelem analityczno-numerycznym, uwzględniającym warunki obróbki drugiego ostrza w symulacji CEL, odznaczają się mniejszym błędem względnym oszacowania w porównaniu do wartości obliczonych na bazie modelu pojedynczego przejścia.



Rys. 7.48. Błąd względny RMS predykcji składowych siły całkowitej F_x , F_y modelem mechanistycznym $1p$ oraz $2p$ w funkcji f_z

8. WNIOSKI KOŃCOWE

Podstawowe hipotezy pracy zostały udowodnione i pozwalają na sformułowanie wniosków o charakterze poznawczym, utylitarnym oraz dotyczących kierunków dalszych badań.

8.1. Wnioski poznawcze

1. Badania przy użyciu symulacji MES sprzężonym modelem Eulera-Lagrange'a procesu mikroskrawania uwzględniające dwa konsekwentne przejścia ostrza wykazały występowanie istotnych zmian w mechanizmie formowania mikrowióra pomiędzy dwoma rozpatrywanymi przejściami ostrzy. Głównym czynnikiem wpływającym na zmianę mechanizmu formowania wióra jest efekt umocnienia zgniotem materiału obrabianego, obserwowany jako stan naprężeń i odkształceń resztkowych w uformowanej warstwie wierzchniej po pierwszym przejściu ostrza, który ulega agregacji z aktywną strefą skrawania drugiego przejścia.
2. Pasma odkształceń resztkowych powstałe w wyniku nagniatania powierzchni obrobionej ostrzem skrawającym pierwszą warstwę włączane jest w rdzeń wióra formowanego wióra w drugim przejściu. Zmiana stanu odkształceń wewnątrz formowanego wióra w drugim przejściu oddziałuje jakościowo i ilościowo na granicę objętości spęcznienia wióra. W efekcie zasymulowany w drugim przejściu wiór ma mniejszą grubość, większą wysokość oraz zmniejszeniu ulega długość jego kontaktu z ostrzem.
3. Zaobserwowany w symulacji MES efekt umocnienia zgniotem materiału wpływa w sposób ilościowy i jakościowy na wartości składowych siły całkowitej w układzie narzędzia. W przypadku składowej stycznej F_m obserwuje się obniżenie jej wartości w drugim przejściu ostrza, spowodowane mniejszą grubością wióra skutkującą mniejszym naciskiem na powierzchnię natarcia. Natomiast wartość składowej promieniowej F_{rn} nieznacznie wzrasta w drugim przejściu w efekcie nagniatania ostrzem umocnionego materiału.
4. Badania wykazały, że o ile występuje jakościowy i ilościowy wpływ temperatury w strefie skrawania na bezwzględną wartość składowych siły całkowitej w modelu bazującym na konstytutywnej zależności Johnsona-Cooka, to efekt zmiękczenia termicznego materiału nie ma istotnego wpływu na względne różnice w wartościach składowych siły całkowitej występujące pomiędzy kolejnymi przejściami ostrzy podczas mikroskrawania.
5. Wartość minimalnej grubości warstwy skrawanej oszacowana na bazie modelu MES uwzględniającego drugie przejście ostrza jest mniejsza w porównaniu do wartości oszacowanej w oparciu o model MES pojedynczego przejścia ostrza.
6. Symulacje MES wykazały, że w początkowym stadium indentacji ostrza w materiał obrabiany pasmo odkształceń resztkowych indukuje efekt wyciskania materiału co intensyfikuje proces formowania wióra i potwierdza obniżoną wartość parametru h_{min} w drugim przejściu ostrza.

8.2. Wnioski uytylitarne

1. Predykcje składowych siły całkowitej oryginalnym modelem analityczno-numerycznym, uwzględniającym drugie przejście ostrza zapewniały dobre odwzorowanie wartości doświadczalnych. Wartości oszacowane za pomocą modelu drugiego przejścia, uwzględniającego efekt ciągłości procesu mikroskrawania, zapewniały mniejszy błąd oszacowania wartości doświadczalnych, w stosunku do wartości uzyskanych dla modelu pojedynczego przejścia ostrza.
2. Zastosowany model predykcji wartości h_{min} jest oparty na bazie analiz wartości składowych siły całkowitej w układzie narzędzia, stąd zmiana stosunku składowych siły całkowitej F_n/F_m występująca między pierwszym a drugim przejściem ostrza ma bezpośredni wpływ na oszacowaną wartość h_{min} . Ponadto, wartość h_{min} oszacowana dla modelu MES drugiego przejścia wykazuje mniejszy błąd oszacowania w porównaniu do błędu otrzymanego dla wartości h_{min} wyznaczonej dla modelu MES uwzględniającego pojedyncze przejście ostrza.
3. W zastosowanym w rozprawie sprzężonym modelu Eulera-Lagrange'a (CEL) zarys formowanego wióra interpretowany jest względem siatki elementów skończonych ze sformułowaniem Eulera, która jest nieruchoma i nieodkształcalna w czasie analizy. W konsekwencji model MES ze sformułowaniem CEL jest całkowicie odporny na zjawisko zniekształcenia siatki charakterystyczne dla klasycznych modeli skrawania ze sformułowaniem Lagrange'a, które niekorzystnie wpływa na dokładność analizy. Stąd możliwe jest zastosowanie przedstawionego modelu do bardziej wymagających przypadków, jak analiza mikroskrawania wielu warstw czy złożonych symulacji 3D procesu skrawania w skali mikro i makro.
4. Możliwość skutecznego modelowania zagadnień opisujących zjawisko intensywnych deformacji modelem typu MES CEL jest porównywalna do możliwości metod bezsiatkowych (np. SPH czy dynamika molekularna). Jednak zaproponowany model wykazuje pewne zalety względem technik bezsiatkowych, jak dokładniejsza aproksymacja zarysu powierzchni swobodnych, większa rozdzielczość zmiennych pola a model nie jest podatny na efekt rozwarstwiania się cząstek.
5. Opracowany w ramach rozprawy model procesu mikroskrawania nie wymaga stosowania uproszeń w założeniach mechaniki procesu jak występujące w modelach starszego typu z warstwą przejściową, mechanizmem usuwania elementów czy predefiniowaną geometrią wióra. W efekcie modelowane zjawisko dekohezji materiału w zaproponowanym modelu bazuje na zjawisku czystej plastycznej deformacji przedmiotu obrabianego a jego implementacja w oprogramowaniu Abaqus/CEA nie wymaga czasochłonnego programowania skryptów.
6. Analiza porównawcza modelu CEL ze starszym modelem ze sformułowaniem ALE wykazała, że w odniesieniu do dłuższych odcinków drogi skrawania model CEL może wykazywać się większą wydajnością obliczeniową. Model CEL odznacza się liniową zależnością nakładu obliczeniowego od postępu symulacji, gdzie zależność ta dla modelu ALE w którym następuje degradacja jakości siatki jest nieliniowa.

7. Czas obliczeniowy dla symulacji modelem CEL zależy jest między innymi od liczby stopni swobody (liczby elementów), liczby rdzeni procesora przypisanej do analizy równoległej oraz wielkości modelowanego obszaru zagadnienia. Istotną redukcję czasu obliczeniowego w symulacjach modelem CEL osiągnięto poprzez wybór najbardziej korzystnej głębokości skrawania a_p , której wartość w przypadku modeli ortogonalnych skrawania nie ma wpływu na wartość rozkładu zmiennych.
8. Metodyka szacowania współczynników proporcjonalności przy użyciu symulacji MES oraz hybrydowego modelu analityczno-numerycznego składowych siły całkowitej może być zastosowana do modelowania procesu mikrofrezowania z użyciem zróżnicowanych geometrii ostrzy, czy materiałów obrabianych.

8.3. Wnioski do dalszych badań

1. Zaprezentowany model MES ze sformułowaniem CEL zakłada homogeniczne właściwości przedmiotu obrabianego w całej jego objętości (określone za pomocą modelu Johnsona-Cooka oraz zestawu stałych termomechanicznych dla stali C45). Jednak w przypadku procesu mikroskrawania wielkość ziarna mikrostruktury przedmiotu obrabianego może być porównywalna do stosowanego posuwu na ostrze. Stąd rozwój technik symulacyjnych związanych z analizą mikroobróbki powinien uwzględniać rzeczywistą strukturę materiału obrabianego charakteryzującą się rozdzielnymi właściwościami dla poszczególnych typów ziaren. Stosowane w literaturze modele MES skrawania uwzględniające strukturę obrabianego materiału bazują niemal wyłącznie na mechanizmach usuwania elementów, które umniejszają realizm symulacji.
2. O ile zaproponowany model typu CEL wykazuje niespotykaną w innych wariantach modeli MES skuteczność modelowania zjawiska intensywnej deformacji w procesie mikroskrawania, to kwestią nierozstrzygniętą pozostaje modelowanie powrotu sprężystego materiału po przejściu ostrza. We wszystkich opracowanych dotychczas modelach MES mikroskrawania powrót sprężysty materiału nie występuje albo jego wartość jest znacznie mniejsza niż oczekiwana. Powrót sprężysty materiału obserwowany jest w przypadku symulacji dynamiką molekularną, jednak skala modelowanego zjawiska znajduje się w przedziale nanometrycznym.
3. W przypadku modelowanego procesu konsekwentnego skrawania warstw materiału obrabianego należałoby rozszerzyć zakres badań do skali skrawania konwencyjnego, aby ocenić w sposób ilościowy czy występują podobne mechanizmy oddziałujące na formowanie wióra w pierwszym i drugim przejściu ostrza. Dodatkowo program badań zarówno w przypadku mikroskrawania oraz w skali makro należy rozszerzyć o dodatkowe dwa lub trzy przejścia ostrzy, aby ocenić czy efekt umocnienia materiału na proces formowania wióra nie intensyfikuje się w kolejnych przejściach.
4. W rozprawie przedstawiono swobodny ortogonalny model mikroskrawania, który wykazał, że w warunkach bruzdowania, formowana wypływka nawarstwia się przed ostrzem aż do chwili zainicjowania formowania wióra. Należy rozpatrzyć trójwymiarowy modelem CEL,

uwzględniające kąt pochylenia krawędzi skrawającej oraz przestrzeń do bocznego rozplywu i spęczania materiału, aby ocenić czy zjawisko nawarstwiania się materiału będzie również występować.

5. Przeprowadzona w rozprawie walidacja modelu konsekwentnych przejść zakładała porównanie składowych siły całkowitej oraz wartości h_{min} modelem pierwszego i drugiego przejścia względem wartości zmierzonych podczas doświadczalnych prób mikro-frezowania. Walidację modelu numerycznego konsekwentnych przejść można rozszerzyć poprzez doświadczalne próby mikro-dłutowania, izolując pomiary składowych siły całkowitej podczas pierwszego i drugiego przejścia, aby ocenić wpływ umocnienia materiału zgniotem. Jednak w proponowanych badaniach krytycznym aspektem będzie spreparowanie właściwej próbki, której technologia kształtowania nie może indukować nadmiernych naprężeń w warstwie wierzchniej.

9. LITERATURA

- [1] **Abdelhafeez A.M., Soo S.L., Aspinwall D., Dowson A., Arnold D.:** A Coupled Eulerian Lagrangian finite element model of drilling titanium and aluminium alloys. *SAE International Journal of Aerospace* 9, 2016, s. 198–207.
- [2] **Afazov S.M., Ratchev S.M., Segal J.:** Effects of the cutting tool edge radius on the stability lobes in micro-milling. *13th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations*, Sintra Portugalia, 2011, s. 859–868.
- [3] **Afazov S.M., Ratchev S.M., Segal J.:** Modelling and simulation of micro-milling cutting forces. *Journal of Materials Processing Technology* 210(15), 2010, s. 2154–2162.
- [4] **Afazov S.M., Ratchev S.M., Segal J.:** Prediction and experimental validation of micro-milling cutting forces of AISI H13 steel at hardness between 35 and 60 HRC. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 62, 2012, s. 887–899.
- [5] **Afazov S.M., Ratchev S.M., Segal J., Popov A.A.:** Chatter modelling in micro-milling by considering process nonlinearities. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 56, 2012, s. 28–38.
- [6] **Alder B., Wainwright T.:** Studies in Molecular Dynamics. I. General Method. *The Journal of Chemical Physics* 31, 1959, s. 459–466.
- [7] **Alder B., Wainwright T.:** Studies in Molecular Dynamics. II. Behavior of a small number of elastic spheres. *The Journal of Chemical Physics* 33, 1960, s. 1439–1451.
- [8] **Altintas Y.:** *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*. Cambridge University Press 2012.
- [9] **Ansari M. A., Samanta A., Behnagh R. A., Ding H.:** An efficient coupled Eulerian-Lagrangian finite element model for friction stir processing. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 101, 2019, s. 1495–1508.
- [10] **Aramcharoen A., Mativenga P.T.:** Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel. *Precision Engineering* 33(4), 2009, s.402–407.
- [11] **Arrazola P.J., Ozel, T.:** Numerical modelling of 3D hard turning using arbitrary Lagrangian Eulerian finite element method. *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 4(1), 2008, s. 14–25.
- [12] **Astakhov V.P.:** *Mechanical properties of engineering materials: relevance in design and manufacturing*. W: *Introduction to Mechanical Engineering*, Springer 2018.
- [13] **Atluri S.N., Zhu T.:** A new Meshless Local Petrov-Galerkin (MLPG) approach in computational mechanics. *Computational Mechanics* 22, 1998, s. 117–127.
- [14] **Attanasio A., Abeni A., Özel T., Ceretti E.:** Finite element simulation of high speed micro milling in the presence of tool run-out with experimental validations. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 100, 2019, s. 25–35.
- [15] **Aziz S.B., Dewan M.W., Huggett D.J., Wahab M.A., Okeil A.M., Liao T.W.:** A Fully Coupled Thermomechanical Model of Friction Stir Welding (FSW) and Numerical Studies on process Parameters of Lightweight Aluminum Alloy Joints. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)* 31(1), 2017, s. 1–18.
- [16] **Babar R.T., Pakalapati V., Katkar V.:** Application of CEL Method for Simulation of Multiphysics Events in Automobiles. *SAE International Journal of Materials and Manufacturing* 4(1), 2011, s. 969–979.
- [17] **Bagci E.:** 3-D numerical analysis of orthogonal cutting process via mesh-free method. *International Journal of. Physical Sciences* 6(6), 2011, s. 1267–1282.

- [18] **Barros M.I., Vandenbulcke L., Blechet J.J.:** Influence of diamond characteristics on the tribological behaviour of metals against diamond-coated Ti–6Al–4V alloy. *Wear* 249, 2001, s. 68–78.
- [19] **Belak J.:** Nanotribology: Modeling atoms when surfaces collide. *Energy and Technology Review*, Lawrence Livermore National Laboratories, 1994, s. 13-24.
- [20] **Belak J., Boercker D.B., Stowers I.F.:** Simulation of Nanometer-Scale Deformation of Metallic and Ceramic Surfaces. *MRS Bulletin* 18 (5), 1993, s. 55-60.
- [21] **Belak J., Lucca D.A., Komanduri R., Rhoerer R.L., Moriwaki K., Okuda S., Ikawa N., Shimada S., Tanaka H., Dow T.A., Drescher, J.D., Stowers, I.F.:** Molecular Dynamics Simulation of the Chip Formation Process in Single Crystal Copper and Comparison With Experimental Data. *Proc. ASPE Annual Conference*, 1991, s. 100–109.
- [22] **Belak J., Stowers I.F.:** A molecular dynamics model of the orthogonal cutting process. *ASPE annual conference*, Rochester USA, 1990, s. 23-28.
- [23] **Bell T., Srivastava A.K., Zhang X.:** Investigations on turning Ti-6Al-4V titanium alloy using super-finished tool edge geometry generated by micro-machining process (MMP). Penn State College of Engineering, 2011.
- [24] **Belytschko T., Lu Y.Y., Gu L.:** Element-free Galerkin methods. *International Journal on Numerical Methods in Engineering* 37, 1994, s. 229-256.
- [25] **Benson D.J.:** A multi-material Eulerian formulation for the efficient solution of impact and penetration problems. *Computational Mechanics* 15, 1995, s. 558–571.
- [26] **Bi Z.:** *Finite element analysis applications: a systematic and practical approach*, Academic Press 2018.
- [27] **Bissacco G., Hansen H.N., De Chiffre L.:** Micromilling of hardened tool steel for mould making applications. *Journal of Materials Processing Technology* 167(2-3), 2005, s. 201–207.
- [28] **Brammertz P.H.:** Die Entstehung der Oberflächenrauheit beim Feindreihen. *Industrie-Anzeiger* 2. Essen 1961, s. 25-32.
- [29] **Cardoso P., Davim J.P.:** Optimization of surface roughness in micromilling. *Materials and Manufacturing Processes* 25, 2010, s. 1115–1119.
- [30] **Chantrenne, P., Raynaud, M.:** A microscopic thermal model for dry sliding contact. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 40(5), 1997, s. 1083–1094.
- [31] **Cheng K., Huo D.:** *Micro-Cutting: Fundamentals and Applications*, John Wiley & Sons 2013.
- [32] **Chieragatti, R., Espinosa, C., Lacombe, J.L., Limido, J., Mabru, C., Salaun, M.:** Modelling high speed machining with the SPH method. 10th International LS-DYNA Users Conference, 2008, s. 1–13.
- [33] **Chuzhoy L., DeVor R.E., Kapoor S.G.:** Machining Simulation of Ductile Iron and Its Constituents., Part 2: Numerical Simulation and Experimental Validation of Machining. *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering* 125, 2003, s. 192–201.
- [34] **Chuzhoy L., DeVor R.E., Kapoor S.G., Bammann D.J.:** Microstructure-Level Modeling of Ductile Iron Machining. *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering* 124, 2002, s. 162–169.
- [35] **Chuzhoy L., DeVor R.E., Kapoor S.G., Beaudoin A.J., Bammann D.J.:** Machining Simulation of Ductile Iron and Its Constituents. Part I: Estimation of Material Model Parameters and Their Validation. *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering* 125, 2003, s. 181–191.

- [36] **Clough R.W.:** The Finite Element Method in Plane Stress Analysis. Proceedings of Second ASCE Conference on Electronic Computation 8, Pittsburg USA, 1960, s. 345-378.
- [37] **Cohen-Tannoudji C., Diu B., Laloë F.:** Quantum Mechanics. VOL. I. Willey-VCH GmbH 1977.
- [38] **Comba P., Hambley T., Martin B.:** Molecular Modeling of Inorganic Compounds. Weinhiem: Willey-VCH GmbH 2009.
- [39] **Constantin C., Croitoru S.M., Constantin G., Bisu C.F.:** 3D FEM Analysis of Cutting Processes. Proceedings of the 3rd WSEAS international conference on Visualization, imaging and simulation, 2010, s. 41–46
- [40] **Cui D., Zhang L, Mylvaganam K., Liu W., Xu W.:** Nano-milling on monocrystalline copper: A molecular dynamics simulation, *Machining Science and Technology* 21:1, 2017, s. 67-85.
- [41] **Dandekar C.R. Shin Y.C.:** Modeling of machining of composite materials: A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 57, 2012, s. 102-121.
- [42] **Danilewicz A.:** Metoda SPH+MES na przykładzie wzmocnienia podłoża gruntowego metodą wymiany dynamicznej. Wydawnictwo Wydziału Inżynierii Lądowej i Środowiska Politechniki Gdańskiej 2016.
- [43] **Dassault Systèmes:** Abaqus Analysis User's Manual (6.12) 2012.
- [44] **Davim J.P.:** Machining: Fundamentals and Recent Advances. Springer-Verlag London 2008.
- [45] **Davim J.P.:** Statistical and Computational Techniques in Manufacturing. Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2012.
- [46] **Davim J.P., Jackson M.J.:** Nano and Micromachining. Wiley-ISTE 2009.
- [47] **Davoudinejad A., Tosello G., Parenti P., Annoni M.:** 3D Finite Element Simulation of Micro End-Milling by Considering the Effect of Tool Run-Out. *Micromachines* 8(6), 2017,
- [48] **Dhanorker A., Özel T.:** An Experimental and Modeling Study on Meso/Micro End Milling Process. Proceedings of the International Conference on Manufacturing Science and Engineering 2006.
- [49] **Ding H., Shen N., Shin Y.C.:** Experimental and Modeling Analysis of Micro-Milling of Hardened H13 Tool Steel. ASME 2011 International Manufacturing Science and Engineering Conference, Volume 2. Corvallis USA, 2011, s. 373-386.
- [50] **Dixit P.M., Dixit U.:** Modeling of Metal Forming and Machining Processes: by Finite Element and Soft Computing Methods. Springer-Verlag London 2008.
- [51] **Dornfeld D., Min S., Takeuchi Y.:** Recent Advances in Mechanical Micromachining. *CIRP Annals* 55(2), 2006, s. 745–768.
- [52] **Ducobu F., Arrazola P.J., Rivière-Lorphèvre E., Zarate G.O., Madariaga A., Filippi E.:** The CEL Method as an Alternative to the Current Modelling Approaches for Ti6Al4V Orthogonal Cutting Simulation. *Procedia CIRP* 58, 2017, s. 245–250.
- [53] **Ducobu F., Rivière-Lorphèvre E., Filippi E.:** Application of the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method to the modeling of orthogonal cutting. *European Journal of Mechanics - A/Solids* 59, 2016, s. 58–66.
- [54] **Ducobu F., Rivière-Lorphèvre E., Filippi E.:** Dynamic simulation of the micro-milling process including minimum chip thickness and size effect. *Key Engineering Materials* 504–506, 2012, s. 1269–1274.
- [55] **Ducobu F., Rivière-Lorphèvre E., Filippi E.:** Experimental and numerical investigation of the uncut chip thickness reduction in Ti6Al4V orthogonal cutting. *Meccanica* 52(7), 2016 s. 1577–1592

-
- [56] **Ducobu F., Rivière-Lorphèvre E., Filippi E.:** Numerical contribution to the comprehension of saw-toothed Ti6Al4V chip formation in orthogonal cutting. *International Journal of Mechanical Sciences*, 81, 2014, s. 77–87.
- [57] **Fang F.Z., Wu H., Liu Y.C.:** Modelling and experimental investigation on nanometric cutting of monocrystalline silicon. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45(15), 2005, 1681–1686.
- [58] **Fang F., Xu F.:** Recent Advances in Micro/Nano-cutting: Effect of Tool Edge and Material Properties. *Nanomanufacturing and Metrology* 1, 2018, s. 4–31.
- [59] **Fang F.Z., Zhang N., Guo D.G., Ehmann K., Cheung B., Liu K., Yamamura K.:** Towards atomic and close-to-atomic scale manufacturing. *International Journal of Extreme Manufacturing* 1(1), 2019.
- [60] **Fang N.:** Slip-line modeling of machining with a rounded edge tool—Part I: new model and theory. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 51(4), 2003, s. 715–742.
- [61] **Fang N.:** Slip-line modeling of machining with a rounded edge tool—Part II: analysis of the size effect and the shear strain-rate. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 51(4), 2003, s.743–762.
- [62] **Field J.E., Pickles C.S.J.:** Strength, fracture and friction properties of diamond. *Diamond and Related Materials* 5, 1996, s. 625–634.
- [63] **Filiz, S., Conley, C.M., Wasserman, M.B., Ozdoganlar, O.B.:** An experimental investigation of micromachinability of copper 101 using tungsten carbide micro-endmills. *International Journal Of Machine Tools and Manufacture* 47, 2007, s. 1088–1100.
- [64] **Gao H., Huang Y.:** Taylor-based nonlocal theory of plasticity. *International Journal of Solids and Structures* 38(15), 2001, s. 2615–2637.
- [65] **Gardner J.D, Vijayaraghavan A., Dornfeld D.A.:** Comparative Study of Finite Element Simulation Software. UC Berkeley: Laboratory for Manufacturing and Sustainability, 2005.
- [66] **Gawlik J., Krajewska-Śpiwak J., Zębala W.:** Identification of the Minimal Thickness of Cutting Layer Based on the Acoustic Emission Signal. *Key Engineering Materials* 686, 2016, s. 39–44.
- [67] **Gibson J.B., Goland A.N., Milgram M., Vineyard G.H.:** Dynamics of Radiation Damage. *Physical Review* 120(4), 1960, s. 1229–1253.
- [68] **Gingold R.A., Monaghan J.J.:** Smoothed particle hydrodynamics: theory and application to non-spherical stars. *Monthly Notices of the Royal Astronomical Society* 181, 1977, s. 375-389.
- [69] **Goel S., Luo X., Agrawal A., Reuben R.L.:** Diamond machining of silicon: A review of advances in molecular dynamics simulation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 88, 2015, s. 131-164.
- [70] **Goel S., Luo X., Reuben R.L.:** Molecular dynamics simulation model for the quantitative assessment of tool wear during single point diamond turning of cubic silicon carbide. *Computational Materials Science* 51, 2011, s. 402–408.
- [71] **Griffin, J. and Chen, X.:** Classification of the acoustic emission signals of rubbing, ploughing and cutting during single grit scratch tests. *International Journal of Nanomanufacturing* 1(2), 2006, s. 189–209.
- [72] **Grzesik W.:** Advanced machining processes of metallic materials: theory, modelling and applications. Elsevier, Oxford 2017.
- [73] **Guo X., Zhang X., Liu Z., Zhang D., Jin Z., Guo D.:** Modelling the effects of tool edge radius on micro machining based on smooth particle hydrodynamics simulation method. *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 16, 2014, s.303-317.

- [74] **Haddag B., Atlati S., Nouari M., Zenasni M.:** Analysis of the heat transfer at the tool–workpiece interface in machining: determination of heat generation and heat transfer coefficients. *Heat and Mass Transfer* 51(10), 2015, s. 1355–1370.
- [75] **Hallquist J.O.:** LS-DYNA Theoretical Manual. Livermore Software Technology Corporation, California, 2006 s. 637–638.
- [76] **Heinstein M., Segalman D.:** Simulation of Orthogonal Cutting with Smooth Particle Hydrodynamics, SANDIA REPORT SAND97–1961, Sandia National Laboratories, 1997.
- [77] **Hosseini S.V., Vahdati M.:** Modeling the effect of tool edge radius on contact zone in nanomachining. *Computational Materials Science* 65, 2012, s. 29–36.
- [78] **Hung D., Thanh C., Kim H., Yoon L.D.:** Study on the Effect of Rake Angle on Cutting Forces in Ultra-Precision Machining. *Key Engineering Materials*, 516, 2012, s. 551–556.
- [79] **Huo, D., Cheng K.:** Experimental investigation on micromilling of oxygen-free, high-conductivity copper using tungsten carbide, chemistry vapour deposition, and single-crystal diamond micro tools. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 224(6), 2010, s. 995–1003.
- [80] **Huo, D., Cheng K., Wardle F.:** Design of a five-axis ultra-precision micro-milling machine—UltraMill. Part 1: holistic design approach, design considerations and specifications. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 47, 2010, s. 867–877.
- [81] **Hutton D.V.:** Fundamentals of Finite Element Analysis. Tata McGraw-Hill, Nowy York USA 2005.
- [82] **Ikawa N., Shimada S., Tanaka H.:** Minimum thickness of cut in micromachining. *Nanotechnology* 3(1), 1992.
- [83] **Ikawa N., Shimada S., Tanaka H., Ohmori G.:** An Atomistic Analysis of Nanometric Chip Removal as Affected by Tool-Work Interaction in Diamond Turning. *CIRP Annals* 40(1), 1991, s. 551-554.
- [84] **Inamura T., Takezawa N.:** Cutting Experiments in a Computer using Atomic Models of a Copper Crystal and a Diamond Tool. *Progress in Precision Engineering* 25(4), 1991, s. 259-266.
- [85] **Inamura T., Takezawa N., Taniguchi N.:** Atomic-Scale Cutting in a Computer Using Crystal Models of Copper and Diamond. *CIRP Annals* 41(1), 1992, s. 121-124.
- [86] **Iqbal S., Mativenga P., Sheikh M.:** An investigative study of the interface heat transfer coefficient for finite element modelling of high-speed machining. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 222, 2008, s. 1405 - 1416.
- [87] **Issa M., Saanouni K., Khemais L., Rassineux A.:** Prediction of serrated chip formation in orthogonal metal cutting by advanced adaptive 2D numerical methodology. *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 9(3/4), 2011, s. 295-315.
- [88] **Jain R., Pal S.K., Singh S.B.:** A study on the variation of forces and temperature in a friction stir welding process: A finite element approach. *Journal of Manufacturing Processes* 23, 2016, s. 278–286.
- [89] **Jin X., Altintas Y.:** Prediction of micro-milling forces with finite element method, *Journal of Materials Processing Technology* 212(3), 2012, s. 542–552.
- [90] **Jing X., Li H., Wang J., Tian Y.:** Modelling the cutting forces in micro-end-milling using a hybrid approach. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 7, 2014, s. 9-12.

- [91] **Johnson G.R., Cook W.H.:** A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. Proceedings of the 7th international symposium on ballistics, Haga 1983, s. 541–547.
- [92] **Jong I., Springer W.:** Teaching Von Mises Stress: From Principal Axes To Nonprincipal Axes. Annual Conference & Exposition, Austin USA, 2009.
- [93] **Kawalec M.:** Fizyczne i technologiczne zagadnienia przy obróbce z małymi grubościami warstwy skrawanej, Wyd. Politechniki Poznańskiej 1980.
- [94] **Kim C. J., Bono M., Ni J.:** Experimental Analysis of Chip Formation in Micro-Milling. Trans. NAMRI/SME 30, 2002, s. 247–254.
- [95] **Kim C., Mayor J.R., Ni J.:** A Static Model of Chip Formation in Microscale Milling. ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering 126(4), 2004, s. 710–718.
- [96] **Kim M.S., Lee W.I.:** A new VOF-based numerical scheme for the simulation of fluid flow with free surface. Part I: New free surface-tracking algorithm and its verification. International Journal for Numerical Methods in Fluids 42(7), 2003, s. 765–790.
- [97] **Kistler:** MiniDyn, katalog producenta dostępny pod adresem (21.09.2021): <https://www.m3.tuc.gr/EQUIPMENT/MIKRODYNAMOMETRO/miniDyn-Data%20sheet.pdf>
- [98] **Klamecki B.E.:** Incipient chip formation in metal cutting- A three dimensional finite element analysis. Praca doktorska, University of Illinois, USA 1973.
- [99] **Komanduri R., Raff M.:** A review on the molecular dynamics simulation of machining at the atomic scale. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B Journal of Engineering Manufacture 215(12), 2001, s. 1639-1672.
- [100] **Kountanya R.K., Endres W.J.:** A High-Magnification Experimental Study of Orthogonal Cutting with Edge-honed Tools. ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Nowy York USA, 2001, s. 157-163.
- [101] **Kragelsky I.V., Dobychin, M.N., Kombalov V. S.:** Friction and Wear—Calculation Methods. Pergamon Press, New York 1977.
- [102] **Kryszewski S.:** Mechanika Kwantowa. Wydawnictwo Uniwersytetu Gdańskiego 2019.
- [103] **Lai M., Zhang X.D., Fang F.Z.:** Study on critical rake angle in nanometric cutting. Applied Physics 108, 2012, s. 809–818.
- [104] **Lai M., Zhang X., Fang F.:** Study on nanometric cutting of germanium by molecular dynamics simulation. Nanoscale Research Letters 8(13), 2013.
- [105] **Lai X., Li H., Li C., Lin Z., Ni J.:** 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, 2008, s. 1–14.
- [106] **Lee D.E., Hwang I., Valente C.M.O., Oliveira J.F.G., Dornfeld D.A.:** Precision manufacturing process monitoring with acoustic emission. The International Journal of Machine Tools and Manufacture 46(2), 2006, s. 176–188.
- [107] **Lee J.G.:** Computational Materials Science: An Introduction. CRC Press 2016.
- [108] **Leimkuhler B., Matthews C.:** Molecular Dynamics: With Deterministic and Stochastic Numerical Methods. Springer 2015.
- [109] **Levine R. D., Bernstein R. B.:** Molecular Reaction Dynamics and Chemical Reactivity, Oxford University Press 1987.
- [110] **Li H., Lai X., Fu B., Li C., Lin Z., Ni J.:** A finite element model for micro machining considering size effect of material behaviour and tool geometry. International Journal of Materials and Product Technology 31(2/3/4), 2008.

- [111] **Liang Y. C., Yang K., Bai Q. S., Chen J. X., Wang B.:** Modeling and experimental analysis of microburr formation considering tool edge radius and tool-tip breakage in microend milling. *Journal of Vacuum Science & Technology B: Microelectronics and Nanometer Structures* 27(3), 2009, s. 1531.
- [112] **Libersky L.D., Petschek A.G.:** Smooth particle hydrodynamics with strength of materials. *Proceedings of the Next Free-Lagrange Conference* vol. 395, Moran USA, 1990, s. 248-257.
- [113] **Limido J., Espinosa C., Salaün M., Lacombe J.L.:** SPH method applied to high speed cutting modelling. *International Journal of Mechanical Sciences* 49(7), 2007, s. 898-908.
- [114] **Liu G.R., Liu M.B.:** Smoothed Particle Hydrodynamics - a meshfree particle method. World Scientific Publishing Company 2003.
- [115] **Liu K., Melkote S.N.:** A Strain Gradient Based Finite Element Model for Micro/Meso-Scale Orthogonal Cutting Process. *Proceedings of 2004 Japan-USA Symposium on Flexible Automation*, Denver USA, 2004.
- [116] **Liu K., Melkote S.N.:** Finite element analysis of the influence of tool edge radius on size effect in orthogonal micro-cutting process. *International Journal of Mechanical Sciences* 49(5), 2007, s. 650–660.
- [117] **Liu K., Melkote S.N.:** Material Strengthening Mechanisms and Their Contribution to Size Effect in Micro-Cutting. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 128(3), 2006, s. 730.
- [118] **Liu X., DeVor R.E., Kapoor S.G.:** An Analytical Model for the Prediction of Minimum Chip Thickness in Micromachining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 128(2), 2006, s. 474-481.
- [119] **Liu X., Jun M., DeVor R.E., Kapoor S.G.:** Cutting Mechanisms and Their Influence on Dynamic Forces, Vibrations and Stability in Micro-Endmilling. *Proceedings of the ASME 2004 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*. Anaheim USA, 2004. s. 583-592.
- [120] **Liu Y., Agmell M., Xu D.:** Numerical contribution to segmented chip effect on residual stress distribution in orthogonal cutting of Inconel718. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 109, 2020, s. 993–1005.
- [121] **Lv D., Wang Y., Yu X.:** Effects of cutting edge radius on cutting force, tool wear, and life in milling of SUS-316L steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 111, 2020, s. 2833–2844.
- [122] **Mabrouki T., Courbon C., Zhang Y., Rech J., Nélías D., Asad M.:** Some insights on the modelling of chip formation and its morphology during metal cutting operations. *Comptes Rendus Mécanique* 344(4–5), 2016, s. 335-354.
- [123] **Mackerle J.:** Finite-element analysis and simulation of machining: a bibliography (1976–1996). *Journal of Materials Processing Technology*, 86(1-3), 1999, s. 17–44.
- [124] **Mackerle J.:** Finite element analysis and simulation of machining: an addendum. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43(1), 2003, s. 103–114.
- [125] **Madajewski M.:** Ocena wartości sił w procesie skrawania na podstawie symulacji MES przebiegu zmian naprężeń i odkształceń w procesie formowania wióra. Inżynierska praca dyplomowa, promotor: Nowakowski Z., Politechnika Poznańska, 2014.
- [126] **Madajewski M., Nowakowski Z.:** Finite Element Analysis Of Influence Of Flank Wear Evolution On Forces In Orthogonal Cutting Of 42CrMo4 Steel. *Archives of Mechanical Technology and Materials* 37(1), 2017.

- [127] **Madajewski M., Nowakowski Z., Znojkiwicz N.:** Analiza MES wpływu zużycia powierzchni przyłożenia narzędzia na jego obciążenie w skrawaniu ortogonalnym stali 42CrMo4. Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika z. 89 (295) nr 4, 2017, s. 497-507.
- [128] **Madajewski M., Wojciechowski S., Znojkiwicz N., Twardowski P.:** Hybrid Numerical-Analytical Model for Force Prediction in End Milling. Mechanik 91(8-9), 2018, s. 757-759.
- [129] **Manjunathaiah J., Endres W.J.:** A new model and analysis of orthogonal machining with an edge-radiused tool. Journal of Manufacturing Science and Engineering 122, 2000, s. 384-390.
- [130] **Mansour W.M., Osman M.O.M., Sankar T.S., Mazzawi A.:** Temperature field and crater wear in metal cutting using a quasi-finite element approach. International Journal of Production Research 11, 1973 s. 59-68.
- [131] **Markopoulos A.P.:** Finite Element Method in Machining Processes. Springer-Verlag London 2013.
- [132] **Markopoulos A.P., Davim J.P.:** Advanced Machining Processes Innovative Modeling Techniques, CRC Press 2017.
- [133] **Marx D., Hutter J.:** Ab Initio Molecular Dynamics: Basic Theory and Advanced Methods. Cambridge University Press 2009.
- [134] **Masuzawa T., Tönshoff H.K.:** Three-dimensional micromachining by machine tools. CIRP Annals Manufacturing Technology 46(2), 1997, s. 621-628.
- [135] **Merwin J.E., Johnson K.L.:** An Analysis of Plastic Deformation in Rolling Contact, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 177(1), 1963, s. 676-690.
- [136] **Mian A.J., Driver N., Mativenga P.T.:** Chip formation in microscale milling and correlation with acoustic emission signal. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 56, 2011, s. 63-78.
- [137] **Mian A., Driver N., Mativenga P.:** Estimation of minimum chip thickness for multi-phase steel using acoustic emission signals. Proceedings of the 36th International MATADOR Conference, London Wielka Brytania 2010.
- [138] **Mian A.J., Driver N., Mativenga P.T.:** Estimation of minimum chip thickness in micro-milling using acoustic emission. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 225(9), 2011, s. 1535-1551.
- [139] **Mir A., Luo X., Siddiq A.:** Smooth particle hydrodynamics study of surface defect machining for diamond turning of silicon. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 88(9-12), 2017, s. 2461-2476.
- [140] **Moges T.M., Desai K.A., Rao P.V.M.:** Improved Process Geometry Model with Cutter Runout and Elastic Recovery in Micro-End Milling. Procedia Manufacturing 5, 2016, s. 478-494.
- [141] **Moneim A.:** Tool edge roundness in finish machining at high cutting speeds, Wear 58, 1980, s. 173-192.
- [142] **Movahhedy M.R., Altintas Y., Gadala M.S.:** Numerical Analysis of Metal Cutting With Chamfered and Blunt Tools. ASME The Journal of Manufacturing Science and Engineering 124(2), 2002, s. 178-188.
- [143] **Muraka P.D., Barrow G., Hinduja S.:** Influence of the process variables on the temperature distribution in orthogonal machining using the finite element method. International Journal of Mechanical Sciences 21, 1979, s. 445-456.

- [144] **Murugesan M., Jung D.W.:** Johnson Cook Material and Failure Model Parameters Estimation of AISI-1045 Medium Carbon Steel for Metal Forming Applications. *Materials* 12, 2019, s. 609.
- [145] **Nasr N.A., Ammar M.A.:** An Evaluation of Different Damage Models when Simulating the Cutting Process Using FEM. *Procedia CIRP* 58, 2017, s. 134-139.
- [146] **Nasr N. A., Ng E.G., Elbestawi M.A.:** Modelling the effects of tool-edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI 316L. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47(2), 2007.
- [147] **Nierlich W., Gegner J.:** Material response models for sub-surface and surface rolling contact fatigue, 2007, s. 182–92.
- [148] **Niesłony P., Grzesik W., Żak K.:** Numerical Simulation and Experimental Verification of Friction in Turning Inconel 718 Alloy. *Proceedings of International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st century LEM21 2015*.
- [149] **Oliveira F.B., Rodrigues A.S., Coelho R.T., de Souza A.F.:** Size effect and minimum chip thickness in micromilling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 89, 2015, s. 39–54.
- [150] **Olszak W.:** Obróbka skrawaniem, Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 2008
- [151] **Omar O.E.E.K., El-Wardany T., Ng E., Elbestawi M.A.:** An improved cutting force and surface topography prediction model in end milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47, 2007, s. 1263–1275.
- [152] **Opoz T.T, Chen X.:** Chip formation mechanism using finite element simulation. *Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering* 62(11), 2016.
- [153] **Özel T., Liu X.:** Investigations on Mechanics-Based Process Planning of Micro-End Milling in Machining Mold Cavities. *Materials and Manufacturing Processes* 24(12), 2009, s. 1274–1281.
- [154] **Özel T., Liu X. Dhanorker, A.:** Modelling and Simulation of Micro-Milling Process. *Materials and Manufacturing Processes* 24(12), 2009.
- [155] **Özel T., Zeren E.:** Finite element modeling the influence of edge roundness on the stress and temperature fields induced by high-speed machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 35(3-4), 2006, s. 255–267.
- [156] **Pajor M., Maćkowiak H., Zapłata J.:** Examination of thermal deformation of micro milling machine tool SNTM-CM-ZUT-1. *Diagnostyka* 14, 2013, s. 31-36.
- [157] **Pantalé O., Bacaria J., Dalverny O., Rakotomalala R., Caperaa S.:** 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 193, 2004, s. 4383-4399.
- [158] **Park S.S., Malekian M.:** Mechanistic modeling and accurate measurement of micro end milling forces. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 58, 2009, s. 49–52.
- [159] **Parle, D., Singh, R., Joshi, S.:** Modelling of specific cutting energy in micro-cutting using SPH simulation. *9th International Workshop on Microfactories, USA, 2014*, s. 1–6.
- [160] **Priyadarshini A., Pal S.K., Samantaray A.K.:** Finite Element Modeling of Chip Formation in Orthogonal Machining. *Statistical and Computational Techniques in Manufacturing*, 2012, s. 101–144.
- [161] **Proudian J.:** Simulating Residual Stress in Machining: From Post Process Measurement to Pre-Process Predictions. *Praca magisterska, Royal Institute of Technology, Sztokholm 2012*.

- [162] **Przestacki D., Chwalczuk T., Wojciechowski S.:** The study on minimum uncut chip thickness and cutting forces during laser-assisted turning of WC/NiCr clad layers. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 91, 2017, s. 3887–3898.
- [163] **Raczy A., Elmadagli M., Altenhof W.J., Alpas A.T.:** An eulerian finite-element model for determination of deformation state of a copper subjected to orthogonal cutting. *Metallurgical and Materials Transactions A* 35(8), 2004, s. 2393–2400.
- [164] **Rahman A.:** Correlations in the Motion of Atoms in Liquid Argon. *Physical Review* 136(2A), 1964, s. 405–411.
- [165] **Rao J.S.:** *Finite Element Methods. W: History of Rotating Machinery Dynamics. History of Mechanism and Machine Science* vol. 20, Springer Dordrecht 2011.
- [166] **Rao S.U., Vijayaraghavan L.:** Determination of minimum uncut chip thickness in mechanical micro-machining using Johnson-Cook fracture model. *International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems* 6(4), 2013, s. 367–380.
- [167] **Rapaport D. C.:** *The Art of Molecular Dynamics Simulation*, Cambridge University Press 2004.
- [168] **Ren H., Altintas Y.:** Mechanics of machining with chamfered tools. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 122, 2000, s. 650–659.
- [169] **Rezaei H., Sadeghi M.H., Budak E.:** Determination of minimum uncut chip thickness under various machining conditions during micro-milling of Ti-6Al-4V. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 95, 2018, s.1617–1634.
- [170] **Ruttimann N., Buhl S., Wegener K.:** Simulation of single grain cutting using SPH method. *Journal of Machine Engineering* 10(3), 2010, s. 17-29.
- [171] **Sastry S., Kapoor S.G., DeVor R.E.:** Compensation of progressive radial run-out in face-milling by spindle speed variation. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 40, 2000, s. 1121–1139.
- [172] **Schumitt M., Paulmier D., Le Huu T.:** Influence of diamond crystal orientation on their tribological behaviour under various environments. *Thin Solid Films* 343-344, 1999, s. 226–229.
- [173] **Shetty N., Shahabaz S.M., Sharma S.S., Divakara S.S.:** A review on finite element method for machining of composite materials. *Composite Structures* 176, 2017, s. 790-812.
- [174] **Shi Z., Liu Z.:** Determination of minimum uncut chip thickness in micromachining. *Advanced Materials Research* 69–70, 2009, s. 408–412.
- [175] **Shi Z., Li Y., Liu Z., Qiao Y.:** Determination of minimum uncut chip thickness during micro-end milling Inconel 718 with acoustic emission signals and FEM simulation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 98, 2018, s. 37–45.
- [176] **Shimada S., Ikawa N.:** Molecular Dynamics Analysis as Compared with Experimental Results of Micromachining. *CIRP Annals* 41(1), 1992, s. 117-120.
- [177] **Simoneau A., Ng E., Elbestawi M.A.:** Chip formation during microscale cutting of a medium carbon steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46(5), 2006, s. 467–481.
- [178] **Simoneau A., Ng E., Elbestawi M.A.:** The Effect of Microstructure on Chip Formation and Surface Defects in Microscale, Mesoscale, and Macroscale Cutting of Steel. *CIRP Annals* 55(1), 2006, s. 97–102.
- [179] **Skrzat A.:** Application of coupled Eulerian-Lagrangian approach in metal forming simulations. *Scientific Letters of Rzeszow University of Technology - Mechanics* 84, 2012, s. 25-35.

- [180] **Soliman H.A., Shash A.Y., El Hossainy T.M., Abd-Rabou M.:** Investigation of process parameters in orthogonal cutting using finite element approaches. *Heliyon* 6(11), 2020.
- [181] **Son S.M., Lim H.S., Ahn J.H.:** Effects of the friction coefficient on the minimum cutting thickness in micro cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45, 2005, s. 529–535.
- [182] **Steinhauser M.O., Hiermaier S.:** A Review of Computational Methods in Materials Science: Examples from Shock-Wave and Polymer Physics. *International Journal of Molecular Sciences* 10(12), 2009, s. 5135–5216.
- [183] **Stevenson M.G., Wright P.K., Chow J.G.:** Further developments in applying the finite element method to the calculation of temperature distributions in machining and comparisons with experiment. *Journal of Engineering for Industry* 105, 1983, s. 149–154.
- [184] **Storch B., Zawada-Tomkiewicz A.:** Distribution of unit forces on the tool edge rounding in the case of finishing turning. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 60, 2012, s. 453–461.
- [185] **Strang G., Fix G.J.:** *An Analysis of the Finite Element Method.* Prentice Hall Inc., Englewood Cliffs USA 1973.
- [186] **Tay A.O., Stevenson M.G., Vahl Davis G.:** Using the finite element method to determine temperature distributions in orthogonal machining. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* 188, 1974, s. 627–638.
- [187] **Tay A.O., Stevenson M.G., Vahl Davis G., Oxley P.L.B.:** A numerical method for calculating temperature distributions in machining, from force and shear angle measurements. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 16, 1976, s. 335–349.
- [188] **Turner M.J., Clough R.C., Martin H.C., Topp L.J.:** Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures. *Journal of the Aeronautical Sciences* 23, 1956, s. 805.
- [189] **Vaziri M.R., Salimi M., Mashayekhi M.:** Evaluation of chip formation simulation models for material separation in the presence of damage models. *Simulation Modelling Practice and Theory* 19, 2011, s. 718–733.
- [190] **Vogler M.P., DeVor R.E., Kapoor S.G.:** On the modeling and analysis of machining performance in micro-endmilling, Part I: surface generation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 126, 2004, s. 685–694.
- [191] **Vogler M.P., Kapoor S.G., DeVor R.E.:** On the modeling and analysis of machining performance in micro-endmilling, Part II: cutting force prediction. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 126, 2004, s. 695–705.
- [192] **Wan M., Wen D.Y., Ma Y.C., Zhang W.H.:** On material separation and cutting force prediction in micro milling through involving the effect of dead metal zone. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 146, 2019.
- [193] **Wang D., Bienen B., Nazem M., Tian Y., Zheng J., Pucker T., Randolph M.F.:** Large deformation finite element analyses in geotechnical engineering. *Computers and Geotechnics* 65, 2015, s. 104–114.
- [194] **Wang J., Gong Y., Abba G., Antoine J.F., Shi J.:** Chip formation analysis in micromilling operation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 45, 2009, s. 430–447.
- [195] **Wang T., Wu X., Zhang G.:** Theoretical study on the effects of the axial and radial runout and tool corner radius on surface roughness in slot micromilling process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 108, 2020, s. 1931–1944.

- [196] **Wojciechowski S.:** Zagadnienia mechaniki precyzyjnego frezowania narzędziami monolitycznymi. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań 2018.
- [197] **Wojciechowski S., Matuszak M., Powalka B., Madajewski M., Maruda R.W., Królczyk G.M.:** Prediction of cutting forces during micro end milling considering chip thickness accumulation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 147, 2019.
- [198] **Wojciechowski S., Mrozek K.:** Mechanical and technological aspects of micro ball end milling with various tool inclinations. *International Journal of Mechanical Sciences* 134, 2017, s. 424–435.
- [199] **Wojciechowski S., Nowakowski Z., Majchrowski R., Królczyk G.:** Surface texture formation in precision machining of direct laser deposited tungsten carbide. *Advances in Manufacturing* 5(3), 2017, s. 251–260.
- [200] **Woon K.S., Rahman M., Fang F.Z., Neo K.S., Liu K.:** Investigations of tool edge radius effect in micromachining: a FEM simulation approach. *Journal of Materials Processing Technology* 195, 2008, s. 204–211.
- [201] **Wu T., Cheng K.:** 3D FE-Based Modelling and Simulation of the Micro Milling Process. *Key Engineering Materials* 516, 2012, s. 634–639.
- [202] **Xiao G., Ren M., To S.:** A Study of Mechanics in Brittle–Ductile Cutting Mode Transition. *Micromachines* 9(2), 49, 2018.
- [203] **Xiao G., To S., Zhang G.:** Molecular dynamics modeling of brittle-ductile cutting mode transition: Case study on silicon carbide. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 88, 2015, s. 214–222.
- [204] **Xu F., Fang F. Zhang X.:** Side Flow Effect on Surface Generation in Nano Cutting. *Nanoscale Research Letters* 12, 359, 2017.
- [205] **Xu F., Wang J., Fang F. Zhang X.:** A study on the tool edge geometry effect on nano-cutting. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 91, 2017, s. 2787–2797.
- [206] **Yan H., Hua J., Shivpuri R.:** Flow stress of AISI H13 die steel in hard machining. *Materials and Design* 28, 2007, s. 272–277.
- [207] **Yang K., Liang Y., Zheng K., Bai Q., Chen W.:** Tool edge radius effect on cutting temperature in micro-end-milling process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 52(9-12), 2010, s. 905–912.
- [208] **Yen Y.C., Jain A., Altan T.:** A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. *Journal of Materials Processing Technology* 146(1), 2004, 72–81.
- [209] **Yuan Z.J., Zhou M., Dong S.:** Effect of diamond tool sharpness on minimum cutting thickness and cutting surface integrity in ultraprecision machining. *Journal of Materials Processing Technology* 62, 1995, s. 327–330.
- [210] **Zahedi A., Demiral M., Roy A., Silberschmidt V.V.:** FE/SPH modelling of orthogonal micro-machining of F.C.C. single crystal. *Computational Materials Science* 78, 2013, s. 104–109.
- [211] **Zahedi A., Li S., Roy A., Babitsky V., Silberschmidt V.V.:** Application of smooth-particle hydrodynamics in metal machining. *Journal of Physics* 382, 2012, s. 1–5.
- [212] **Zanger F., Boev N., Schulze V.:** Novel Approach for 3D Simulation of a Cutting Process with Adaptive Remeshing Technique. *Procedia CIRP* 31, 2015, s. 88–93.
- [213] **Zetterberg M.:** A critical overview of machining simulations in ABAQUS. Praca dyplomowa, KTH Royal Institute of Technology, Szwecja 2014.

- [214] **Zhang J., Han L., Zhang J., Li G., Xu J., Yan Y., Sun T.:** Finite element analysis of the effect of tool rake angle on brittle-to-ductile transition in diamond cutting of silicon. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 104, 2019, s. 881–891.
- [215] **Zhang S., Zhang H., Zong W.:** Modeling and simulation on the effect of tool rake angle in diamond turning of KDP crystal. *Journal of Materials Processing Technology* 273(116259), 2019.
- [216] **Zhang X., Ehmann K.F., Yu T., Wang W.:** Cutting forces in micro end milling processes. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 107, 2016, s. 21–40.
- [217] **Zhao H., Zhang P., Liu H., Liu C., Tong D., Zhang L., Ren L., Dong X., Lian, S.:** Influences of residual stress induced by cutting on subsequent scratch using smooth particle hydrodynamic (SPH). *Materials Transactions* 55(9), 2014, s. 1440–1444.
- [218] **Zhu Z., Wang M., Zhang H., Zhang X., Yu T., Wu Z.:** A Finite Element Model to Simulate Defect Formation during Friction Stir Welding. *Metals* 7(256), 2017.
- [219] **Zienkiewicz O.C.:** *Metoda elementów skończonych*, Wyd. Arkady, Warszawa 1972.
- [220] **Zorev N.N.:** Interrelationship between shear processes occurring along tool face and on shear plane in metal cutting. W: *Proceedings of the international research in production engineering conference*, Nowy York USA, 1963, s. 42–49