



POLITECHNIKA KOSZALIŃSKA
WYDZIAŁ MECHANICZNY

Mgr inż. Jarosław Chodór

Rozprawa doktorska

Modelowanie i analiza
przemieszczania materiału obrabianego
podczas mikroskrawania i nagniatania ślizgowego
z uwzględnieniem nieliniowości procesu

PROMOTOR

Prof. zw. dr hab. inż. Leon Kukielka

KOSZALIN 2011

Wykaz ważniejszych oznaczeń	6
Rozdział I. Wstęp.....	10
1. Wprowadzenie	10
2. Geneza pracy i uzasadnienie wyboru tematu	12
3. Zakres pracy.....	15
4. Definicja i klasyfikacja obróbki skrawaniem	16
5. Definicja i klasyfikacja nagniatania ślizgowego.....	18
Rozdział II. Analiza stanu zagadnienia w świetle literatury.....	20
1. Wprowadzenie	20
2. Charakterystyka procesu skrawania.....	20
2.1. Rola obróbki skrawaniem we współczesnych procesach wytwórczych.....	20
2.2. Kinematyka procesu i parametry skrawania	20
2.3. Geometryczna charakterystyka ostrza skrawającego.....	22
2.4. Parametry geometryczne warstwy skrawanej	24
3. Aspekty fizyczne procesu skrawania	25
3.1. Zjawiska fizyczne w strefie skrawania	25
3.2. Warunki zainicjowania mikroskrawania (min. grub. warstwy skrawanej).....	25
4. Mechanika procesu skrawania	27
4.1. Klasyfikacja modeli mechanistycznych.....	27
4.2. Odkształcenia w strefie ścinania	28
4.3. Rozkład sił w strefie poślizgu i na powierzchni natarcia.....	29
4.4. Stan i rozkład naprężeń w strefie tworzenia wióra	31
5. Nagniatanie ślizgowe	33
6. Cel i zakres stosowania.....	33
7. Kinematyka nagniatania ślizgowego narzędziem kulistym.....	34
8. Siła nagniatania a odkształcenie podczas nagniatania narzędziem kulistym.....	35
9. Model procesu nagniatania narzędziem kulistym.....	37
10. Analiza wpływu parametrów nagniatania na wartość siły docisku narzędzia.....	40
11. Warunki nagniatania ślizgowego	41
11.1. Posuw przy nagniataniu ślizgowym.....	41
11.2. Promień zaokrąglenia narzędzia	42
12. Stan warstwy wierzchniej po nagniataniu ślizgowym	43
12.1. Parametry charakteryzujące stan warstwy wierzchniej.....	43
12.2. Stereometria powierzchni po nagniataniu ślizgowym gładkościowym za pomocą narzędzi diamentowych.....	44
13. Metody modelowania procesu przemieszczania klina.....	46
13.1. Ciągłe i dyskretne modele materiałów	46
13.2. Modelowanie w mechanice ośrodków ciągłych	46
13.2.1. Modelowanie dynamicznych właściwości mechanicznych materiałów.....	46
13.2.2. Numeryczne metody rozwiązywania zagadnień ciągłych.....	48
13.3. Charakterystyka Metody Elementów Skończonych	50
13.4. Jawne i niejawne metody całkowania względem czasu.....	53
13.5. Modelowanie wybranych zjawisk w procesach skrawania i nagniatania ślizgowego.....	54
13.5.1. Nagniatanie ślizgowe.....	55
13.5.2. Skrawanie	56
14. Wnioski z aktualnego stanu wiedzy.....	60
15. Hipoteza, teza i cele rozprawy	61

Rozdział III. Badania modelowe procesu przemieszczania klina..... 63

1. Wprowadzenie	63
2. Tworzywo modelowe.....	64
3. Badanie mechanizmu plastycznego płynięcia dla różnych wartości zagłębienia i kąta natarcia klina.....	67
4. Wyznaczenie warunków brzegowych dla przemieszczeń	84
5. Badania symulacyjne procesu przemieszczania klina po tworzywie modelowym	85
5.1. Pierwsza metodyka obliczeń	85
5.2. Druga metodyka obliczeń	86
5.3. Walidacja modelu komputerowego.....	87
6. Wnioski z badań modelowych	88

Rozdział IV. Modelowanie procesu przemieszczania klina 90

1. Wprowadzenie	90
2. Koncepcja opisu przyrostowego	90
2.1. Miary przyrostów przemieszczenia, odkształcenia, prędkości odkształcenia i naprężenia w procesie przemieszczania klina	92
2.2. Zasady akumulacji wielkości przyrostowych	94
3. Algorytm modelowania i analizy procesu przemieszczania klina.....	95
4. Model fizyczny procesu przemieszczania klina	98
4.1. Redukcja rzeczywistego obiektu przestrzennego do modelu płaskiego	98
5. Założenia do modelowania procesu przemieszczania klina	98
6. Model matematyczny procesu przemieszczania klina.....	105
6.1. Model kontaktu elementu obrabianego z przedmiotem obrabianym	105
6.1.1. Siły kontaktowe	105
6.1.2. Sztywność kontaktowa.....	107
6.1.3. Kontaktowe warunki brzegowe	108
6.1.4. Warunki tarcia w obszarze styku ciał	109
7. Równanie ruchu i deformacji obiektu	110
7.1. Wariacyjne sformułowanie równania ruchu	110
7.2. Przyrostowy funkcjonal i warunek jego stacjonarności.....	111
7.3. Ogólna postać równania ruchu obiektu dyskretnego	113
7.4. Rozwiązywanie dyskretyzowanych równań ruchu i deformacji.....	113
7.4.1. Całkowanie jawne równań ruchu i deformacji.....	114
7.4.2. Całkowanie niejawne równań ruchu i deformacji.....	117
7.5. Implementacja numeryczna rozwiązywania dyskretyzowanych równań ruchu	119
8. Podsumowanie i wnioski z modelowania procesu przemieszczania klina.....	122

Rozdział V. Estymacja parametrów modelu materiałowego dla wybranych gatunków stali..... 124

1. Wprowadzenie	124
2. Modele matematyczne ciała sprężysto/lepko-plastycznego z umocnieniem mieszanym.....	126
2.1. Model matematyczny przyrostu odkształceń całkowitych	126
2.2. Model matematyczny składowych tensora przyrostu naprężeń.....	129
2.3. Model matematyczny składowych tensora przyrostu translacji.....	130
2.4. Model matematyczny dynamicznych naprężeń uplastyczniających materiały metalowe	131
2.5. Model matematyczny przyrostu dynamicznych naprężeń uplastyczniających.....	132
2.6. Matematyczny model chwilowych dynamicznych naprężeń uplastyczniających	134
3. Warunki przeprowadzenia próby rozciągania i opracowanie wyników	135

4. Charakterystyka modelu materiałowego Cowper'a – Symonds'a.....	142
5. Weryfikacja numeryczna modelu materiałowego	143
6. Pomiar twardości	145
7. Podsumowanie i wnioski z estymacji parametrów modelu materiałowego dla wybranych gatunków stali	146
Rozdział VI. Analizy numeryczne procesu przemieszczania klina	147
1. Wprowadzenie	147
2. Symulacja komputerowa.....	147
3. Analiza numeryczna.....	148
3.1. Opis aplikacji w systemie ANSYS	150
3.2. Analiza przemieszczania klina dla zagłębienia narzędzia 25 mikrometrów.....	151
3.3. Analiza przemieszczania klina dla zagłębienia narzędzia 250 mikrometrów.....	173
4. Podsumowanie i wnioski z analiz numerycznych	191
Rozdział VII. Badania eksperymentalne procesu nagniatania i mikroskrwania	196
1. Wprowadzenie	196
2. Obiekt i stanowisko badań	196
3. Badania eksperymentalne wpływu wybranych warunków nagniatania ślizgowego gładkościowego na jakość wyrobu.....	197
3.1. Określenie zbiorów czynników badanych, stałych, zakłócających i wynikowych.....	197
3.2. Ustalenie przedziału zmienności czynników badanych.....	199
3.3. Przyjęcie klasy modelu matematycznego	199
3.4. Kodowanie czynników badanych	200
3.5. Realizacja badań właściwych.....	200
3.5.1. Przygotowanie próbek i zastosowane narzędzie.....	200
3.5.2. Wyniki eksperymentu.....	204
3.6. Analiza statystyczna wyników badań	208
3.6.1. Eliminacja wyników obciążonych błędem grubym.....	208
3.6.2. Wariancja międzywierszowa i odchylenie standardowe.....	209
3.6.3. Sprawdzenie jednorodności wariancji w próbie.....	209
3.6.4. Obliczenie współczynników funkcji regresji	210
3.6.5. Analiza statystyczna funkcji regresji.....	210
3.6.6. Badanie istotności współczynnika korelacji wielowymiarowej.....	211
3.6.7. Sprawdzenie adekwatności modelu matematycznego	213
3.6.8. Odkodowanie funkcji regresji	213
3.6.9. Określenie przedziału ufności funkcji regresji.....	213
4. Ocena wyników badań.....	218
5. Wnioski z badań eksperymentalnych procesu nagniatania.....	219
6. Badania eksperymentalne wpływu wybranych warunków mikroskrwania na kształt wióra	219
6.1. Realizacja badań właściwych.....	219
6.1.1. Przygotowanie próbek i zastosowane narzędzie	220
6.1.2. Wyniki eksperymentu.....	222
7. Ocena wyników badań.....	240
8. Wnioski z badań eksperymentalnych procesu mikroskrwania	241

Rozdział VIII. Zakończenie.....	242
1. Podsumowanie	242
2. Elementy oryginalne pracy	243
3. Wnioski	244
3.1. Wnioski poznawcze oraz dotyczące hipotezy i tezy pracy	244
3.2. Wnioski utylitarne	245
3.3. Wnioski do dalszych badań.....	246
Spis literatury	247
Załączniki	257

Załączniki

Z.1. Macra do analizy i symulacji numerycznych napisanych w języku APDL	
Z.1.1. Aplikacja do analizy i symulacji procesu nagniatania ślizgowego dla kąta $\gamma=70^0$ i głębokości nagniatania $a_p=25 \mu\text{m}$	257
Z.1.2. Aplikacja do analizy i symulacji procesu skrawania dla kąta $\gamma=10^0$ i głębokości skrawania $a_p=250 \mu\text{m}$	260
Streszczenie	264
Summary	266

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

Symbol	Opis	Jednostka
$\mathbf{B}^{(e)}$	macierz odkształceń elementu skończonego	-
$\bar{\mathbf{B}}^{(e)}$	macierz liniowej zależności przyrostu odkształceń od przyrostu przemieszczeń punktów węzłowych elementu	-
$\tilde{\mathbf{B}}^{(e)}$	macierz nieliniowej zależności przyrostu odkształceń od przyrostu przemieszczeń punktów węzłowych elementu	-
${}^0\mathbf{C}, {}^t\mathbf{C}, {}^\tau\mathbf{C}$	konfiguracje: początkowa, aktualna i poszukiwana	-
$\tilde{\mathbf{C}}$	parametr materiałowy określający umocnienie translacyjne	-
$\mathbf{C}_{ijkl}^{(E)}$	składowe tensora Hooke'a $\mathbf{C}^{(E)}$ charakteryzującego właściwości sprężyste materiału	-
\mathbf{C}_T	globalna macierz tłumienia układu w chwili t	-
$\mathbf{C}^{(E)}$	macierz Hooke'a charakteryzująca ośrodek sprężysty w chwili t	-
$\mathbf{C}^{(E)(e)}$	macierz Hooke'a elementu skończonego	-
\mathbf{D}_ε	dewiator tensora odkształceń względnych	-
$\mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}}$	dewiator tensora prędkości odkształceń względnych	-
\mathbf{D}_σ	dewiator tensora naprężeń	-
$\tilde{\mathbf{D}}_\sigma$	dewiator tensora naprężeń wypadkowych	-
$\mathbf{D}_{ijkl}^{(E)}$	składowe tensora $\mathbf{D}^{(E)}$, będącego odwrotnością tensora Hooke'a $\mathbf{C}^{(E)}$	-
E	współczynnik sprężystości wzdłużnej (moduł Younga)	MPa
E_c	energia całkowita	J
E_d	energia dysypacji (rozpraszania)	J
E_f	energia potencjalna sił masowych	J
E_k	energia kinetyczna	J
E_o	energia potencjalna odkształcenia	J
E_p	energia potencjalna sił powierzchniowych	J
$E_T = \partial\sigma_p / \partial\varepsilon_z^{(VP)}$	chwilowy moduł wzmocnienia zależny od odkształceń	MPa
$\dot{E}_T = \partial\sigma_p / \partial\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}$	chwilowy moduł wzmocnienia zależny od prędkości odkształceń	MPa·s ⁻¹
$\dot{f} = \frac{df}{dt}, \ddot{f} = \frac{d^2f}{dt^2}$	pierwsza i druga pochodna funkcji f względem czasu	-
\mathbf{F}_T	globalny wektor zewnętrznych i wewnętrznych obciążeń obiektu	N
G	moduł sprężystości poprzecznej (moduł styczny, Kirchhoffa)	MPa
$I_2(\tilde{\mathbf{D}}_\sigma)$	drugi niezmiennik zredukowanego dewiatora naprężeń	MPa
K	moduł odkształcenia objętościowego	MPa
\mathbf{K}_T	globalna macierz sztywności układu w chwili t	N·m ⁻¹
\mathbf{M}	globalna macierz mas układu w chwili t	Kg·m ⁻³
\mathbf{N}	chwilowa macierz kształtu układu	-
$\mathbf{N}^{(e)}$	chwilowa macierz kształtu elementu skończonego	-
$I_2(\tilde{\mathbf{D}}_\sigma)$	drugi niezmiennik zredukowanego dewiatora naprężeń	MPa
S_{ij}	składowe dewiatora \mathbf{D}_σ tensora naprężenia w chwili t	MPa
\mathbf{T}_α	tensor przesunięć środka aktualnej powierzchni płynięcia	MPa

\mathbf{T}_σ	tensor naprężenia Pioli-Kirchhoffa	MPa
\mathbf{T}_c	tensor naprężenia Cauchy'ego	MPa
\mathbf{T}_ε	tensor odkształceń względnych	MPa
$\mathbf{T}_{\dot{\varepsilon}}$	tensor prędkości odkształceń względnych	MPa
$\tilde{\mathbf{T}}_\sigma$	tensor naprężeń wypadkowych	MPa
\mathbf{T}_α	tensor przesunięć środka aktualnej powierzchni płynięcia	MPa
\mathbf{T}_σ	tensor naprężenia Pioli-Kirchhoffa	MPa
\mathbf{u}, u_i	wektor przemieszczenia i jego składowe	m
U_{im}	składowe tensora rozciągnięcia \mathbf{U} w nowej konfiguracji odniesienia ${}^T C$	-
ΔJ	przyrost funkcjonału całkowitej energii obiektu	J
$\Delta \mathbf{K}_T$	globalna macierz przyrostu sztywności obiektu	-
$\Delta \mathbf{r}$	wektor kolumnowy przyrostu przemieszczeń węzłów obiektu	m
$\Delta \dot{\mathbf{r}}$	wektor kolumnowy przyrostu prędkości węzłów obiektu	$m \cdot s^{-1}$
$\Delta \ddot{\mathbf{r}}$	wektor kolumnowy przyrostu przyspieszeń węzłów obiektu	$m \cdot s^{-2}$
$\Delta \mathbf{R}_T$	globalny wektor przyrostu obciążeń zewnętrznych obiektu	N
ε_z	zastępcze odkształcenie względne	-
ε_{ij}	składowe tensora \mathbf{T}_ε odkształcenia Greena-Lagrange'a	-
$\varepsilon_z^{(VP)}$	zastępcze względne odkształcenie lepko-plastyczne	-
$\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}$	zastępcza prędkość względnych odkształceń lepko-plastycznych	s^{-1}
$\dot{\varepsilon}_{ij}$	składowe tensora $\mathbf{T}_{\dot{\varepsilon}}$ prędkości odkształceń względnych	s^{-1}
$\boldsymbol{\varepsilon}, \Delta \boldsymbol{\varepsilon}$	wektor kolumnowy odkształceń względnych i jego przyrost	-
$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}, \Delta \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$	wektor kolumnowy prędkości odkształceń i jego przyrost	s^{-1}
$\Delta \mathbf{q}, \Delta q_i$	przyrost wypadkowej siły jednostkowej w obszarze kontaktu i jej składowe	MPa
$\Delta \lambda$	funkcja (mnożnik) Lagrange'a	-
σ_z	chwilowe naprężenia zastępcze	MPa
σ_p	chwilowe termodynamiczne naprężenie uplastyczniające materiał	MPa
σ_{ij}	składowe drugiego tensora naprężenia Pioli-Kirchhoffa \mathbf{T}_σ zdefiniowane na konfiguracji aktualnej ${}^T C$ na początku kroku	MPa
$\boldsymbol{\sigma}$	chwilowy wektor kolumnowy naprężeń Pioli-Kirchhoffa	MPa
$\Delta \boldsymbol{\sigma}$	wektor kolumnowy przyrostu naprężeń Pioli-Kirchhoffa	-
φ_z	zastępcze odkształcenie logarytmiczne (rzeczywiste)	-
φ_{ij}	składowe tensora \mathbf{T}_φ odkształceń logarytmicznych	-
$\varphi_z^{(VP)}$	zastępcze logarytmiczne odkształcenie lepko-plastyczne	-
$\dot{\varphi}_z^{(VP)}$	zastępcza prędkość logarytmicznych odkształceń lepko-plastycznych	s^{-1}
$\dot{\varphi}_{ij}$	składowe tensora $\mathbf{T}_{\dot{\varphi}}$ prędkości odkształceń logarytmicznych	s^{-1}
a_p	głębokość skrawania (dosuw)	mm
A_k	pole strefy styku wiór-ostrze	mm^2
A_{rz}	rzeczywiste pole przekroju poprzecznego warstwy skrawanej	mm^2
A_α, A_γ	powierzchnia przyłożenia, natarcia	-

b (b_D)	szerokość warstwy skrawanej (nominalna)	mm
b_{ch}	szerokość wióra	mm
b_k	szerokość styku wiór-ostrze	mm
f	posuw	$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$
f_{opt}	posuw optymalny	$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$
f_z	posuw na ostrze	$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$
F_a	siła czynna, siła tworzenia wióra	N
F_c	siła skrawania	N
h	grubość warstwy skrawanej	mm
h_{ch}	grubość wióra	mm
h_{min}	minimalna grubość warstwy skrawanej	μm
l_{ch}	długość wióra	mm
l_k	długość styku wiór-powierzchnia natarcia	mm
n	prędkość obrotowa wrzeczona	$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$
P_c	moc skrawania	kW
P_f, P_n, P_o, P_p	płaszczyzny: boczna, normalna, ortogonalna, tylna	-
P_{fe}	płaszczyzna robocza	-
P_r	płaszczyzna podstawowa	-
P_s	płaszczyzna krawędzi skrawającej	-
P_{sh}	płaszczyzna poślizgu	-
r_n	promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej	mm
r_e	promień naroża	mm
R_e	granica plastyczności na rozciąganie	MPa
R_m	maksymalna wysokość nierówności	μm
R_p	wysokość najwyższego wzniesienia profilu	μm
R_t	całkowita wysokość profilu	μm
R_z	największa wysokość profilu	μm
S, S'	krawędź skrawająca główna, pomocnicza	-
t_o	temperatura otoczenia	$^{\circ}\text{C}$
v_c	prędkość skrawania	$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$
α	średni kąt wierzchołkowy nierówności powierzchni	deg
$\alpha_f, \alpha_n, \alpha_o, \alpha_p$	kąty przyłożenia: boczny, normalny, ortogonalny, tylny	deg
$\gamma_f, \gamma_n, \gamma_o, \gamma_p$	kąty natarcia: boczny, normalny, ortogonalny, tylny	deg
β	kąt wierzchołkowy	deg
μ	współczynnik tarcia	-
ρ	gęstość materiału	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
ω	prędkość kątowna przedmiotu obrabianego	$\text{rad}\cdot\text{s}^{-1}$
F	siła nagniatania	daN
g	głębokość odkształcenia plastycznego	mm
i	liczba przejść	-
L	długość obrabianego przedmiotu	m
m	masa	kg
R	promień wałka obrabianego	mm
r_d	promień zaokrąglenia końcówki narzędzia	mm
R_z	wysokość nierówności według 10 punktów profilu	μm
R_a	średnie arytmetyczne odchylenie profilu od linii średniej	μm
S_n	podziałka nierówności powierzchni	μm

Skróty:

2D	– dwuwymiarowy (układ)
3D	– trójwymiarowy (układ)
HSC	– skrawanie z dużym posuwem (ang. <i>high speed cutting</i>)
HSM	– obróbka z dużą prędkością (ang. <i>high speed machining</i>)
MEB (ang. BEM)	– metoda elementów brzegowych (ang. <i>boundary element method</i>)
MES (ang. FEM)	– metoda elementów skończonych (ang. <i>finite element method</i>)
WW	– warstwa wierzchnia
NS	– nagniatanie ślizgowe
ES	– element skończony
LE	– liczba elementów skończonych
LSS	– liczba stopni swobody
LW	– liczba węzłów obiektu
SGP	– struktura geometryczna powierzchni
HMH	– hipoteza Hubera-Misesa-Hencky'ego

Niektóre oznaczenia użyte jednorazowo objaśnione zostały w miejscu ich występowania.

Rozdział I

WSTĘP

1. Wprowadzenie

Jednym z problemów współczesnych technologii jest spełnienie rosnących wymagań związanych z eksploatacją maszyn i urządzeń, a dotyczących zwiększenia ich trwałości i niezawodności. Zależą one głównie od właściwości ukształtowanej warstwy wierzchniej [Bura1995]. Jej stan jest istotny, ponieważ niemal wszystkie procesy tribologiczne i zmęczeniowe zachodzą na powierzchni przedmiotu. Ponadto szacuje się, że konstytuowana w procesie wytwarzania warstwa wierzchnia stanowiąca niewielki procent objętości całego elementu jest przyczyną ok. 80% uszkodzeń części wynikłych podczas eksploatacji. Zatem, celowe jest poszukiwanie oraz stosowanie takich procesów wytwarzania, które zapewnią wymaganą w danym przypadku jakość wyrobu finalnego, przy zachowaniu minimalnych kosztów wytwarzania. Wymusza to ciągłe doskonalenie metod projektowania, rozwój inżynierii materiałowej i technologii wytwarzania. Dokonujący się rozwój technologii następuje m. in. za sprawą coraz lepszej znajomości procesów eksploatacyjnych zachodzących w mechanizmach i maszynach. Dzięki np. poznaniu znaczenia warstwy wierzchniej (skrót: WW), a szczególnie istotnego wpływu jej stanu na szereg właściwości eksploatacyjnych, powstała cała dziedzina technologii wytwarzania, tzw. obróbka gładkościowo-umacniająca, której to fragment stanowi część niniejszej rozprawy doktorskiej.

Właściwości warstwy wierzchniej po skrawaniu (mikroskrawaniu) lub nagniataniu ślizgowym zależą głównie od odmiany procesu i warunków jego realizacji [Krus1994], a dla kompleksowej jej analizy konieczne jest opracowanie adekwatnego modelu matematycznego i numerycznych metod jego rozwiązywania. Wspólną cechą obu procesów skrawania (mikroskrawania) i nagniatania jest przemieszczanie obciążonego klina po sprężysto/lepko-plastycznym podłożu. Natomiast różny przebieg tych procesów tj. tworzenie się wióra lub obróbka bezwiórowa, a zatem i inne właściwości WW wyrobu zależą głównie od: geometrii klina i jego ustawienia względem półwyrobu oraz głębokości obróbki. W związku z tym, niniejsza praca dotyczy opracowania modelu fizycznego procesu przesuwania narzędzia po przedmiocie obrabianym, a następnie opracowania modelu matematycznego oraz algorytmów rozwiązań otrzymanych układów równań dyskretnych wraz z odpowiednimi warunkami początkowymi i brzegowymi. W niniejszej rozprawie proces skrawania rozumiany jest jako skrawanie materiału z głębokościami większymi od $25\ \mu\text{m}$, przy czym geometria narzędzia przyjmuje wartości odpowiadające wymiarom narzędzi obróbkowych (np. noża tokarskiego). Szczególną uwagę zwrócono na proces mikroskrawania pojedynczym ostrzem - skrawanie cienkich warstw materiału o grubości od $1\div 25\ \mu\text{m}$. W tym przypadku zamodelowana geometria klina przyjmuje wymiary mikro np. pojedyncze ziarno ściernie [Kaca1980, Bork1983].

Rozwiązanie takiego problemu wymaga interdyscyplinarnej wiedzy z następujących dziedzin: **podstaw mechaniki** (mechanika ośrodków ciągłych, badania eksperymentalne), **podstaw informatyki** (komputery, sprzęt i urządzenia zewnętrzne, oprogramowanie specjalistyczne

np. ANSYS) i **metod numerycznych rozwiązywania problemów techniki** (metoda elementów skończonych, analiza wrażliwości, algorytmy optymalizacyjne).

Niezbędne jest wyjaśnienie wpływu warunków procesu nagniatania ślizgowego a także skrawania (mikroskrawania), czyli: **czynników materiałowych** (modułu Younga, współczynnika Poissona, początkowej granicy plastyczności, modułu umocnienia, wrażliwości na prędkość odkształcenia, wartości odkształcenia granicznego), **czynników geometrycznych przedmiotu i narzędzia** (wymiarów narzędzia, stanu powierzchni i stanu fizycznego stref warstwy wierzchniej po obróbkach poprzedzających, geometrii ostrza narzędzia, rodzaju narzędzia) oraz **parametrów technologicznych** (m.in. prędkości toczenia, posuwu nagniatania, współczynników tarcia) na stany deformacji i naprężeń w materiale obrabianym.

Z punktu widzenia mechaniki zarówno nagniatanie ślizgowe jak i skrawanie (mikroskrawanie) jest nieliniowym zagadnieniem brzegowo-początkowym. W procesie występują nieliniowości: geometryczna i fizyczna oraz nieliniowe i nieznane warunki brzegowe w obszarze kontaktu. Nieliniowość geometryczna wynika z nieliniowej zależności pomiędzy odkształceniem a przemieszczeniem materiału. Nieliniowość fizyczna to nieliniowa zależność pomiędzy naprężeniem a odkształceniem. Ponadto, w procesach występują nieliniowe, ruchome oraz zmienne w czasie i przestrzeni warunki brzegowe, które nie są znane w obszarach kontaktu narzędzia z przedmiotem. Analityczne rozwiązanie problemu, czyli określenie stanów przemieszczeń, odkształceń, naprężeń, nacisków, sił tarcia itd., w dowolnej chwili realizacji procesu jest niemożliwe. Możliwe jest natomiast rozwiązanie numeryczne z wykorzystaniem metody elementów skończonych oraz nowoczesnych metod modelowania (badań symulacyjnych).

Większość publikacji na temat procesów obróbki plastycznej [Erbe1981], [Szcz1967], [Szcz1978], [Hill1986], [Dobr2000], [Kuli2003], [Kurz1993] w tym procesów nagniatania ślizgowego i toczenia [Przy1987], [Olsz2009], [Dzid1990], pomija badania symulacyjne, koncentrując się tylko na metodach eksperymentalnych. Natomiast badania symulacyjne są cennym narzędziem pozwalającym na rozszerzenie przedziału czasu i poznanie zjawisk, których badanie eksperymentalne jest niemożliwe lub bardzo drogie. Umożliwiają one uwzględnienie wszystkich istotnych czynników wpływających na jakość wyrobu i wydajność procesów nagniatania ślizgowego i toczenia i symulowanie występujących zjawisk dla dowolnego stanu zaawansowania procesu. Dzięki symulacji numerycznej procesu technologicznego lub procesu deformacji konstrukcji, można w prosty sposób określić zmiany stanu układu. Uzyskuje się informacje o zmianach obciążeń, naprężeń, rozkładu odkształceń i wymiarów zewnętrznych w kolejnych fazach procesu deformacji. Dzięki wykorzystaniu nowoczesnych metod modelowania możliwa jest analiza procesu w dowolnej chwili czasowej, prognozowanie jakości powierzchni materiału obrobionego oraz jakości wyrobu. Symulacja numeryczna procesów technologicznych omawianych w rozprawie, pozwala ograniczyć liczbę prototypów kosztownych narzędzi: noży tokarskich i nagniataków diamentowych. Ułatwia i skraca czas potrzebny do ich zaprojektowania. Może więc przynieść znaczne oszczędności na etapie przygotowania produkcji nowych wyrobów. Przeprowadzenie badań symulacyjnych możliwe jest nawet dla bardzo skomplikowanych modeli matematycznych także przy braku znajomości warunków brzegowych, zwłaszcza w obszarach kontaktu. Badania symulacyjne pozwalają także na uwzględnienie nieliniowości procesu, które mają wpływ na stany deformacji i naprężeń w kształtowanym wyrobie. Pominięcie tych nieliniowości może spowodować powstawanie błędów w modelowaniu jakości wyrobów.

Do najważniejszych możliwości analizy numerycznej w zastosowaniu do toczenia i nagniatania ślizgowego należą:

- określenie lokalizacji odkształceń, początku procesu powstawania wióra,
- określenie jakości powierzchni obrobionej uzyskanego wyrobu,
- określenie rozkładu naprężeń i odkształceń lokalnych w materiale obrobionym,
- określenie wymaganej geometrii ostrza (np. noża tokarskiego, ziarna ściernicy),
- określenie wpływu współczynnika tarcia na przebieg procesu i jakość uzyskanego wyrobu,

- określenie wpływu wybranych parametrów materiałowych na stan naprężeń i odkształceń w wyrobie,
- określenie warunków przy których zachodzi skrawanie (mikroskrawanie) lub obróbka bezwiórowa (nagniatanie ślizgowe),
- określenie optymalnej prędkości skrawania i nagniatania ślizgowego,
- określenie rozkładu sił jednostkowych w obszarze kontaktu narzędzia z przedmiotem oraz wymaganej siły w procesie nagniatania ślizgowego.

Dzięki wynikom uzyskanym w symulacji można zoptymalizować projektowane procesy technologiczne, skrócić cykl projektowania oraz zmniejszyć koszty związane z uruchomieniem produkcji, obniżyć koszty procesu i zwiększyć jakość wyrobu. Są to zagadnienia niezbędne dla właściwego projektowania i sterowania tym złożonym procesem obróbki plastycznej.

Analiza wrażliwości i oparta na niej optymalizacja należą do stosunkowo nowych dziedzin metod komputerowych. Panuje coraz powszechniejsze przekonanie, że dzięki ścisłym algorytmom analizy wrażliwości, wbudowanym w programy metody elementów skończonych, techniki optymalizacyjne uzyskują zupełnie nową jakość [Sosn2003].

Trudności związane z silnie nieliniowym charakterem procesów technologicznych przez długi czas nie pozwalały na uzyskanie miarodajnych oraz możliwie uniwersalnych metod analizy. Niezwykle szybki w ostatnich latach rozwój w zakresie teorii ośrodków ciągłych, teorii plastyczności oraz metod numerycznych w mechanice, a zwłaszcza metody elementów skończonych, wsparty postępowaniem systemów obliczeniowych, stworzył warunki, w których analizowanie tak złożonych problemów stało się możliwe. Również wymagania stawiane wobec jakości uzyskiwanych rozwiązań są coraz ostrzejsze. Konieczna jest wysoka wiarygodność pozwalająca na projektowanie procesu nie tylko z odpowiednim stopniem niezawodności, ale również spełniających wymagania dotyczące racjonalnego kształtowania, ekonomiki itd. Dlatego analiza tego typu zagadnień nieliniowych, nawet przy zastosowaniu zaawansowanych systemów komputerowych, nadal stanowi wyzwanie dla współczesnej mechaniki. W związku z tym, niniejsza rozprawa w znacznej części dotyczy opracowania modelu fizycznego procesu przemieszczania narzędzia po materiale obrabianym, a następnie opracowania modelu matematycznego oraz algorytmów rozwiązań otrzymanych układów równań dyskretnych wraz z odpowiednimi warunkami początkowymi i brzegowymi.

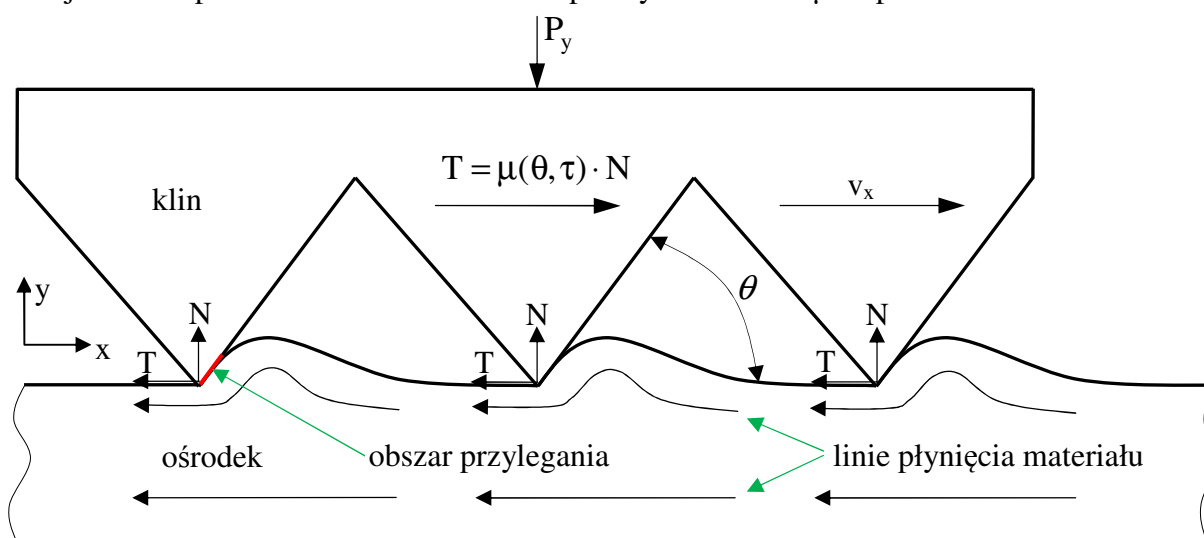
2. Geneza pracy i uzasadnienie wyboru tematu

Koncepcja tematu pracy doktorskiej narodziła się po przeczytaniu pracy na prawach rękopisu Henryka Petryka pt. „Zagadnienie przesuwania obciążonego klina po powierzchni idealnie plastycznego ośrodka” [Petr1981]. Autor rozważa kilka rozwiązań przesuwania obciążonego klina po plastycznej półprzestrzeni z pewną prędkością. Znana jest wartość obciążenia P_y i wartość składowej poziomej v_x prędkości v . Autor rozpatruje proces stacjonarny i pomija w swoich rozważaniach wstępną fazę płynięcia materiału. Przyjął, że kąt θ (rys. 1.1) pochylenia powierzchni roboczej klina do powierzchni plastycznego ośrodka jest mniejszy od $\pi/2$.

Celowość rozpatrywania tak postawionego zagadnienia wynika z co najmniej dwóch przesłanek. Po pierwsze, tego typu wymuszenia plastycznego płynięcia występuje w szeregu procesów obróbki plastycznej metali, w szczególności przy nagniataniu i skrawaniu powierzchni. Znajomość odpowiednich rozwiązań teoretycznych pozwala lepiej zrozumieć, a także przewidzieć przebieg procesu deformacji, co z kolei może ułatwić optymalne zaprojektowanie kształtu narzędzi i dobór warunków obróbki. Można np. badać warunki, w jakich występuje, niekorzystne w przypadku nagniatania, zjawisko tworzenia się wiórów. Po drugie, można opisywać i tłumaczyć zjawiska tarcia i zużycia powierzchni ciał ciągliwych (rys. 1.1). Przykładowo, znając rozwiązanie

teoretyczne dla jednego klina, można na drodze teoretycznej wyznaczyć zależność współczynnika tarcia μ od kształtu mikronierówności i siły adhezji na ich powierzchni.

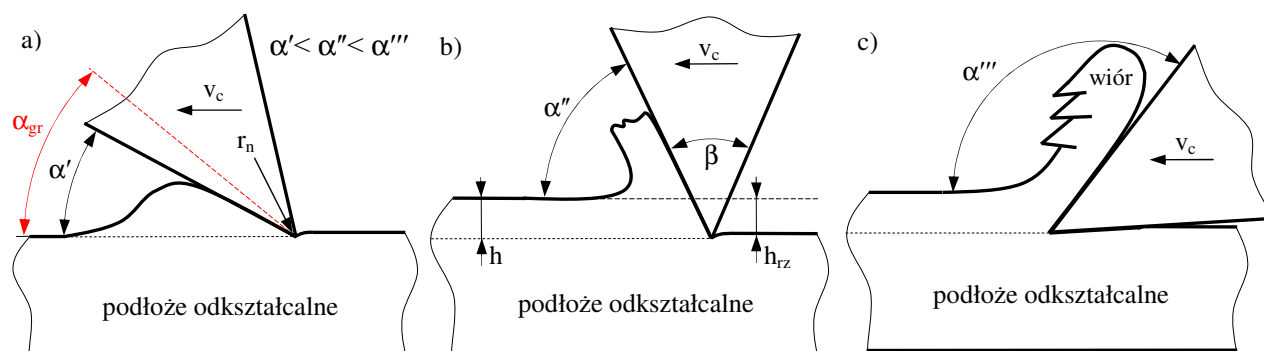
Autor założył model materiału izotropowy, jednorodny, nieściśliwy, sztywno-plastyczny bez wzmocnienia. Przyjął, że długość klina mierzona w kierunku prostopadłym do płaszczyzny X-Y jest wystarczająco duża, aby wystąpił płaski stan odkształcenia. Wprowadzenie tych założeń umożliwiło autorowi zastosowanie do analizy metody linii poślizgów [Szczy1967]. Oczywiście niezbędne było wprowadzenie dodatkowych założeń klasycznej teorii plastycznego płynięcia jak: niewrażliwość materiału na prędkość odkształcenia, brak efektów dynamicznych i termicznych. Wartość siły P_y nie wpływa w rozważaniach autora na postać rozwiązania – dowolny wymiar liniowy rozwiązania będzie wprost proporcjonalny do wartości P_y . Tak więc warunki brzegowe w pracy Petryka są określone przez wartości dwóch parametrów: kąta θ nachylenia powierzchni roboczej klina do powierzchni ośrodka oraz współczynnika tarcia μ na powierzchni klina.



Rys. 1.1. Schemat przesuwania obciążonego klina po powierzchni idealnie plastycznego ośrodka [Petr1981]

Charakterystyczną cechą rozpatrywanego zagadnienia w pracy H. Petryka, w istotny sposób utrudniającą przeprowadzenie analiz jest to, że położenie swobodnej powierzchni w fazie ustalonego płynięcia nie jest z góry znane. Zagadnienia tego typu nie muszą mieć jednoznacznego rozwiązania. Przedstawione w jego pracy rozwiązania dla określonych parametrów, a więc określonych warunków brzegowych, odpowiada na ogół nieskończona klasa różnych rozwiązań spełniająca warunki dla naprężeń i prędkości.

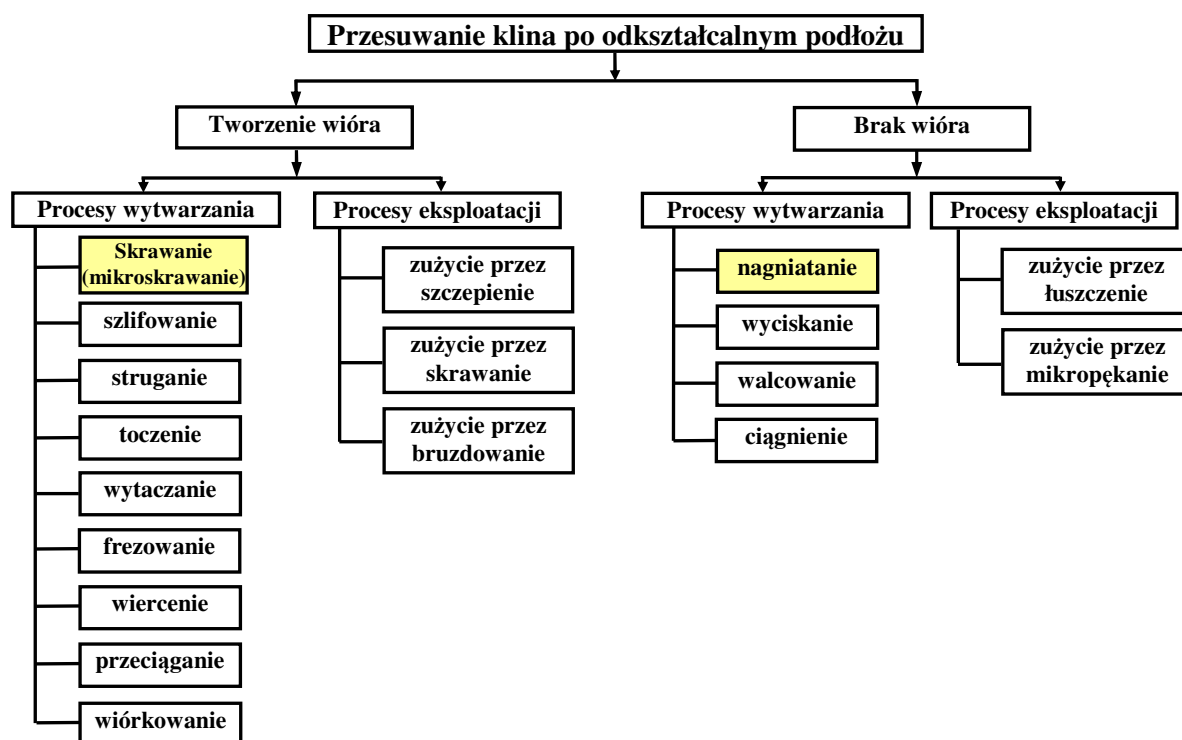
Po analizie rozwiązań Petryka a także wielu prac dotyczących tego zagadnienia np. [Hill1986] nasuwa się pytanie: które z tych rozwiązań ma sens fizyczny? Szukając odpowiedzi na to pytanie zdecydowano się wybrać taki temat dysertacji, który pomoże w odpowiedzi na to pytanie.



Rys. 1.2. Przemieszczanie klina po odkształcalnym podłożu w procesie nagniatania ślizgowego (a) i skrawania (b, c)

W związku z szybkim rozwojem analiz numerycznych w rozprawie zdecydowano się znacznie rozszerzyć zagadnienie poruszone w pracy Petryka. W niniejszej rozprawie podłożo modeluje się jako ciało sprężysto/lepko-plastyczne ze wzmocnieniem. Ponadto uwzględnia się prędkości odkształceń a także różne współczynniki tarcia. W dziale analizy numeryczne przedstawiono wyniki symulacji dotyczące m. in. wpływu kąta natarcia narzędzia ($\gamma = 90 - \theta$ dla $\theta \leq 90^\circ$ oraz $\gamma = \theta - 90$ dla $\theta > 90^\circ$) i głębokości obróbki $a_p = h$.

Proces przemieszczania klina po podłożu odkształcalnym może być odniesiony do kilku metod obróbkowych. Dla kątów pochylenia mniejszych od kąta granicznego (rys. 1.2) obserwujemy płynięcie materiału co można odnieść do procesu nagniatania ślizgowego podczas gdy dla dużych wartości pochylenia kąta obserwujemy zjawisko tworzenia się wióra czyli procesu skrawania. Rozprawa dotyczy zarówno procesu skrawania (tworzenia wióra) jak i procesu nagniatania ślizgowego (brak wióra). Z tego względu, spośród wielu procesów charakterystycznych dla zagadnienia przesuwania klina po podłożu sprężysto/lepko-plastycznego, skrawanie swobodne ortogonalne jako przedstawiciela zjawiska tworzenia się wióra a także nagniatania ślizgowego gładkościowego dla braku powstawania wióra (rys. 1.3). Celowość takiego wyboru wynika z narzędzi jakimi będą przeprowadzane badania na stanowisku rzeczywistym, czyli procesu toczenia płytkami z ostrzem diamentowym a także nagniatania nagniatkami z końcówką z kompozytu diamentowego.



Rys. 1.3. Podział procesów wytwarzania i eksploatacji, w których występuje przesuwanie klina po podłożu odkształcalnym

Podstawowym problemem w projektowaniu procesu toczenia i nagniatania ślizgowego gładkościowego jest opracowanie odpowiednich konstrukcji narzędzi i dobór warunków realizacji procesu (sposób smarowania, prędkość i posuw obróbki, geometria narzędzi itp.) w celu zapewnienia wymagań technicznych oraz jakości wyrobu, przy jednoczesnym wzroście trwałości narzędzia, wydajności procesu i minimalizacji kosztów wytwarzania. Mimo dużej liczby publikacji na temat skrawania i nagniatania ślizgowego, ciągle występują problemy przy doborze warunków procesu (np. dobór sił w procesie nagniatania ślizgowego, smarowania, geometrii ostrza w procesie

toczenia, parametrów obróbki, itp.) i w wielu firmach dobierane są one metodą prób i błędów. Znacząco zwiększa to koszty ze względu na wysoką cenę narzędzi do tego procesu. Nie wyjaśniono jeszcze również wpływu wielu istotnych zjawisk występujących podczas toczenia i nagniatania ślizgowego. Istniejące wzory nie pozwalają na dokonywanie różnorodnych analiz zjawisk towarzyszących temu procesowi. Brakuje także aplikacji w komercyjnych programach numerycznych do symulacji omawianych procesów. Dlatego też, rozprawa dotyczy głównie: opracowania uniwersalnego modelu matematycznego procesu przemieszczania narzędzia po materiale obrabianym, opracowania i walidacji aplikacji w programie ANSYS/LS-Dyna, analizy wrażliwości układu na czynniki geometryczne i materiałowe oraz analizy stanów naprężeń i odkształceń w materiale obrabianym, a także oceny wpływu czynników na przebieg procesów oraz na jakość uzyskanej powierzchni wyrobu. Niniejsza rozprawa powstała w wyniku realizacji stypendium specjalistycznego uzyskanego z Wojewódzkiego Urzędu Pracy w Szczecinie pt.: „*Modelowanie i analiza przemieszczania materiału obrabianego podczas mikroskrawania i nagniatania ślizgowego z uwzględnieniem nieliniowości procesu*”. Na poszczególne zadania uzyskano także stypendia doktoranckie w ramach Projektu „*System stypendiów doktoranckich wspierających rozwiązania innowacyjne gospodarki regionu*” realizowanego ze środków finansowanych pozyskanych w ramach działania 2.6 Zintegrowanego Programu Operacyjnego Rozwoju Regionalnego – Priorytet 2 współfinansowanego ze środków Europejskiego Funduszu Społecznego w latach 2005 – 2008. Ponadto autorowi dysertacji przyznano z Ministerstwa Nauki i Szkolnictwa Wyższego dotację w postaci projektu badawczego promotorskiego o numerze N N503 071038 pt. „*Modelowanie i analiza przemieszczania materiału obrabianego podczas mikroskrawania i nagniatania ślizgowego z uwzględnieniem nieliniowości procesu*”, na zakup nowoczesnych i specjalistycznych narzędzi do przeprowadzenia badań doświadczalnych skrawania (mikroskrawania) i nagniatania ślizgowego.

3. Zakres pracy

Rozprawa składa się z ośmiu rozdziałów. W pierwszym rozdziale przedstawiono wprowadzenie do rozpatrywanej tematyki, genezę pracy i krótką charakterystykę procesów skrawania i nagniatania ślizgowego.

W drugim rozdziale przedstawiono aktualny stan wiedzy z tematyki opisu skrawania i nagniatania ślizgowego jako obiektów rzeczywistych oraz modelowania i symulacji tych procesów.

W części trzeciej opisano przeprowadzone badania na tworzywie modelowym w celu zaobserwowania w skali makro procesu płynięcia materiału obrabianego. Badania modelowe umożliwiły również określenie warunków brzegowych dla przemieszczeń. Określenie tych warunków było niezbędne do przeprowadzenia obliczeń numerycznych procesu skrawania (mikroskrawania) i nagniatania ślizgowego.

W rozdziale czwartym przedstawiono proces przesuwania narzędzia po materiale odkształcalnym jako obiekt rzeczywisty oraz jego modelowanie fizyczne i matematyczne. Do opisu zjawisk na typowym kroku przyrostowym wykorzystano uaktualniony opis Lagrange'a. Stany odkształcenia i prędkości odkształcenia opisano zależnościami nieliniowymi bez linearyzacji. Zastosowano adekwatne miary przyrostu odkształceń i przyrostu naprężeń w tym opisie, tj. przyrost tensora odkształceń Greena-Lagrange'a i przyrost drugiego symetrycznego tensora naprężeń Pioli-Kirchhoffa. Podano zasady akumulacji wielkości przyrostowych. Opisu nieliniowości materiału dokonano modelem przyrostowym uwzględniając wpływ historii odkształceń i prędkości odkształceń. Przedmiot (materiał obrabiany w procesie skrawania (mikroskrawania) i nagniatania ślizgowego gładkościowego) traktuje się jako ciało, w którym mogą wystąpić odkształcenia sprężyste (w zakresie odkształceń odwracalnych) oraz lepkie i plastyczne (w zakresie odkształceń nieodwracalnych), z nieliniowym umocnieniem. Ciało to oznaczono skrótowo E/VP. Do budowy

modelu materiałowego zastosowano nieliniowy warunek plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego, stowarzyszone prawo płynięcia oraz wzmocnienie mieszane (izotropowo-kinematyczne). Uwzględniono również stan materiału po obróbkach poprzedzających przez wprowadzenie początkowych stanów: przemieszczeń, naprężeń, odkształceń i ich prędkości. Opracowany przyrostowy model kontaktowy obejmuje siły kontaktowe, sztywność kontaktową, kontaktowe warunki brzegowe oraz warunki tarcia w tym obszarze. Model matematyczny uzupełniono przyrostowymi równaniami ruchu obiektu oraz warunkami jednoznaczności. Następnie wprowadzono funkcjonal przyrostowy całkowitej energii układu. Z warunku stacjonarności tego funkcjonału wyprowadzono wariacyjne, nieliniowe równanie ruchu i deformacji obiektu dla typowego kroku przyrostowego. Równanie to rozwikłano stosując przestrzenną dyskretyzację metodą elementów skończonych otrzymując dyskretne układy równań ruchu i deformacji obiektu w procesach skrawania i nagniatania, które rozwiązano metodą różnic centralnych (explicit).

W piątym rozdziale dokonano estymacji parametrów materiałowych w celu wyznaczenia dokładnej charakterystyki (σ - ϵ) stali 40H (41Cr4). Przeprowadzono również badania jej twardości. Miała ona na celu sporządzenie tabeli z właściwościami materiałowymi badanej stali i jej implementacji do analiz numerycznych. Omówiono w nim także model materiałowy Cowpera-Symonds'a użyty do modelowania procesu przemieszczania klina po sprężysto/lepko-plastycznym podłożu odzwierciedlającego proces skrawania bądź nagniatania ślizgowego. Poddano również walidacji model komputerowy otrzymując dobrą zbieżność wyników.

W rozdziale szóstym opisano aplikacje w programie ANSYS/LS-Dyna do modelowania i symulacji procesów skrawania (mikroskrawania) i nagniatania ślizgowego gładkościowego. Opracowane aplikacje umożliwiają kompleksową analizę czasową stanów przemieszczeń, odkształceń i naprężeń występujących w obiekcie, składającym się z przedmiotu (wałek) i narzędzia (płytki diamentowej, nagniatka diamentowy) dla stanów płaskich. Przedstawiono wyniki analiz numerycznych m.in. wyjaśniono wpływ kąta pochylenia narzędzia na stan powierzchni po obróbce, a także zjawisko powstawania wiórów.

W rozdziale siódmym przedstawiono opis stanowiska do badań eksperymentalnych procesu skrawania (mikroskrawania) swobodnego ortogonalnego i nagniatania ślizgowego gładkościowego, plan badań i wyniki weryfikujące symulacje numeryczne.

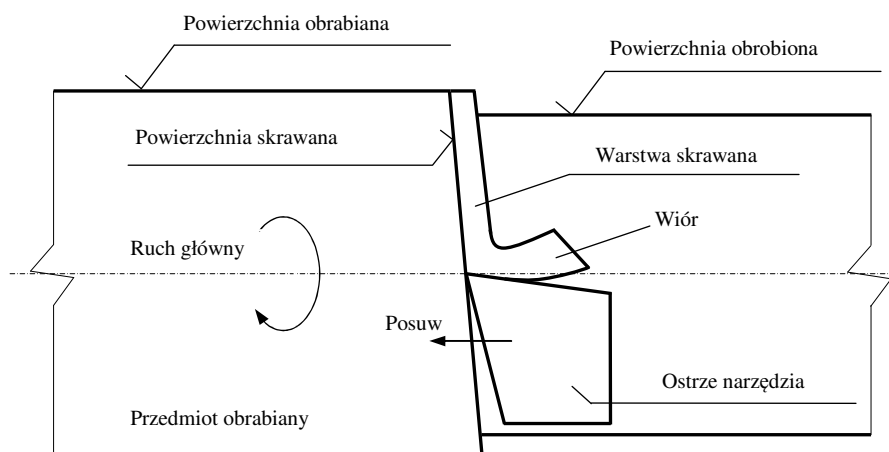
W rozdziale ósmym przedstawiono wnioski stwierdzające prawdziwość postawionej hipotezy i tezy, wnioski poznawcze, utylitarne i dotyczące kierunków dalszych prac naukowo-badawczych.

Wykorzystując opracowane w niniejszej rozprawie modele matematyczne procesu skrawania i nagniatania ślizgowego, algorytmy rozwiązań dyskretnych równań ruchu oraz aplikacje w systemie ANSYS można istotnie rozszerzyć i ulepszyć proces projektowania technologii skrawania i nagniatania ślizgowego, co istotnie przyczyni się do wzrostu jakości wyrobu oraz zmniejszenia kosztów wykonania operacji (mniejsze zużycie energii, większa trwałość narzędzi itp.).

4. Definicja i klasyfikacja obróbki skrawaniem

Obróbka skrawaniem to rodzaj obróbki, który polega na usuwaniu z przedmiotu obrabianego warstwy materiału przy użyciu energii mechanicznej za pomocą narzędzia o ostrzu w kształcie klina [Olsz2009]. Usunięta warstwa materiału przekształcona w wiór, w całej swojej objętości jest odkształcona plastycznie. Schemat skrawania przedstawia rys. 1.4. Przedmiot obrabiany (wałek toczony) wykonuje ruch główny obrotowy natomiast narzędzie (nóż tokarski) wykonuje prostoliniowy ruch posuwowy. Na przedmiocie obrabianym są widoczne powierzchnie obrabiana i obrobiona, powierzchnia skrawania (zwana także powierzchnią przejściową), warstwa skrawana i powstały z niej wiór.

Obróbkę skrawaniem klasyfikuje się stosując różne kryteria. Pierwszym z nich jest rodzaj używanego narzędzia. Podział wg tego kryterium przedstawiono na rys. 1.5.



Rys. 1.4. Schemat skrawania na przykładzie toczenia wałka [Olsz2009]

Obróbkami wiórowymi nazywa się obróbki, w których skrawanie jest realizowane przez narzędzie o określonej geometrii ostrza i o określonej liczbie ostrzy. Do tej grupy zalicza się takie operacje jak: toczenie i wytaczanie, wiercenie, rozwiercanie, pogłębianie, gwintowanie, struganie i dłutowanie, frezowanie oraz przeciąganie.

Gdy skrawanie odbywa się narzędziami o nieokreślonej geometrii ostrzy i o nieokreślonej ich liczbie, mamy do czynienia z **obróbką ścierną**. Ta z kolei dzieli się na trzy grupy, zależnie od tego, czy są realizowane:

- *narzędziami spojonymi* (szlifowanie, gładzenie, dogładzanie),
- *narzędziami nasypowymi* (szlifowanie płótnami i papierami ściernymi w postaci taśm lub arkuszy),
- *luźnymi ziarnami ściernymi* (docieranie, polerowanie, obróbka strumieniowo-ścierna, obróbka udarowo-ścierna (ultradźwiękowa), obróbka magnetościerna.

Można mówić o podziale obróbki skrawaniem w zależności od fazy procesu, a w związku z tym również w zależności od wartości zdejmovanego nadatku obróbkowego. Wyróżnia się tu obróbkę *zgrubną, kształtującą i wykończeniową*.

Obróbka wykończeniowa ma na celu nadanie obrabianemu przedmiotowi określonej dokładności wymiarów, kształtu i położenia powierzchni, żądanej struktury geometrycznej powierzchni (SGP) i stanu warstwy wierzchniej (WW).

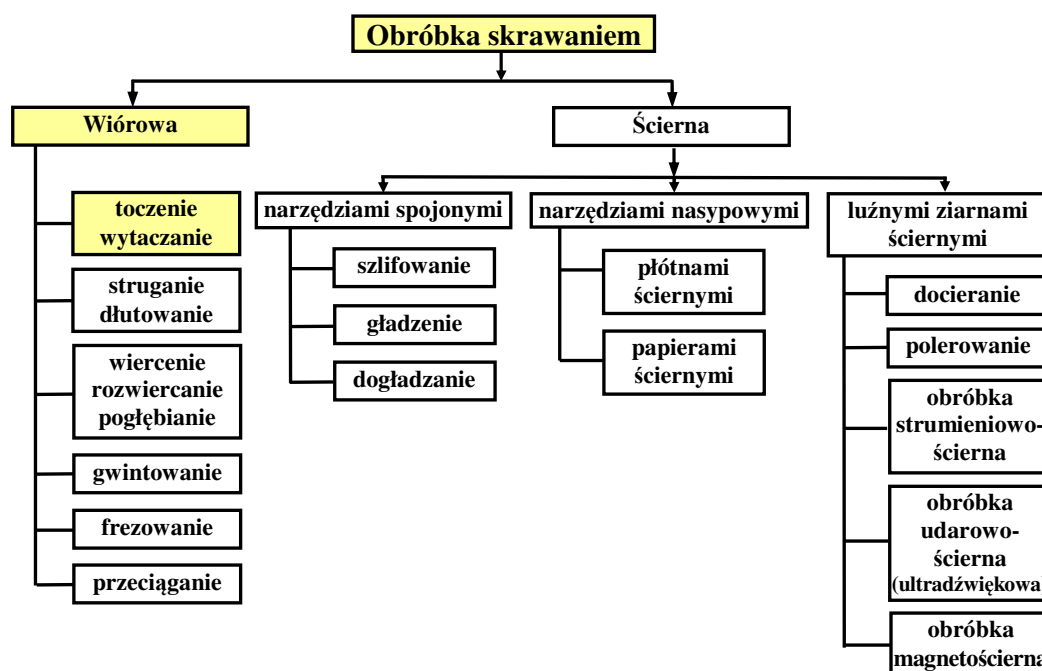
W wyniku **obróbki kształtującej** uzyskuje się przedmiot o kształtach i o wymiarach zbliżonych do przedmiotu gotowego, przygotowany do obróbki wykończeniowej.

Obróbka zgrubna to usuwanie dużych nadatków, często z surowych odlewów, odkuwek i podobnych półwyrobów.

Niezależnie od podziału na obróbkę zgrubną, kształtującą i wykończeniową (w którym uwzględnia się fazę obróbki) stosuje się też klasyfikację opartą tylko na kryteriach jakościowych. Rozróżnia się obróbkę:

- zgrubną,
- średnio dokładną,
- dokładną,
- bardzo dokładną.

Taki podział stosuje się często w programach doboru narzędzi i parametrów technologicznych skrawania.



Rys. 1.5. Klasyfikacja obróbki skrawaniem [Olsz2009]

5. Definicja i klasyfikacja nagniatania ślizgowego

Obróbka nagniataniem jest jedną z metod obróbki wykończeniowej metali, polegającej na wykorzystaniu miejscowego odkształcenia plastycznego, wytwarzanego w warstwie wierzchniej przedmiotu wskutek określonego, stykowego współdziałania twardego i gładkiego narzędzia (o kształcie kuli, krążka, wałka lub innym) z powierzchnią obrabianą [Przy1987].

Ze względu na kinematykę procesu wyróżnia się dwie podstawowe grupy metod nagniatania: dynamiczne i statyczne.

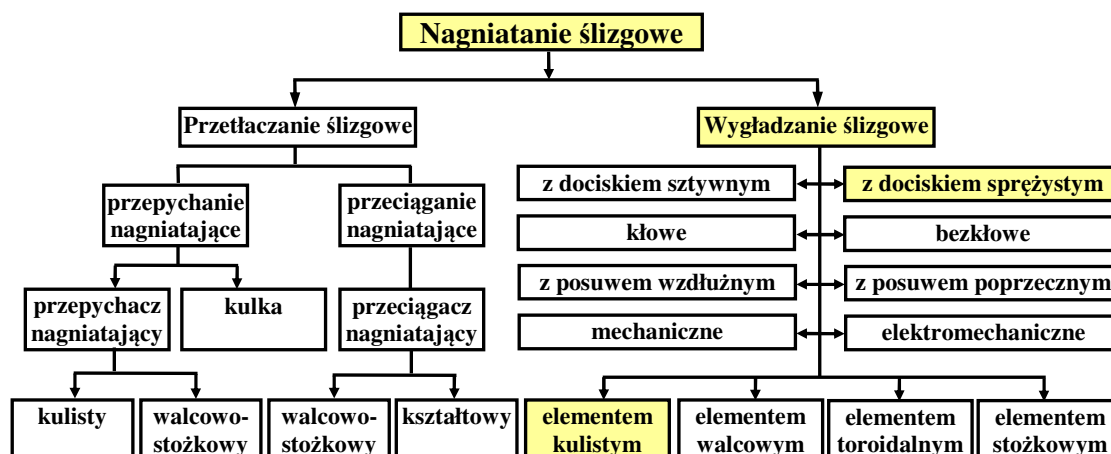
Ze względu na cel obróbki nagniatanie może być stosowane jako:

- gładkościowe – określone zmniejszenie wysokości nierówności powierzchni po obróbce poprzedzającej nagniatanie,
- umacniające – wytworzenie określonych zmian własności fizycznych materiału w warstwie wierzchniej przedmiotu, powodujących uodpornienie go na działanie takich czynników eksploatacyjnych jak zmęczenie, zużycie ściernie, korozja i inne,
- wymiarowo-gładkościowe – określone zwiększenie dokładności wymiarowej z jednoczesnym zmniejszeniem chropowatości powierzchni do wymaganej wartości.

Ślizgowe sposoby nagniatania [Przy1987] należą do grupy sposobów naporowo-statycznych, których cechą charakterystyczną jest technologiczny poślizg, występujący między elementem nagniatającym a powierzchnią obrabianą.

Podczas nagniatania ślizgowego twardy i gładki element nagniatający, dociskany do powierzchni obrabianej z odpowiednią siłą, przemieszcza się po obrabianej powierzchni, wywołując w strefie nagniatania tarcie ślizgowe o odkształcenie plastyczne nierówności. Odmianami nagniatania ślizgowego są:

- przetłaczanie ślizgowe,
- wygładzanie ślizgowe.



Rys. 1.6. Podział odmian naporowego nagiatania ślizgowego [Przy1987]

Przetłaczanie ślizgowe znane jest od dawna w dokładnej obróbce otworów jako przepychanie i przeciąganie nagniatające. Odmiany te stosowane są głównie do obróbki otworów o przekroju kołowym wykonanych w przedmiotach z materiałów miękkich i o średniej twardości. Charakterystyczną cechą kinematyki przetłaczania ślizgowego jest brak ruchu obrotowego w układzie obróbkowym. Występuje jedynie ruch posuwowy narzędzia.

Do obróbki wałków, otworów, płaszczyzn i powierzchni kształtowych przedmiotów o dużej twardości (ok. 60 HRC) stosuje się wygladzanie ślizgowe. W odmianie tej stosuje się elementy nagniatające o dużej twardości i małym współczynniku tarcia ślizgowego, wykonane np. z syntetycznego korundu lub diamentu naturalnego bądź syntetycznego. W odmianie tej elementy nagniatające o kształcie kulistym i walcowym stosowane są najczęściej.

Nagiatanie ślizgowe gładkościowe może być realizowane również w układach obróbkowych z jednoczesnym skrawaniem. Jest to możliwe przede wszystkim przy stosowaniu kulistych elementów nagniatających, dla których zalecane wartości posuwu pokrywają się z zakresem posuwów wykańczającego toczenia i roztaczania.

Nagiatanie ślizgowe umożliwia gładkościową i umacniającą obróbkę nagiataniem materiałów trudnoobrabialnych oraz hartowanych. Rozwój narzędzi diamentowych, szczególnie syntetycznych, usuwa barierę ekonomiczną związaną ze stosowaniem diamentów naturalnych i stwarza nowe perspektywy rozwojowe dla tej obróbki.

Rozdział II

ANALIZA STANU ZAGADNIENIA W ŚWIETLE LITERATURY

1. Wprowadzenie

W niniejszym rozdziale przedstawiono analizę stanu wiedzy w zakresie procesu skrawania i nagniatania ślizgowego jako procesów technologicznych ściśle związanych z procesem przemieszczania klina po podłożu sprężysto/lepko-plastycznym. Z literatury dotyczącej tematu pracy wybrano publikacje wnoszące nowe elementy wiedzy z zakresu procesu skrawania i nagniatania ślizgowego. Analiza literatury dotyczy charakterystyki omawianych procesów (w pracy opisano proces toczenia jako przykład skrawania) a także zastosowania nowoczesnych metod modelowania i analizy numerycznej procesu skrawania i nagniatania ślizgowego.

2. Charakterystyka procesu skrawania

2.1. Rola obróbki skrawaniem we współczesnych procesach wytwórczych

Udział obróbki skrawaniem w przemyśle maszynowym szacowany jest na około 50% i według prognoz Międzynarodowej Akademii Inżynierii Produkcji (CIRP) pozostanie on długo na wysokim poziomie. Tak duża wartość wynika z możliwości zastosowań obróbki skrawaniem a także uzyskiwania dokładności wymiarowych czy jakości powierzchni. Oprócz konwencjonalnych zastosowań możliwa stała się obróbka kompozytów na podstawie metalowej czy ceramicznej a w przypadku obróbki ultradokładnej także elementów elektronicznych i optycznych [Oczko2004].

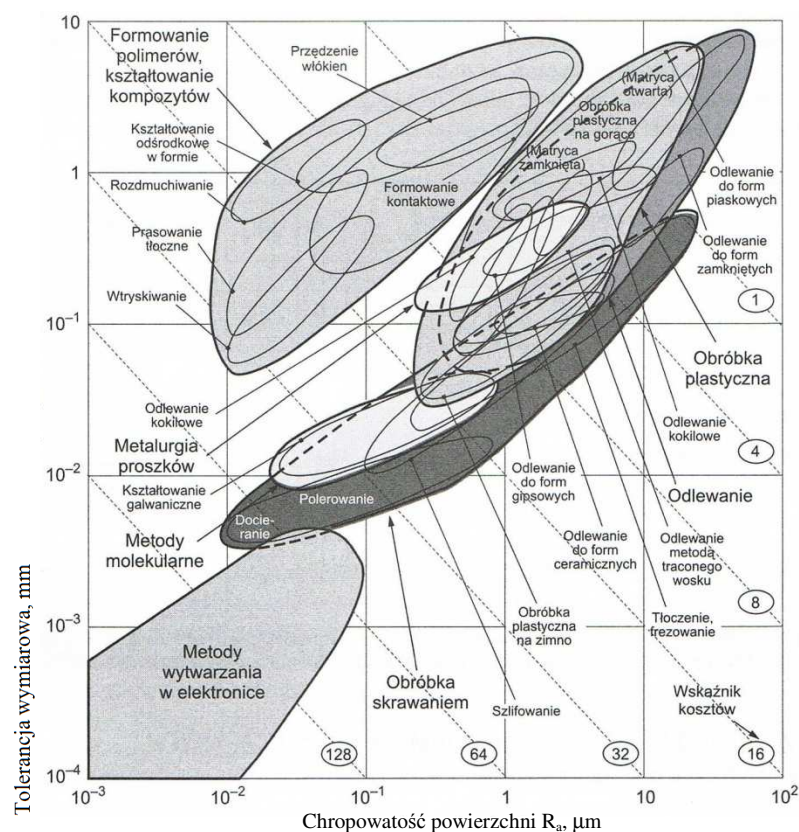
Procesy obróbki skrawaniem spełniają wymagania dotyczące jakości wyrobów, wydajności i efektywności a także niezawodności, energochłonności i ekologiczności.

Z rysunku 2.1 wynika, że procesy skrawania są konkurencyjne w stosunku do dokładnych procesów odlewania i obróbki plastycznej na zimno, ponieważ zapewniają porównywalną lub wyższą dokładność i jakość powierzchni przy tym samym wskaźniku kosztów. Wskaźnik kosztów równy jeden przyjęto dla obróbki plastycznej na gorąco i odlewania w formach piaskowych, czyli nadal popularnych procesów wytwarzania półfabrykatów. Należy zwrócić uwagę, że uzyskanie chropowatości powierzchni wynoszącej ok. $0,1 \mu\text{m}$ i tolerancji wymiarowej poniżej $0,01 \text{ mm}$ zapewniają procesy bardzo dokładnej obróbki ścierniej, jednakże wiąże się to z wyraźnym wzrostem kosztów (wskaźnik kosztów w granicach $32 \div 64$). Tak więc stosowalność ich jest ograniczona do powierzchni, od których wymaga się specjalnych własności użytkowych [Wit2010].

2.2. Kinematyka procesu i parametry skrawania

Poglądowy proces usuwania materiału obrabianego przedstawiono na rys. 1.4 w rozdziale I. W rzeczywistości wymagana jest odpowiednia kinematyka procesu, czyli układy ruchów prostoliniowych lub obrotowych nadawanych narzędziu i przedmiotowi obrabianemu [Dudi2000]. Ruchy przedmiotu obrabianego i narzędzia dzielą się na:

- ruchy podstawowe, jak ruch główny, posuwowy, wypadkowy,
- ruchy pomocnicze (przestawcze), jak ruch dosunięcia lub odsunięcia narzędzia i ruchy korekcyjne.



Rys. 2.1. Możliwości uzyskania wymaganej tolerancji wymiarowej i chropowatości powierzchni w różnych procesach wytwórczych w powiązaniu z kosztami wytwarzania [Wit2010]

Ruch główny (wg PN-ISO 3002-1 + A1:1996) jest to ruch nadawany przez obrabiarkę lub ręcznie, powodujący ruch względny narzędzia i przedmiotu, przy którym następuje wcinanie powierzchni natarcia narzędzia w materiał przedmiotu. Ruch główny może powodować oddzielanie wióra podczas więcej niż jednego obrotu lub suwu tylko wówczas, gdy występuje ruch posuwowy.

Ruch posuwowy jest to ruch nadawany przez obrabiarkę lub ręcznie, powodujący dodatkowo ruch względny narzędzia i przedmiotu, który uzupełniając ruch główny, prowadzi do powtarzalnego lub ciągłego procesu oddzielania wióra i tworzenia powierzchni obrobionej. Ruch ten może odbywać się w sposób *ciągły* lub *skokowo*.

Ruch wypadkowy (skrawania) jest to ruch wynikający z równoczesnego ruchu głównego i posuwowego. Kierunek ruchu wypadkowego odchyłony jest od kierunku ruchu głównego o kąt η . Ruchy główne i posuwowe charakteryzują się wartościami prędkości oraz kierunkami.

Prędkość skrawania v_c jest to chwilowa prędkość ruchu głównego rozpatrywanego punktu krawędzi skrawającej względem przedmiotu.

Prędkość posuwu v_f jest to prędkość chwilowa ruchu posuwowego rozpatrywanego punktu krawędzi skrawającej względem przedmiotu.

Posuw na obrót f jest to długość odcinka drogi ruchu posuwowego, przypadająca na jeden obrót ruchu głównego.

Posuw na jedno ostrze f_z jest to długość odcinka drogi ruchu posuwowego, przypadająca na obrót w ruchu głównym o kąt podziałki międzyostrzowej.

Posuw na podwójny skok f_s jest to długość odcinka drogi ruchu posuwowego, przypadająca na podwójny skok ruchu głównego.

Posuw czasowy f_t jest to prędkość ruchu posuwowego v_f jako długości odcinka drogi ruchu posuwowego, przypadająca na wybraną jednostkę czasu (s, min, h).

Prędkość skrawania wypadkowa v_e jest to chwilowa prędkość ruchu wypadkowego rozpatrywanego punktu krawędzi skrawającej względem przedmiotu. Prędkość v_e jest sumą geometryczną wektorów prędkości skrawania v_c i posuwu v_f .

Kąt kierunku ruchu wypadkowego η jest to kąt zawarty między kierunkiem ruchu głównego a kierunkiem ruchu wypadkowego, wyznaczony w płaszczyźnie roboczej P_{fe} określonej wektorami prędkości skrawania v_c i posuwu v_f .

2.3. Geometryczna charakterystyka ostrza skrawającego

Norma PN-ISO 3002-1:1996 podaje w jaki sposób określa się geometrię części roboczej narzędzi skrawających. W celu określenia położenia geometrycznego klina skrawającego, krawędzi skrawającej, powierzchni natarcia i przyłożenia w bryle ostrza skrawającego służą cztery grupy kątów zdefiniowane w dwóch układach odniesienia – narzędzia i roboczym:

- *układ narzędzia* potrzebny do określenia geometrii narzędzia, w celu jego wykonania i sprawdzenia,
- *układ roboczy* przeznaczony do określania geometrii narzędzia w warunkach skrawania.

W tab. 2.1 zestawiono płaszczyzny zdefiniowane w stosunku do płaszczyzny podstawowej i krawędzi skrawającej S .

Tab. 2.1. Definicje płaszczyzn układu narzędzia

Nazwa	Oznaczenie	Definicja	
		prostopadła do	równoległa (styczna) do
Płaszczyzna krawędzi skrawającej	P_s	P_r	S
Płaszczyzna ortogonalna	P_o	P_r i S	-
Płaszczyzna normalna	P_n	S	-
Płaszczyzna boczna	P_f	P_r	\bar{v}_f
Płaszczyzna tylna	P_p	P_r i P_f	-
Płaszczyzna największego spadku powierzchni natarcia	P_g	A_γ i P_r	-
Płaszczyzna największego spadku powierzchni przyłożenia	P_b	A_α i P_r	-

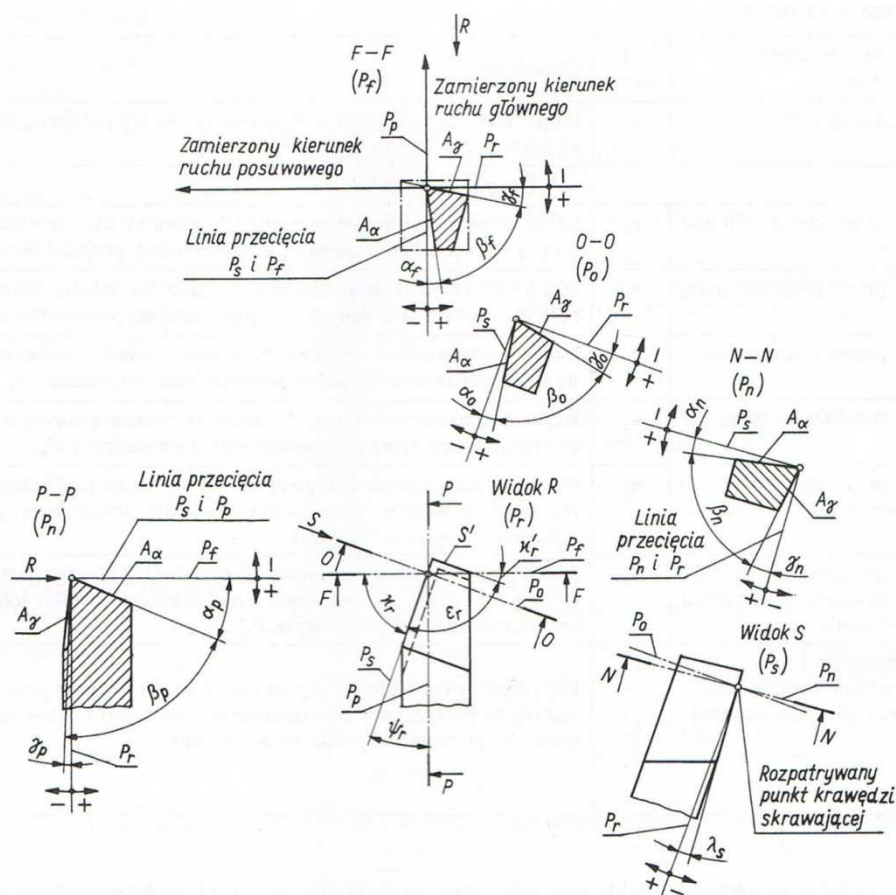
Oznaczenia płaszczyzn odniesionych do pomocniczej krawędzi skrawającej S' uzupełnia się znakiem prim

Kąty noża tokarskiego w układzie narzędzia podano na rys. 2.2. Oznaczenia i określenia tych kątów a także definicje zestawione w czterech charakterystycznych grupach podano w tab. 2.2.

Tab. 2.2. Specyfikacja kątów ostrza narzędzia

I. Kąty położenia krawędzi skrawającej				
Nazwa	Oznaczenie	Płaszczyzna pomiaru	Definicja	
			zawarty między	
Kąt przystawienia	κ_r	P_r	P_s	P_f
Kąt naroża	ε_r	P_r	P_s	P'_s
Kąt odchylenia krawędzi skrawającej	ψ_r	P_r	P_s	P_p
Kąt pochylenia krawędzi skrawającej	λ_s	P_s	P_r	S
II. Kąty położenia powierzchni natarcia				
Nazwa	Oznaczenie	Płaszczyzna pomiaru	Definicja	
			zawarty między	
Kąt natarcia ortogonalny	γ_o	P_o	A_γ	P_r
Kąt natarcia normalny	γ_n	P_n		
Kąt natarcia boczny	γ_f	P_f		

Kąt natarcia tylny	γ_p	P_p		
Kąt natarcia największy	γ_g	P_g		
III. Kąty położenia powierzchni przyłożenia				
Nazwa	Oznaczenie	Płaszczyzna pomiaru	Definicja	
			zawarty między	
Kąt przyłożenia ortogonalny	α_o	P_o	A_α	P_s
Kąt przyłożenia normalny	α_n	P_n		
Kąt przyłożenia boczny	α_f	P_f		
Kąt przyłożenia tylny	α_p	P_p		
Kąt przyłożenia najmniejszy	α_g	P_g		
IV. Kąty ostrza				
Nazwa	Oznaczenie	Płaszczyzna pomiaru	Definicja	
			zawarty między	
Kąt ostrza ortogonalny	β_o	P_o	A_γ	A_α
Kąt ostrza normalny	β_n	P_n		
Kąt ostrza boczny	β_f	P_f		
Kąt ostrza tylny	β_p	P_p		



Rys. 2.2. Kąty ostrza noża tokarskiego w układzie narzędzia

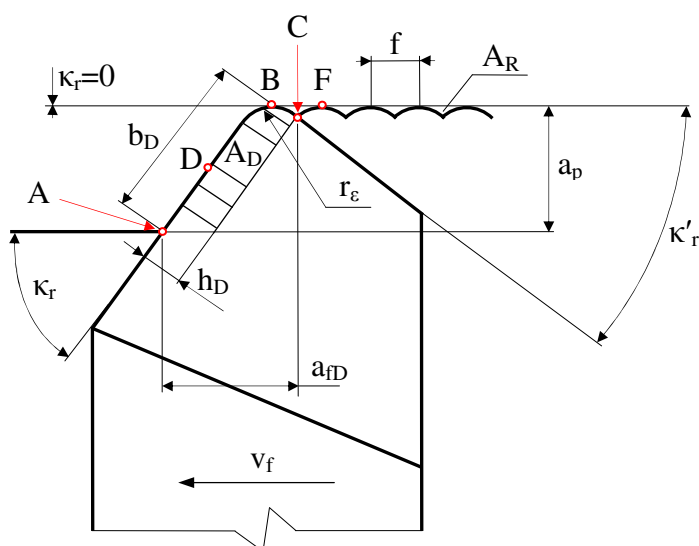
Przedstawiona na rys. 2.2 stereometria ostrza wyróżnia się tym, że krawędzie skrawające są prostoliniowe, a powierzchnie natarcia i przyłożenia są płaszczyznami. Ostrza rzeczywistych narzędzi skrawających podlegają z reguły pewnym modyfikacjom zwiększających ich wytrzymałość. Do najważniejszych modyfikacji ostrza skrawającego należy zaliczyć:

- wprowadzenie naroża zaokrąglonego promieniem r_e lub naroża ściętego (krawędzi przejściowej lub wygładzającej). Obecnie stosuje się często specjalnie ukształtowane naroże z częścią wygładzającą w postaci okręgu o promieniu r_{bo} lub odcinka prostej (nazywane komercyjnie np. WIPER).

- zaokrąglenie krawędzi skrawającej promieniem r_n , sfazowanie jedno- i wielokrotne od strony natarcia i przyłożenia lub połączenie zaokrąglenia ze sfazowaniem. Szczególną rolę odgrywa sfazowanie (ściny) w pracy uderzeniowej i w przypadku ostrzy ceramicznych. W płytkach z ceramiki stosuje się często standaryzowane sfazowanie.
- połączenie sfazowania z rowkiem spełniającym funkcję zwijacza lub łamacza wióra. Najnowsze rozwiązania łamaczy wiórów mają bardzo skomplikowaną geometrię. Oprócz funkcji łamania wióra, pofalowana powierzchnia natarcia umożliwia doprowadzenie chłodziwa pod wiór, nawet w pobliże naroża ostrza.

2.4. Parametry geometryczne warstwy skrawanej

Geometrię warstwy skrawanej najczęściej rozpatruje się w płaszczyźnie prostopadłej do wektora prędkości skrawania v_c i przechodzącej przez rozpatrywany punkt D, leżący na krawędzi skrawającej. Na rys. 2.3 pokazano wielkości określające warstwę skrawaną przy toczeniu wzdłużnym zgodnie z PN i ISO.



Rys. 2.3. Geometria warstwy skrawanej przy toczeniu (wersja zgodna z PN i ISO)

Do określenia geometrii warstwy skrawanej zgodnej z PN i ISO służą następujące wielkości:

- a_p - głębokość skrawania,
- f - posuw na obrót przedmiotu,
- r_ε - promień zaokrąglenia naroża,
- κ_r - kąt przystawienia głównej krawędzi skrawającej,
- κ'_r - kąt przystawienia pomocniczej krawędzi skrawającej.

Uwzględniając kierunek ruchu posuwowego, określa się punkt B, w którym kąt przystawienia $\kappa_r = 0$. Punkt B dzieli czynne krawędzie skrawające na: główną (AB) i pomocniczą (BC). Na podstawie tych danych można określić:

- nominalne pole przekroju warstwy skrawanej: $A_D = f_A(a_p, f, r_\varepsilon, \kappa_r, \kappa'_r)$,
- nominalną szerokość warstwy skrawanej: $b_D = f_b(a_p, f, r_\varepsilon, \kappa_r, \kappa'_r)$,
- nominalną grubość warstwy skrawanej: $h_D = \frac{A_D}{b_D}$,
- szerokość warstwy skrawanej mierzonej w kierunku posuwu: $a_{fD} = f_a(a_p, f, r_\varepsilon, \kappa_r, \kappa'_r)$.

Określenie wymiarów przekroju poprzecznego warstwy skrawanej przez b_D , h_D , A_D , jakkolwiek zgodne z PN i ISO, jest w praktyce kłopotliwe i potrzebne tylko w szczególnych przypadkach

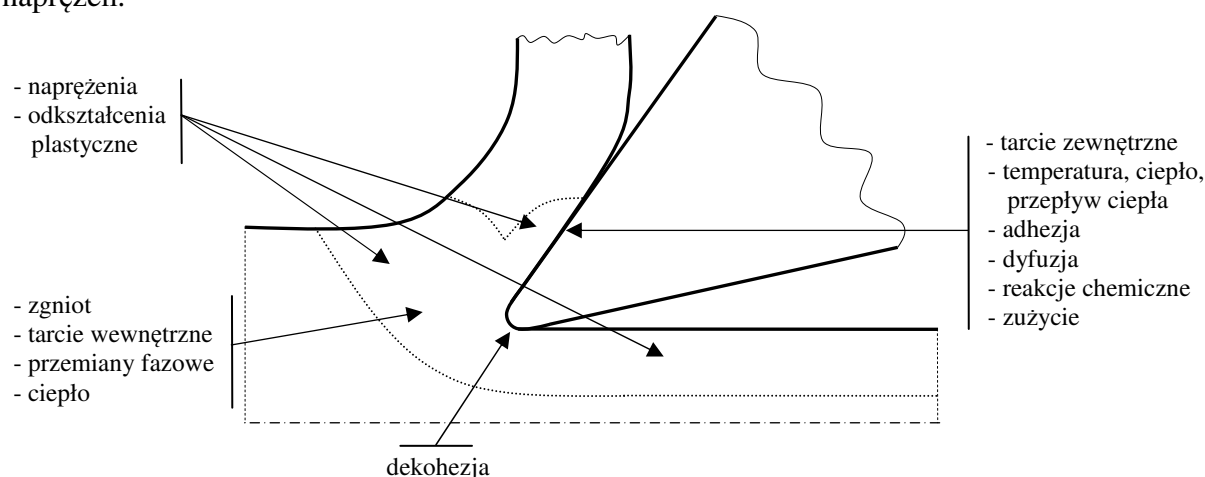
analizy zjawisk występujących przy pracy z bardzo małą głębokością skrawania narzędziem o względnie dużym promieniu zaokrąglenia naroża. W większości praktycznych przypadków stosuje się uproszczenia polegające na przyjęciu $r_\varepsilon = 0$ oraz $\kappa'_r = 0$.

3. Aspekty fizyczne procesu skrawania

W teorii opisu procesu skrawania istotną rolę przypisuje się mechanizmowi fizycznemu skrawania i jego związkom z warunkami rozdzielania materiału, trwałością narzędzia, jakością WW i różnorodnymi wskaźnikami ilościowymi. Aby rozwiązać wszelkie napotkane problemy, teoria skrawania korzysta z osiągnięć dyscyplin nauki takich jak np: mechanika materiałów, mechanika pękania, teoria plastyczności, inżynieria materiałowa, fizyka ciała stałego, tribologia.

3.1. Zjawiska fizyczne w strefie skrawania

Proces skrawania dokonuje się klinowym ostrzem narzędzia, które oddziela określoną warstwę materiału, powodując jej odkształcenia sprężyste oraz plastyczne i zamienia w wiór. Odkształcenia plastyczne w procesie skrawania przebiegają w złożonych warunkach niejednorodnego stanu naprężeń.



Rys. 2.4. Klasyfikacja procesów elementarnych występujących podczas skrawania

Uproszczony schemat oddziaływania ostrza na obrabiany materiał, w którym wyodrębniono obszary wpływu przedstawiono na rys. 2.4. Obejmują one:

- sprężyste i plastyczne odkształcenia materiału warstwy skrawanej [Chod2007b, Chod2007d],
- warunki i mechanizmy dekohezji materiału,
- tarcie w strefach kontaktu i następujące wskutek tego zużycie narzędzia [Legu1996, Legu1997],
- powstawanie ciepła i jego przepływ [Kuki2000],
- przemiany fazowe i strukturalne,
- tworzenie struktury geometrycznej powierzchni WW [Legu2004].

3.2. Warunki zainicjowania mikroskrawania (minimalna grubość warstwy skrawanej)

W warunkach rzeczywistych obróbki krawędź skrawająca ostrza nie jest gładka lecz jest szczyrbata i ma pewne zaokrąglenie o promieniu r_n . Uwzględnienie faktycznego kształtu ostrza jest istotne

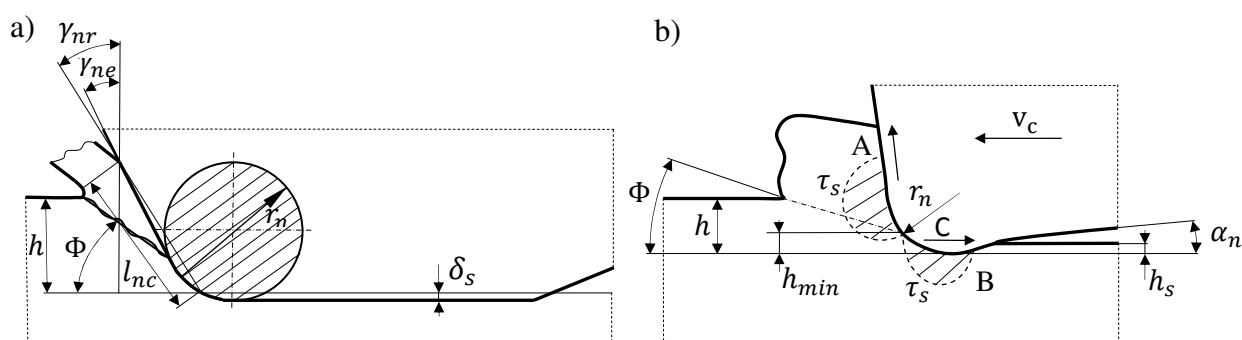
w obróbce precyzyjnej i ultraprecyzyjnej [Davi2008, Ocz01991] a więc wówczas kiedy grubość usuwanej warstwy skrawanej jest porównywalna z promieniem r_n .

Ustalono, że w zależności od grubości warstwy skrawanej (h) proces oddziaływania ostrza na materiał elastoplastyczny obejmuje 3 stadia [Erbe1981, Jank1993]:

- Odształcenia sprężyste i częściowo sprężysto-plastyczne, gdy $h < h_{min}$. W takim przypadku wystąpi powrót sprężysty materiału po przejściu ostrza narzędzia.
- Postępujące odkształcenia sprężysto-plastyczne wywołujące efekt bruzdowania materiału. Przypadek ten ma miejsce, gdy $h \approx h_{min}$.
- Mikroskrawanie równoznaczne z początkiem usuwania materiału w postaci wióra. Ogólnie występuje ono, gdy $h > h_{min}$.

Wielkością, od której zależy ustalenie początku rozdzielania materiału jest najmniejsza, możliwa do usunięcia, warstwa materiału, zwana *minimalną (graniczną) grubością warstwy skrawanej*. W teorii skrawania korzysta się z następujących metod oszacowania h_{min} [Wit2010]:

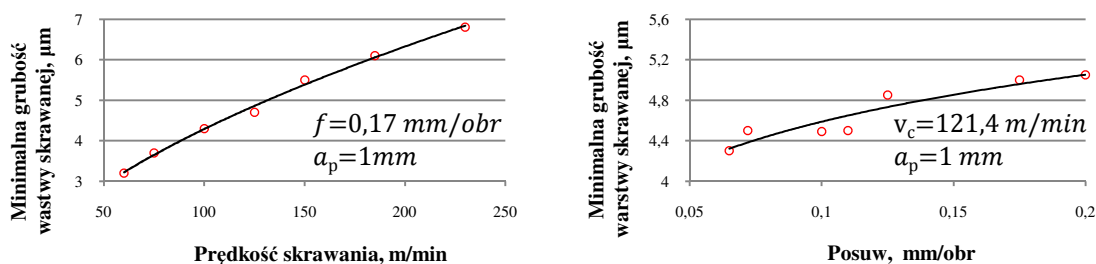
- Przyjmuje się, że współczynnik proporcjonalności w ogólnej relacji $h_{min} = kr_n$ zależy od warunków tarcia między ostrzem i materiałem obrabianym. W przypadku wystąpienia tarcia suchego $k = 0,1 \div 0,2$, natomiast dla tarcia półsuchego $k = 0,2 \div 1,0$. W pierwszym przybliżeniu można przyjąć, że $h_{min} = 0,1r_n$ [Kawa1980].
- W strefie zaokrąglenia wprowadza się zastępczą, płaską powierzchnię natarcia, której przypisuje się rzeczywisty kąt natarcia γ_{nr} (rys. 2.5a). Krytyczna wartość tego kąta wynosi $\gamma_{nr} = -75^\circ$ [Erbe1981]. Okazuje się jednak, że przy dużych prędkościach skrawania, rzędu kilkudziesięciu $m \cdot s^{-1}$ i wyższych, krytyczna wartość kąta natarcia przesunęła się w pobliże (-90°). Sytuacja taka występuje w szlifowaniu szybkościowym.
- Analizuje się zmiany składowych siły skrawania związanych z kierunkiem prędkości skrawania F_c i posuwu F_f w obszarze zaokrąglenia krawędzi skrawającej po dopasowaniu modelu matematycznego do wyników pomiarów [Kawa1980, Stor2006]. Ponieważ w punkcie rozdziału warstwy skrawanej C siła styczna (naprężenie styczne) powinna równać się zeru (rys. 2.5b), więc analizując jej zmiany dla kolejnych, dowolnie małych przyrostów grubości Δh_i , ustala się taką wartość $h \rightarrow h_{min}$, dla której siła styczna zmienia znak na przeciwny.
- Analizuje się dodatkowe wskaźniki, które m.in. opisują zaburzenia wzrostu siły skrawania i tworzenie bocznych wyływek materiału w chwili osiągnięcia h_{min} . Zjawisko zaburzenia w monotonicznym przyroście siły skrawania w chwili przejścia od plastycznej deformacji do mikroskrawania występuje wyraźnie podczas skrawania stopów Al typu dural.
- Przejście od wewnętrznego płynięcia materiału do mikroskrawania ustala się na podstawie molekularno-mechanicznej teorii tarcia suchego [Grze2008].



Rys. 2.5. Konstrukcja zastępczego zarysu ostrza skrawającego (a) i model rozkładu naprężeń stycznych w strefie skrawania (b)

Wyznaczanie wartości h_{min} wymaga znajomości równania krzywej umocnienia oraz doświadczalnego wyznaczenia odkształcenia zastępczego (intensywności odkształcenia).

Na rys. 2.6 przedstawiono przykładową zależność h_{min} od prędkości skrawania i posuwu dla pary materiałów stali C45 - węgiel spiekany P10, gdy $r_n = 25$ [μm].



Rys. 2.6. Wpływ parametrów skrawania na minimalną grubość warstwy skrawanej

W obróbce ultraprecyzyjnej monokrystaliczne ostrza diamentowe mają supergładką krawędź skrawającą dzięki specjalnej technologii chemicznego gładzenia „atom po atomie” [Davi2008, Mora1986]. W ten sposób udaje się uzyskać skrajnie małe promienie zaokrąglenia krawędzi ostrza, dochodzące do kilku dziesiątych nanometra.

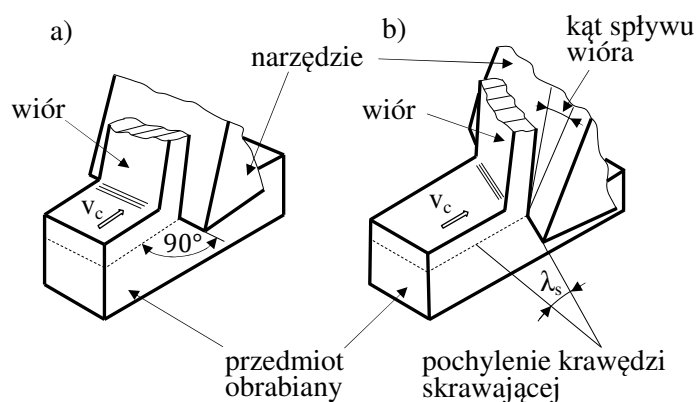
4. Mechanika procesu skrawania

Mechanikę procesu skrawania uważa się za fundamentalny rozdział teorii skrawania, ponieważ poruszane w niej zagadnienia odkształceń sprężysto-plastycznych, sił, naprężeń czy energii i tarcia mają decydujący wpływ na przebieg innych towarzyszących zjawisk jak np. stan odkształceń, naprężeń, przepływ ciepła, dyfuzja, przemiany strukturalne czy fazowe. Wyjaśnienie mechanizmów odkształceń plastycznych jest podstawą doboru i regulacji warunków realizacji procesu natomiast znajomość sił i naprężeń działających na kontaktowych powierzchniach ostrza jest niezbędna do wyboru materiału narzędziowego, doboru geometrii i obliczeń wytrzymałościowych ostrza narzędzia.

4.1. Klasyfikacja modeli mechanistycznych

W mechanice procesu skrawania możemy wyróżnić dwa podstawowe przypadki (rys. 2.7):

- skrawanie *ortogonalne* (prostokątne),
- skrawanie *nieortogonalne* (ukośne).



Rys. 2.7. Skrawanie: a) ortogonalne, b) nieortogonalne [Bobr1975, Grze2008]

Podział taki ma sens w przypadku przypisania do danego modelowego przypadku skrawania określonego stanu odkształcenia. Skrawanie ortogonalne jest kojarzone z płaskim, a skrawanie

nieortogonalne z przestrzennym stanem odkształcenia. W celu pełnego scharakteryzowania stanu procesu dodaje się określenia *swobodne* lub *nieswobodne*. W takim ujęciu procesem w całości spełniającym kryterium płaskiego stanu odkształcenia jest *swobodne skrawanie ortogonalne*, realizowane jedną prostoliniową krawędzią skrawającą. Przypadek taki rzadko występuje w praktyce. Jest jednak modelem na którym opiera się inżynierska teoria skrawania.

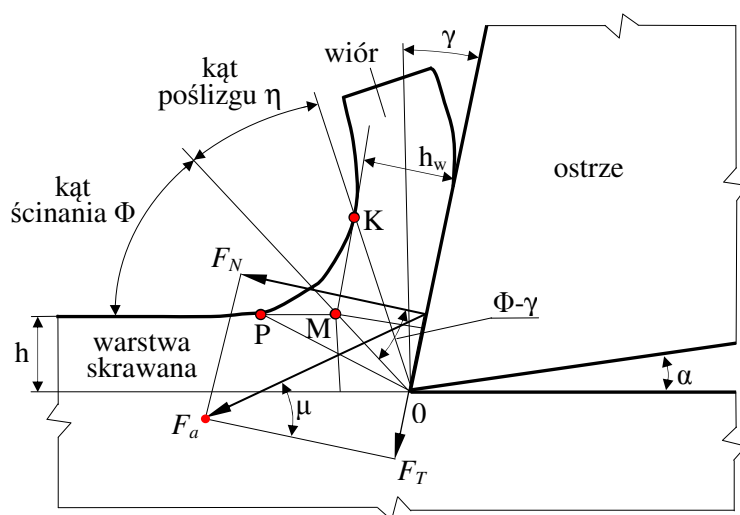
Nie jest łatwe modelowanie skrawania tak, aby uwzględnić przynajmniej główne czynniki mające istotny wpływ na jego przebieg. Dlatego operuje się modelami uproszczonymi. Najwyższy stopień uproszczenia przyjmuje następujące założenia [Kacz1971]:

- skrawanie swobodne ortogonalne: $\kappa_r = 90^\circ$, $\lambda_s = 0^\circ$, $l_s > b$, $b \gg h$,
- krawędź skrawająca idealnie ostra ($r_n = 0$),
- powierzchnia przyłożenia nie styka się z przedmiotem obrabianym,
- właściwości materiału są izotropowe i nie zależą od stopnia deformacji,
- temperatura w strefie skrawania nie zmienia się,
- warunkiem odkształceń plastycznych są największe naprężenia styczne.

Pierwsze założenie umożliwia sprowadzenie modelu do układu płaskiego (2D), bowiem w każdym przekroju prostopadłym do krawędzi skrawającej zjawiska będą przebiegać tak samo.

4.2. Odkształcenia w strefie ścinania

Najprostszy model procesu skrawania przedstawiono na rys. 2.8. Warstwa skrawana o grubości h jest przekształcana w wiór o grubości $h_w > h$. Dzieje się to pod działaniem siły czynnej F_a , która jest wypadkową siły normalnej F_N i siły stycznej F_T do powierzchni natarcia ostrza. Pierwsze odkształcenia plastyczne występują w płaszczyźnie PO - jest to początek strefy tworzenia się wióra. W płaszczyźnie MO występują największe naprężenia styczne i materiał podlega ścinaniu. W obszarze MOK występują dalsze odkształcenia plastyczne – poślizgi ściętych elementów materiału.



Rys. 2.8. Najprostszy model procesu skrawania [Kacz1971]

Deformację plastyczną warstwy skrawanej przekształconej w wiór charakteryzuje współczynnik spęczania wióra:

$$\lambda_s = \frac{h_w}{h}. \quad (2.1)$$

Z rys. 2.8 można wyznaczyć $h = \overline{MO} \cdot \sin\Phi$ oraz $h_w = \overline{MO} \cdot \cos(\Phi - \gamma_0)$, gdzie: Φ - kąt ścinania, γ_0 - kąt natarcia. Po wstawieniu tych zależności do wzoru 2.1 i przekształceniach otrzymujemy

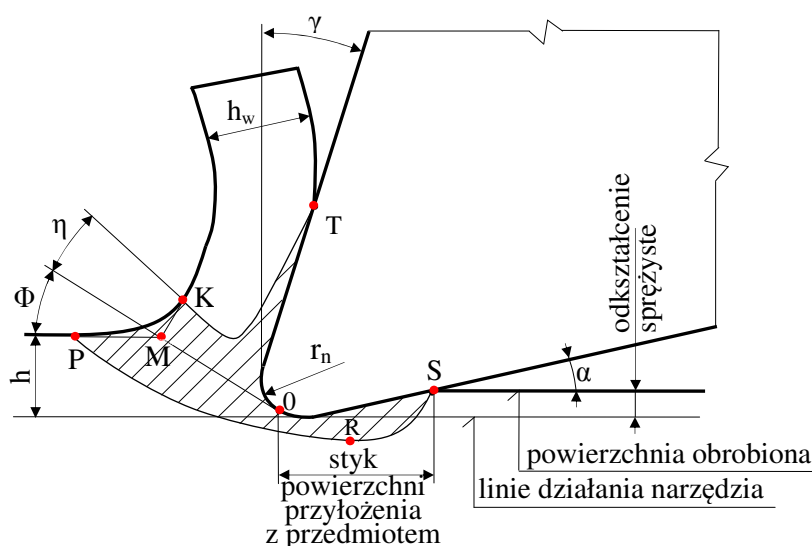
$$\operatorname{tg} \Phi = \frac{\cos \gamma_0}{\lambda_h - \sin \gamma_0}. \quad (2.2)$$

Kąt ścinania zależy również od współczynnika tarcia μ wióra o powierzchnię natarcia. Ernst i Merchant (według [Degn2000]) podają zależność:

$$\Phi = 45^\circ - \frac{\mu - \gamma_0}{2}. \quad (2.3)$$

Analizując wzory wynika, że ze wzrostem kąta natarcia γ rośnie kąt ścinania Φ i maleje współczynnik śpęczania wióra λ_s . Ostrzejsze narzędzie łatwiej skrawa. Ze wzrostem współczynnika tarcia μ maleje kąt ścinania Φ , natomiast rośnie współczynnik śpęczania wióra λ_s . Ze wzrostem grubości warstwy skrawanej maleje współczynnik śpęczania λ_h . Podczas skrawania cienkie warstwy są odkształcane plastycznie w znacznie większym stopniu niż warstwy grube.

Przedstawiony na rys. 2.8 najprostszy model skrawania odbiega od rzeczywistości. Rzeczywista krawędź skrawająca nie jest linią a jest powierzchnią przejściową między powierzchniami natarcia a przyłożenia. Można ją przedstawić jako wycinek powierzchni walcowej o promieniu r_n (rys. 2.9).



Rys. 2.9. Skrawanie ostrzem o promieniu zaokrąglenia krawędzi $r_n > 0$ [Olsz2009]

Promień ten w praktyce może przybierać wartości od kilku do kilkuset mikrometrów w zależności od rodzaju narzędzia i od stopnia jego stępienia. Jako granicę umowną między powierzchnią natarcia a przyłożenia przyjmuje się linię styczności powierzchni ścinania i powierzchni przejściowej. Brak ostrości krawędzi skrawającej powoduje, że w procesie uczestniczy również powierzchnia przyłożenia. Trze ona o materiał obrabiany powodując jego zgmiot. Zaokrąglenie krawędzi skrawającej i odkształcenia sprężyste w WW przedmiotu powodują styk powierzchni przyłożenia z powierzchnią obrobioną. Zjawiska zachodzące na powierzchni przyłożenia mają duży wpływ na zużywanie się ostrza oraz na kształtowanie powierzchni i stanu WW przedmiotu obrobionego.

4.3. Rozkład sił w strefie poślizgu i na powierzchni natarcia

Wyznaczenie wartości całkowitej siły skrawania dla płaskiego stanu odkształcenia umożliwia, dla znanej geometrii strefy tworzenia wióra, określenie średnich wartości sił działających na płaszczyźnie poślizgu i na powierzchni natarcia ostrza.

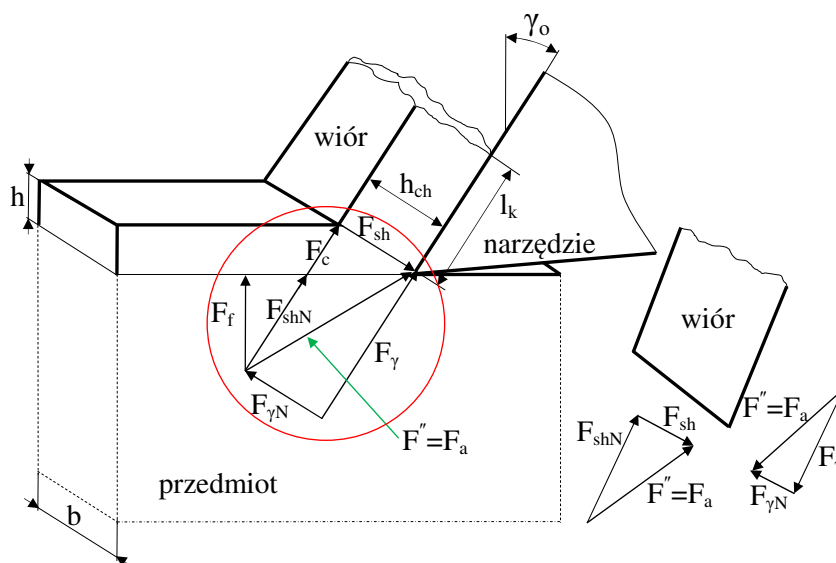
Zgodnie z rysunkiem 2.10 rozkład siły czynnej F_a , zwanej w tym przypadku *siłą tworzenia wióra*, jest dokonywany na podstawie tzw. *koła Merchanta*. Siła F_a , w odpowiedniej skali równa

średnicy okręgu, jest rozkładana na dwie wzajemnie prostopadłe składowe, z których jedna F_{sh} działa wzdłuż płaszczyzny poślizgu, a druga F_{shN} jest do niej prostopadła. Można więc zapisać, że:

$$\bar{F}'' = \bar{F}_a = \bar{F}_{sh} + \bar{F}_{shN}. \quad (2.4)$$

Wypadkową siłę F' działającą na powierzchni natarcia przyjmuje się równą (lecz przeciwnie skierowaną) sile F'' . Z kolei tutaj rozważa się składową F_γ działającą wzdłuż powierzchni natarcia A_γ (zwaną siłą tarcia) i prostopadłą do niej siłę $F_{\gamma N}$. Uproszczeniem takiego modelu mechanistycznego jest pominięcie sił działających na powierzchni przyłożenia. Geometryczną sumę sił działających na powierzchni natarcia ujmuje równanie:

$$\bar{F} = \bar{F}_a = \bar{F}_\gamma + \bar{F}_{\gamma N}. \quad (2.5)$$



Rys. 2.10. Rozkład sił w strefie tworzenia wióra dla skrawania ortogonalnego [Cohé 1989]

Kąt utworzony przez kierunki sił F_a i $F_{\gamma N}$ jest *średnim kątem tarcia* wióra o powierzchnię natarcia Θ , a tangens tego kąta określa średni wsp. tarcia wióra o powierzchnię natarcia μ_γ . Tak więc:

$$\mu_\gamma = \operatorname{tg} \Theta = \frac{F_\gamma}{F_{\gamma N}}. \quad (2.6)$$

Dość często przyjmuje się, że: $\mu_\gamma = \mu$. Jeśli uwzględnimy geometrię strefy poślizgu i tarcia na styku wiór-ostrze, to równanie dla składowych siły tworzenia wióra można zapisać jako:

$$F_{sh} = F_a \cos(\Theta + \Phi - \gamma_o), \quad (2.7)$$

$$F_{shN} = F_a \sin(\Theta + \Phi - \gamma_o), \quad (2.8)$$

$$F_\gamma = F_a \sin \Theta, \quad (2.9)$$

$$F_{\gamma N} = F_a \cos \Theta. \quad (2.10)$$

Dla znanej wartości siły skrawania F_c równania te można zapisać w postaci:

$$F_{sh} = F_c \frac{\cos(\Theta + \Phi - \gamma_o)}{\cos(\Theta - \gamma_o)}, \quad (2.11)$$

$$F_{shN} = F_c \frac{\sin(\Theta + \Phi - \gamma_o)}{\cos(\Theta - \gamma_o)}, \quad (2.12)$$

$$F_{\gamma} = F_c \frac{\sin \theta}{\cos(\theta - \gamma_0)}, \quad (2.13)$$

$$F_{\gamma N} = F_c \frac{\cos \theta}{\cos(\theta - \gamma_0)}. \quad (2.14)$$

Jeśli doświadczalnie wyznaczy się kąt poślizgu i zmierzy wartości składowych F_c i F_f to otrzyma się kolejne wzory transformacyjne:

$$F_{sh} = F_c \cos \theta - F_f \sin \Phi, \quad (2.15)$$

$$F_{shN} = F_c \sin \theta + F_f \cos \Phi, \quad (2.16)$$

$$F_{\gamma} = F_c \sin \gamma_0 + F_f \cos \gamma_0, \quad (2.17)$$

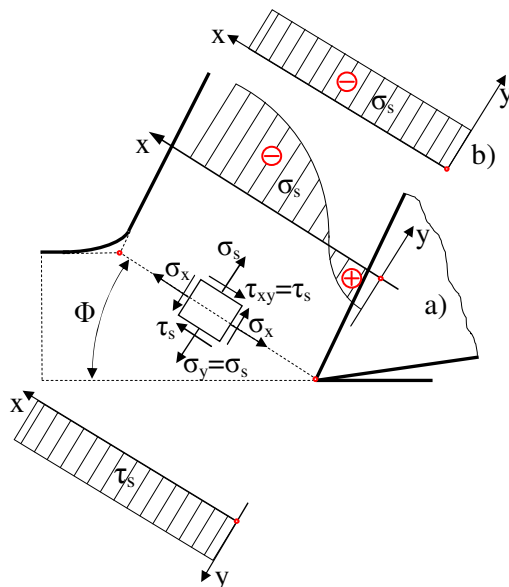
$$F_{\gamma N} = F_c \cos \gamma_0 - F_f \sin \gamma_0. \quad (2.18)$$

Z równań (2.17) i (2.18) można wyprowadzić wzór na średni współczynnik tarcia:

$$\mu = \frac{F_{\gamma}}{F_{\gamma N}} = \frac{F_c \sin \gamma_0 + F_f \cos \gamma_0}{F_c \cos \gamma_0 - F_f \sin \gamma_0}. \quad (2.19)$$

4.4. Stan i rozkład naprężeń w strefie tworzenia wióra

W wyniku przyjęcia modelu tworzenia wióra opartego na wytworzeniu pola ściskających naprężeń, uplastycznieniu materiału i poślizgu wzdłuż linii maksymalnych naprężeń stycznych jest stan przedstawiony na rys. 2.11. Na element materiału usytuowany w strefie poślizgu działają naprężenia styczne τ_s i naprężenia ściskające σ_s .



Rys. 2.11. Model rozkładu naprężeń na płaszczyźnie poślizgu [Bobr1975]

Dla znanych wartości sił skupionych F_{sh} i F_{shN} zaczepionych w połowie długości płaszczyzny poślizgu (rys. 2.10) i pola powierzchni poślizgu można wyznaczyć średnie wartości tych naprężeń z zależności [Bobr1975]:

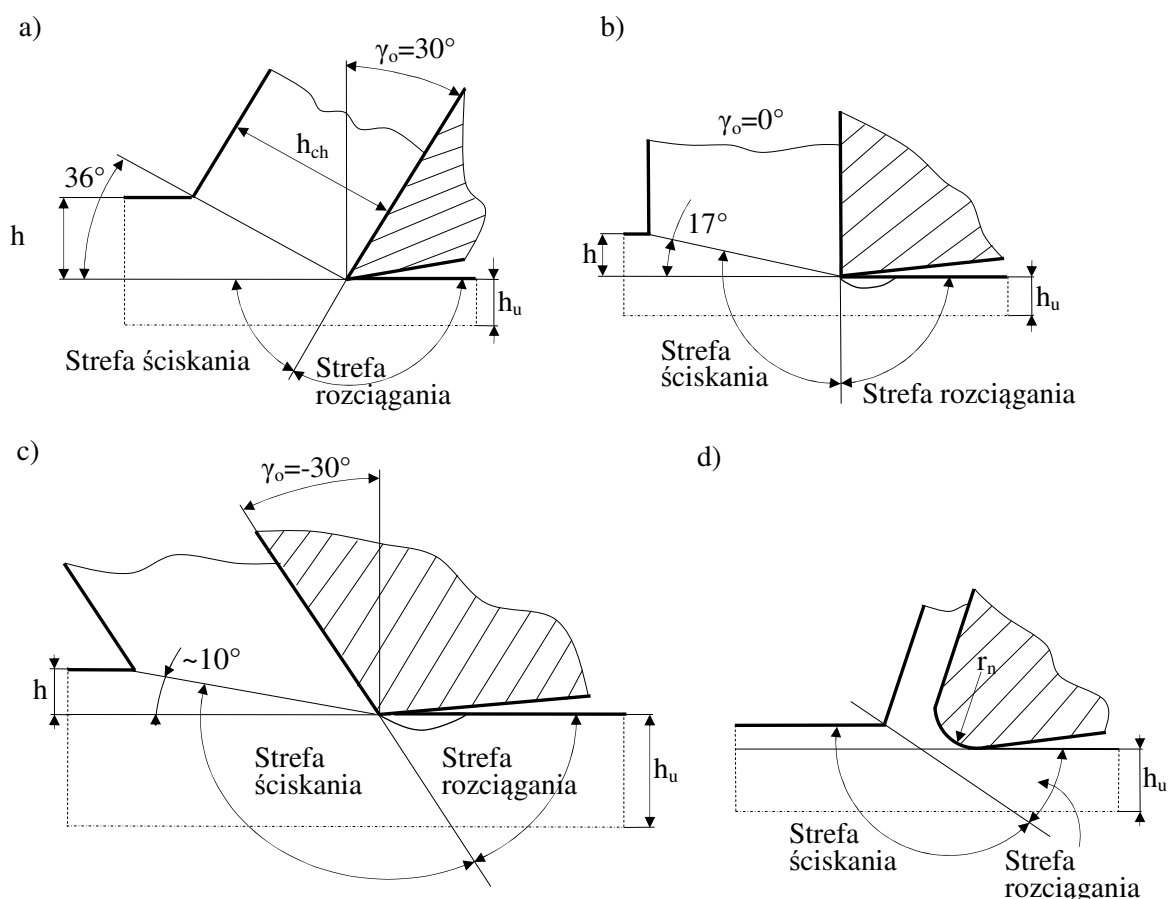
$$\tau_s = \frac{F_{sh}}{A_{sh}} = F_c \frac{\cos(\theta + \Phi - \gamma_0) \sin \Phi}{bh \cos(\theta - \gamma_0)}, \quad (2.20)$$

$$\sigma_s = \frac{F_{shN}}{A_{sh}} = F_c \frac{\sin(\theta + \Phi - \gamma_0) \sin \Phi}{bh \cos(\theta - \gamma_0)}. \quad (2.21)$$

Ze wzorów (2.20) i (2.21) wynika, że przy założeniu równomierności rozkładu naprężeń wzdłuż płaszczyzny poślizgu ich stosunek jest stały [Bobr1975]:

$$\frac{\sigma_s}{\tau_s} = \operatorname{tg}(\Theta + \Phi - \gamma_o) . \quad (2.22)$$

Równomierność rozkładu naprężeń stycznych nie jest kwestionowana w innych pracach lecz identyczne założenia w odniesieniu do naprężeń normalnych ma sens, gdy kąt natarcia jest bliski zeru lub ujemny. Prowadzi to do intensywnego tarcia w strefie kontaktu wiór-ostrze. Odwrotnie, dla dużych dodatnich kątów natarcia naprężenia normalne zmniejszają się i w pobliżu krawędzi skrawającej zmieniają znak na przeciwny (rys. 2.12a).



Rys. 2.12. Rozkład naprężeń w powierzchniowej warstwie materiału [Vul1973]

Stwierdzono, że kąt natarcia ma decydujący wpływ również na charakter rozkładu naprężeń w odkształconej sprężystości WW materiału obrabianego. Z rys. 2.12 wynika, że zmniejszanie wartości tego kąta a następnie zmiana znaku na ujemny wywołuje efekt rozszerzania strefy ściskających naprężeń promieniowych. Zauważono, że linia neutralna przebiega na przedłużeniu powierzchni natarcia, ale dla $\gamma_o > 30^\circ$ materiał obrabiany wykazuje silną tendencję do powrotu sprężystego. W przypadku ujemnych kątów natarcia występuje efekt sprężystego ściskania materiału. Podobne zjawisko występuje w skrawaniu dokładnym przy starannie dobranym promieniu zaokrąglenia krawędzi skrawającej. Przy przejściu z obszaru sprężystego do plastycznego wystąpienie strefy naprężeń ściskających wywołuje istotny efekt zgniotu w WW.

5. Nagniatanie ślizgowe

W ostatnim dziesięcioleciu prowadzone są badania nad zwiększeniem zastosowania narzędzi z elementami nagniatającymi z diamentów naturalnych, syntetycznych i węglików spiekanych. Rozwój produkcji syntetycznych diamentów i innych kamieni stwarza nowe możliwości wykorzystania nagniatania (sposobem ślizgowym) do obróbki stali hartowanych oraz utwardzanych powierzchniowo metodą cieplno-chemiczną, jak nawęglanie i azotowanie, a także do obróbki twardych powłok galwanicznych [Hull1962, Torb1974].

Technologia nagniatania może być stosowana we wszystkich zakładach branży metalowej, ponieważ narzędzia nagniatające mogą być używane na obrabiarkach uniwersalnych. Szybki rozwój obróbki nagniataniem jako prostej i ekonomicznej metody obróbki wykańczającej, zwiększającej jednocześnie jakość użytkową części maszyn wydaje się być niezwykle korzystny dla gospodarki krajowej [Przy1987].

Współczesne wyroby wymagając coraz lepszych metod wytwarzania, zapewniających spełnienie rosnących wymagań dokładności przy kosztach zapewniających konkurencyjność wyrobów na rynku. Wymusza to ciągłe doskonalenie metod projektowania, rozwój inżynierii materiałowej i technologii. Dokonujący się rozwój technologii następuje m.in. za sprawą coraz lepszej znajomości procesów eksploatacyjnych zachodzących w mechanizmach i maszynach. Poznając znaczenie warstwy wierzchniej (WW) [Legu2004], w szczególności istotnego wpływu jej stanu na szereg właściwości eksploatacyjnych, powstała cała dziedzina technologii, a mianowicie tzw. obróbka gładkościowo-umacniająca.

Obróbka gładkościowo-umacniająca obejmuje kilkadziesiąt odmian nagniatania, wśród których specyficzną odmianą jest nagniatanie ślizgowe¹ które jest tematem niniejszej rozprawy.

Specyfiką tego procesu jest stosowanie narzędzi diamentowych lub wykonanych z podobnych supertwardych materiałów o bardzo małym współczynniku tarcia ślizgowego po metalach i nadwyżce twardości pozwalającej obrabiać nawet najtwardsze stale i inne stopy. Aczkolwiek możliwe jest wytworzenie narzędzi o różnych kształtach, to jednak w praktyce stosowane są narzędzia z końcówkami o kształcie kulistym.

6. Cel i zakres stosowania

Głównym celem stosowania obróbki nagniataniem w technologii maszyn może być [Przy1987]:

- *obróbka gładkościowa* – określone zmniejszenie wysokości nierówności powierzchni po obróbce poprzedzającej nagniataniem,
- *obróbka umacniająca* – wytworzenie określonych zmian własności fizycznych materiału w warstwie wierzchniej przedmiotu, powodujących uodpornienie go na działanie takich czynników eksploatacyjnych jak zmęczenie, zużycie ściernie, korozja i inne,
- *obróbka wymiarowo-gładkościowa* – określone zwiększenie dokładności wymiarowej z jednoczesnym zmniejszeniem chropowatości powierzchni do wymaganej wartości.

Poza tym, niektóre sposoby obróbki nagniataniem, szczególnie oscylacyjne i wibracyjne [Legu2008], mogą być stosowane w celu [Przy1987]:

- ukształtowania nierówności powierzchni o określonych parametrach stereometrycznych, np. wysokości, kształcie w celu otrzymania określonych cech użytkowych powierzchni obrobionych, np. obciążalności, cierności,

¹ Inaczej nagniatanie diamentowe, wygładzanie diamentowe.

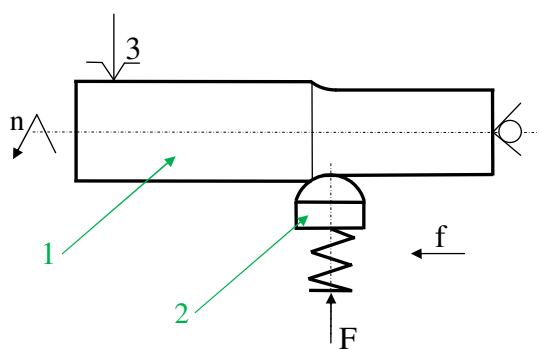
- wytworzenia mikrorowków smarnych na powierzchniach współpracujących w warunkach tarcia, np. czopów, panewek, prowadnic w celu zwiększenia ich odporności na zatarcie i zużycie ściernie,
- wytworzenie różnorodnych wzorków na powierzchniach np. długopisów, zapalniczek i innej galanterii metalowej.

Obróbka nagniataniem może być stosowana także w celu zwiększenia przyczepności i równomierności powłok galwanicznych (jako obróbka poprzedzająca), zmniejszenia naprężeń po obróbce cieplnej lub cieplno-chemicznej, podwyższenia wytrzymałości zmęczeniowej kontaktowej, zmniejszenia zużycia uszczelnień gumowych, zmniejszenia pęknięć cieplnych form do odlewania metali, zwiększenia trwałości warstwowych łożysk ślizgowych, zwiększenia odblaskowości powierzchni, a także w celu zwiększenia odporności na korozję powierzchniową.

W praktyce przemysłowej stosowanie obróbki nagniataniem może wynikać również ze względów technologicznych oraz ekonomicznych. Operacje nagniatania, realizowane na obrabiarkach skrawających uniwersalnych z odpowiednim ich oprzyrządowaniem lub na specjalnych nagniatarkach, mogą zastąpić w produkcji niektóre operacje ścierniej obróbki wykańczającej, jak szlifowanie, dogładzanie czy polerowanie.

7. Kinematyka nagniatania ślizgowego narzędziem kulistym

W podstawowej wersji nagniatanie ślizgowe (NS) jest kinematycznie podobne do obróbki skrawaniem czy kulkowania naporowego tocznego. Schemat procesu obróbki przedmiotów obrotowych pokazano na rys. 2.13. Takie nagniatanie można realizować na obrabiarkach uniwersalnych, a metodą tą, podobnie jak innymi metodami nagniatania statycznego, można obrabiać przedmioty o kształcie brył obrotowych (wałków, tulei, pierścieni itp.). Inne odmiany kinetyczne NS w praktyce nie są stosowane.



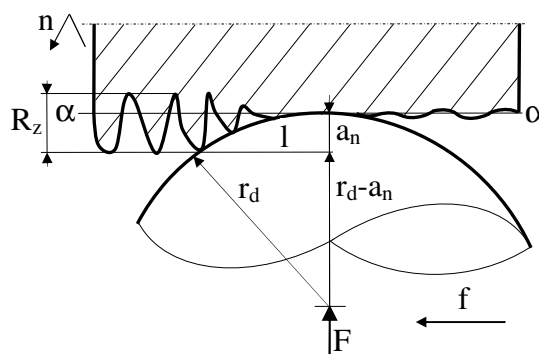
Rys. 2.13. Schemat procesu nagniatania ślizgowego narzędziem kulistym: 1 – przedmiot obrabiany, 2 – narzędzie [Korz2007]

W trakcie NS końcówka narzędzia (nagniataka) jest przesuwana po powierzchni obrabianej i jednocześnie dociskana do niej z siłą powodującą plastyczne odkształcenie i wygładzenie nierówności powierzchni, tak jak to pokazano na rysunku 2.14.

Nagniatanie ślizgowe może być wykonywane z dociskiem sprężystym lub sztywnym narzędzia. Podobnie jak w innych metodach nagniatania, docisk sztywny pozwala na uzyskanie dużej dokładności kształtowo-wymiarowej i zmniejszenie błędów kształtu po obróbce poprzedzającej, jednak właściwości WW obrabianego przedmiotu nie są tak jednorodne jak przy docisku sprężystym narzędzia. Efekt ten wynika z różnic naddatku oraz niedokładności układu OUPN. Według [Przy2005] stosując nagniatanie ślizgowe można poprawić dokładność kształtowo-

wymiarową o 1÷2 klasy i w granicznych przypadkach uzyskać dokładność w klasie IT7÷IT5 otworów oraz IT8÷IT6 wałków.

W praktyce nagniatanie z dociskiem sztywnym może być stosowane raczej do obróbki krótkich powierzchni. Obróbka elementów o dużej długości wymaga obrabiarek w bardzo dobrym stanie technicznym, gdyż decyduje on o uzyskanej dokładności obróbki. Ten sposób nagniatania znajduje racjonalne uzasadnienie przy obróbce powierzchni nieciągłych albo gdy należy zmniejszyć błędy kształtu po obróbce poprzedzającej.



Rys. 2.14. Model procesu nagniatania ślizgowego narzędziem zakończonym kuliście: r_d – promień zaokrąglenia końcówki narzędzia, l – długość styku narzędzia z przedmiotem obrabianym, a_n – zagłębienie narzędzia, α – linia średnia profilu nierówności powierzchni obrabianej [Korz2007]

Nagniatanie z dociskiem sprężystym nie poprawia dokładności kształtowo-wymiarowej. Pozostaje ona taka jak po obróbce poprzedzającej, w której żądana dokładność musi być wcześniej zapewniona. Jednak ten sposób nagniatania jest łatwiejszy w realizacji, gdyż różnice naddatku nie mają wpływu na równomierność właściwości kształtowanej WW, a obróbka nie wymaga szczególnie dokładnych obrabiarek. Z tych względów w praktyce prawie wyłącznie jest stosowane nagniatanie z dociskiem sprężystym.

Obróbka nagniataniem ślizgowym powoduje minimalne zmniejszenie wymiaru przedmiotów obrabianych (w granicach wysokości nierówności R_z) i dlatego najczęściej nie zachodzi potrzeba przewidywania specjalnych naddatków obróbkowych na NS.

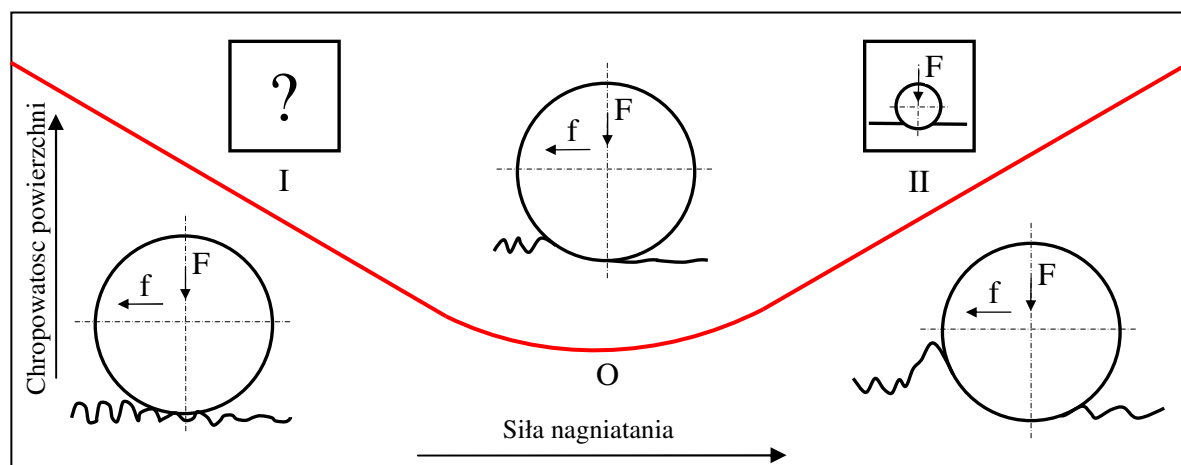
8. Siła nagniatania a odkształcenie podczas nagniatania narzędziem kulistym

Na rys. 2.15, obrazującym zależność chropowatości powierzchni po obróbce od zagłębienia narzędzia w powierzchnię obrabianą, można wyróżnić dwie strefy:

1. Strefa, w której zagłębienie narzędzia jest na tyle małe, że nie powoduje pełnego wygładzenia nierówności powierzchni obrabianej. Obróbka wywołuje niewielkie odkształcenia plastyczne i powoduje znikome zmiany wymiarowe (w granicach nierówności powierzchni), a siły działające w układzie obróbkowym są minimalne.
2. Strefa, w której zagłębienie narzędzia jest tak duże, że powoduje wzrost nierówności powierzchni nagniatanej (wzrost chropowatości powierzchni w odniesieniu do chropowatości minimalnej) na skutek zjawisk związanych z powstawaniem i oddziaływaniem fali materiału przed i za narzędziem, a obróbka powoduje odkształcenia plastyczne znacznie głębiej niż w strefie nierówności powierzchni i przebiega przy stosunkowo dużych siłach.

Punkt O na tym wykresie oznacza optymalną (ze względu na chropowatość powierzchni po nagniataniu) wartość zagłębienia, a tym samym siły docisku narzędzia. Jest to siła powodująca

zagłębienie narzędzia w powierzchnię obrabianą na taką głębokość, że materiał ze zgniatanych wierzchołków nierówności w całości wypełnia wgłębienia nierówności powierzchni przedmiotu obrabianego.



Rys. 2.15. Wpływ siły nagniatania na chropowatość powierzchni po obróbce, modele nagniatania i schematyczne przedstawienie strefy przejściowej przy różnej sile nagniatania [Korz2007]

W pobliżu punktu O (rys. 2.15) uzyskuje się najlepszą (najmniejszą) chropowatość powierzchni nagniatanej – siła docisku narzędzia jest optymalna. Zmniejszenie siły nagniatania (w kierunku strefy I) powoduje wzrost nierówności powierzchni – wierzchołki nierówności nie w pełni zostają wygładzone, a wysokość nierówności istotnie zależy od wyjściowej chropowatości powierzchni. Zatem, prowadzenie nagniatania w strefie I wymaga starannego doboru siły nagniatania ze szczególnym uwzględnieniem wyjściowej chropowatości powierzchni. Takie nagniatanie można traktować jako nagniatanie gładkościowe i właśnie ono m.in. stanowi przedmiot rozważań przeprowadzonych w niniejszej rozprawie.

W strefie II, w której nagniatanie przebiega przy większym zagłębieniu narzędzia, zgniatanego materiału jest więcej, niż może się pomieścić we wgłębieniach nierówności. Dlatego powstaje fala materiału przed narzędziem (w kierunku posuwu), następuje także przemieszczenie (płynięcie) materiału w kierunku przeciwnym do kierunku posuwu oraz związany z tym wzrost nierówności powierzchni obrabianej (w stosunku do nierówności powierzchni otrzymanych po nagniataniu z siłą optymalną) [Kozł2000, Sobc2001, Yu1999]. Ten wzrost nie jest jednak taki jak w strefie I, co powoduje, że w strefie II można zmieniać siłę nagniatania w stosunkowo szerokim przedziale wartości bez obawy znacznych zmian chropowatości powierzchni. Na przykład w pracy [Lips1996] stwierdzono, że chropowatość powierzchni R_a w granicach $0,16 \div 0,20 \mu\text{m}$ można uzyskać w przedziale siły $150 \div 280 \text{ N}$, a w pracy [Łabę1996], że przy sile od 90 do 130 N można osiągnąć chropowatość $0,18 \div 0,28 \mu\text{m}$. Do podobnych konkluzji można dojść, analizując wyniki przedstawiane w innych pracach [Korz1992, Lee1996].

Wiadomo jest, że im większa siła nagniatania, tym większe jest odkształcenie plastyczne materiału i tym samym większe efekty umocnienia. To również jest przyczyną, że zazwyczaj nagniatanie prowadzi się w strefie II – jako nagniatanie umacniające, a większość prac teoretycznych i badawczych dotyczy zagadnień związanych z tego rodzaju nagniataniem.

W strefie II wpływ wyjściowej chropowatości powierzchni na chropowatość uzyskiwaną po nagniataniu jest nieznaczny lub żaden, a o chropowatości decydują głównie czynniki geometryczne strefy styku narzędzia z przedmiotem obrabianym oraz właściwości obrabianego materiału. Z przykładu podanego w pracy [Lips1996] wynika, że można uzyskać chropowatość powierzchni nagniatanej R_a w przedziale $0,12 \div 0,22 \mu\text{m}$, przy wyjściowej chropowatości powierzchni R_a zmiennej w dość dużym przedziale, wynoszącym od ok. $0,32 \mu\text{m}$ do $2,20 \mu\text{m}$, przy tej samej sile nagniatania wynoszącej 200 N. Dlatego większość rozważań teoretycznych dotyczących zagadnień

nagniatania, podobnie jak i prac doświadczalnych oraz podawanych w literaturze przedmiotowej wzorów i zaleceń dla doboru parametrów nagniatania nie uwzględnia wpływu wyjściowej chropowatości powierzchni na efekty procesu nagniatania [Hass1998, Łabę2000, Przy1987 i In.].

Procesu nagniatania nie należy prowadzić ze zbyt dużą siłą docisku narzędzia. Grozi to uszkodzeniem WW, pogorszeniem chropowatości powierzchni i wystąpienia innych, znanych efektów nadmiernego zgniotu.

Opisane względy powodują, że nagniatanie jest zazwyczaj prowadzone przy sile docisku narzędzia większej niż siła optymalna (ze względu na chropowatość powierzchni), a uzyskiwana chropowatość jest gorsza (większa wysokość nierówności powierzchni) niż mogłaby być osiągnięta. I tak np. w pracach [Hass2000, Lips1996, Łabę2000, Przy1996, Stod1995] przy nagniataniu narzędziem z końcówką o kształcie kulistym stosowano siłę nagniatania z przedziału od 80 do 250 N, a uzyskiwana chropowatość R_a wynosiła od 0,28 do 0,63 μm . Na podstawie wyników można wnioskować, że proces ten realizowany był w strefie II.

Natomiast w pracach [Bouz2004, Hass2000, Luca2005] stwierdzono możliwość uzyskania chropowatości powierzchni $R_a < 0,20 \mu\text{m}$ i zależność uzyskiwania efektów od wysokości nierówności powierzchni przed nagniataniem. Świadczyć to może o tym, że proces nagniatania przebiegał w strefie I, w której wyraźny i istotny wpływ na wyniki nagniatania wykazuje wyjściowa chropowatość powierzchni.

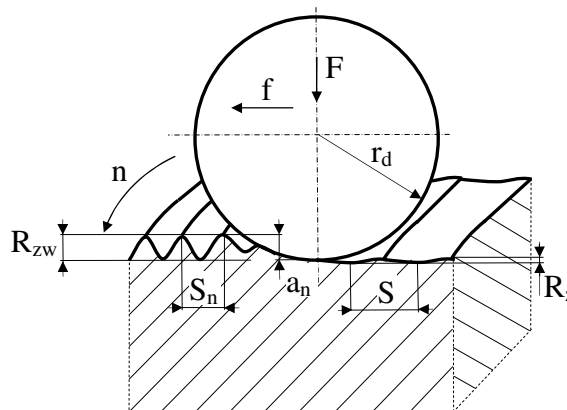
Zwiększenie siły powoduje wzrost odkształceń a także pogorszenie chropowatości (wzrost nierówności) powierzchni, gdy nagniatanie prowadzone jest w strefie II, lub poprawę chropowatości powierzchni, gdy prowadzone w strefie I. Jeśli tylko jest to możliwe, powinno się prowadzić nagniatanie w strefie II ze względu na łatwość doboru siły i mniejsze wymagania odnośnie przygotowania powierzchni przed nagniataniem. Jeśli nagniatanie ma być gładkościowo-umacniająca, a obrabia się elementy o dostatecznie dużej sztywności, to nagniatanie należy realizować z możliwie dużą siłą, ale jednak nie większą niż siła zapewniająca uzyskanie żądanej chropowatości powierzchni. Zapewni to maksymalny osiągalny w tych warunkach efekt umocnienia przy spełnieniu warunku chropowatości.

Przy nagniataniu elementów o małej sztywności należy stosować siłę możliwie małą, ale jednak nie mniejszą niż siła zapewniająca uzyskanie wymaganej chropowatości powierzchni po obróbce, co zapewni żadaną chropowatość przy minimalnych odkształceniach przedmiotu obrabianego. Taka sytuacja występuje podczas nagniatania powłok galwanicznych, warstw azotowanych, nawęglanych i hartowanych, tulei cienkościennych, smukłych wałków itp., to jest elementów o małej sztywności. O tym, że nagniatanie tego typu elementów jest uzasadnione przekonują wyniki badań [Korz1991, Lee1996, Ryba1996, Zhan2005] wskazujące na korzyści (poprawa właściwości zmęczeniowych i tribologicznych) wynikające z zastosowania tej obróbki. Takie nagniatanie musi być realizowane w strefie I.

9. Model procesu nagniatania narzędziem kulistym

W przeprowadzonych rozważaniach chodziło o określenie zależności pomiędzy obciążeniem (siłą docisku narzędzia) a właściwościami sprężysto-plastycznymi obrabianego materiału oraz geometria styku (narzędzia z powierzchnią obrobioną), uwzględniającej również wyjściową chropowatość powierzchni obrabianej. Na podstawie schematu przestrzennego nagniatania gładkościowego przedstawionego na rysunku 2.15 do analizy procesu nagniatania przyjęto model płaski w postaci klina nierówności powierzchni obciążonej siłą normalną (rys. 2.16).

Uzasadnieniem dla przyjęcia takiego modelu procesu nagniatania gładkościowego jest charakter nierówności powierzchni, które poddaje się nagniataniu gładkościowemu. W praktyce powierzchnie te (najczęściej) są wstępnie szlifowane, a ich nierówności mają kształt klinów usytuowanych prostopadle do kierunku posuwu. Taki charakter nierówności powierzchni umożliwia również wstępne uproszczenie i sprowadzenie zagadnienia do dwuwymiarowego (płaskiego - 2D).

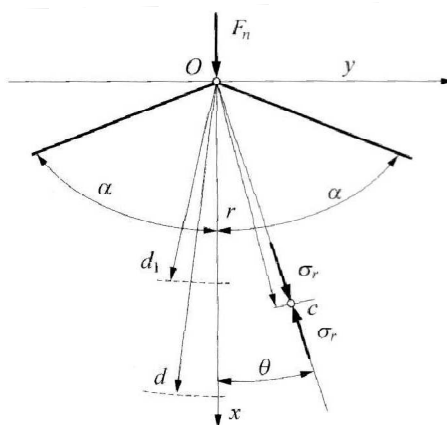


Rys. 2.15. Schemat procesu nagniatania ślizgowego gładkościwego narzędziem o kulistej końcówce roboczej: F – siła nagniatania, f – posuw, n – prędkość obrotowa, R_{zw} – chropowatość powierzchni przed nagniataniem, R_z – chropowatość powierzchni po nagniataniu, r_d – promień zaokrąglenia końcówki narzędzia, a_n – zagłębienie narzędzia w powierzchnię nagniataną, S_n – podziałka nierówności powierzchni przed nagniataniem, S – podziałka nierówności powierzchni po nagniataniu [Korz2007]

W przyjętym modelu, w rozpatrywanej klinowej nierówności powierzchni wielkość naprężeń (ściskających) można określić za pomocą wzoru [Biez1957]:

$$\sigma_r = \frac{2F_n}{2\alpha + \sin 2\alpha} \cdot \frac{\cos \theta}{r}, \quad (2.23)$$

w którym: F_n – siła normalna na jednostkę długości [$\text{N} \cdot \text{mm}^{-1}$] przyłożona do wierzchołka nierówności powierzchni, α – średni kąt wierzchołkowy nierówności powierzchni nagniatanej.



Rys. 2.16. Model obciążenia siłą normalną pojedynczej klinowej nierówności powierzchni obrabianej podczas nagniatania gładkościwego

Zależność przemieszczenia (wydłużenie jednostkowe) od obciążenia opisuje wzór:

$$\varepsilon_r = -\frac{\partial u}{\partial r}. \quad (2.24)$$

Ponieważ rozpatrywany model dotyczy obciążenia klina siłą skupioną, to dla dowolnego punktu tego klina, w którym w płaszczyźnie działania siły panuje jednoosiowe ściskanie, można dla zakresu odkształceń plastycznych napisać, że odkształcenie (skrócenie promieniowe przy $\sigma_r \geq \sigma_{pl}$) względne:

$$\varepsilon_r = \frac{\sigma_r - \sigma_{pl}^*}{E_1}. \quad (2.25)$$

Po podstawieniu (2.23) i (2.24) do (2.25), przekształceniach i uwzględnieniu znaku otrzymuje się:

$$\frac{\partial u}{\partial r} = -\frac{\sigma_r - \sigma_{pl}^*}{E_1} = \frac{\sigma_{pl}^*}{E_1} - \frac{2F_n}{2\alpha + \sin 2\alpha} \cdot \frac{\cos \theta}{E_1 r}, \quad (2.26)$$

skąd, po scałkowaniu otrzymuje się wzór na przemieszczenie wierzchołka nierówności:

$$u = \frac{\sigma_{pl}^*}{E_1} \cdot r - \frac{2F_n \ln r}{E_1(2\alpha + \sin 2\alpha)} + B. \quad (2.27)$$

Pod powierzchnią deformowanego klina, obciążonego liniową siłą normalną F_n , istnieje strefa odkształceń plastycznych o głębokości d_1 (rys. 2.16). Wymiar d_1 określa położenie punktu na osi x , który stanowi granicę pomiędzy strefą odkształceń plastycznych a strefą odkształceń sprężystych. W tym punkcie naprężenia zredukowane osiągają wartość równą granicy plastyczności $\sigma_r(d_1) = \sigma_{pl}$ co po uwzględnieniu we wzorze (2.23) i przekształceniu pozwala napisać, że:

$$d_1 = \frac{2F_n}{\sigma_{pl}(2\alpha + \sin 2\alpha)}. \quad (2.28)$$

Strefa poniżej głębokości d pod powierzchnią to strefa odkształceń sprężystych (rys. 2.16). Wartość przemieszczeń w tej strefie można wyznaczyć ze wzoru (2.27), jeśli zamiast modułu umocnienia E_1 podstawimy moduł sprężystości E oraz pominiemy odkształcenia plastyczne. Wtedy przemieszczenie

$$u_e = B_1 - \frac{2F_n \ln r}{E(2\alpha + \sin 2\alpha)}, \quad (2.29)$$

gdzie r mieści się w przedziale $\langle d_1, d \rangle$.

Stałą B_1 można wyznaczyć z warunku, że dla $r = d$ przemieszczenie $u(d) = 0$, co po podstawieniu do wzoru (2.29) daje:

$$B_1 = \frac{2F_n \ln d}{E_1(2\alpha + \sin 2\alpha)}, \quad (2.30)$$

Skąd:

$$u_e = \frac{2F_n \ln d}{E(2\alpha + \sin 2\alpha)} - \frac{2F_n \ln r}{E(2\alpha + \sin 2\alpha)} = \frac{2F_n}{E(2\alpha + \sin 2\alpha)} \ln \frac{d}{r}. \quad (2.31)$$

W strefie dużych przemieszczeń plastycznych można pominąć odkształcenia sprężyste ($E \rightarrow \infty$) i rozpatrywać model ciała idealnie sztywno-plastycznego ze wzmocnieniem. Zakładając wstępne sprężyste przemieszczenie wierzchołka nierówności (odkształcalnego klina) wynoszące h_0 (możliwe do określenia ze wzorów Hertza), można określić wartość przemieszczenia tego wierzchołka nierówności jako:

$$u = \frac{2F_n}{(2\alpha + \sin 2\alpha)} \cdot \frac{1}{E_1} \ln \frac{d_1}{h_0} - \frac{\sigma_{pl}}{E_1} (d_1 - h_0) \quad (2.32)$$

a podstawiając (2.28) do (2.32), otrzymać wyrażenie:

$$u = \frac{2F_n}{E_1(2\alpha + \sin 2\alpha)} \ln \frac{2F_n}{\sigma_{pl} h_0 (2\alpha + \sin 2\alpha)} - \frac{\sigma_{pl}}{E_1} \left[\frac{2F_n}{(2\alpha + \sin 2\alpha) \sigma_{pl}} \right]. \quad (2.33)$$

W przypadku narzędzia o kształcie kulistym, określenie jaka powinna być optymalna wartość jego zagłębienia, nie jest jednoznacznie możliwa. Należy sądzić, że ta wartość powinna być większa niż przy nagniataniu narzędziem walcowym oraz że powinna być uzależniona od promienia zaokrąglenia narzędzia, posuwu narzędzia i wysokości nierówności obrabianej powierzchni. Wyniki badań [Bouz2005, Shio2003b, Shio2006, Tubi2005] wykazują, że wartość

zagłębienia narzędzia, gwarantująca otrzymanie najlepszej chropowatości powierzchni, w przybliżeniu powinna być równa wartości R_z . Potwierdzają to także obserwacje strefy przejściowej [Korz2007].

10. Analiza wpływu parametrów nagniatania na wartość siły docisku narzędzia

Na podstawie analizy strefy przejściowej [Korz2007] i danych podawanych w niektórych pracach doświadczalnych można stwierdzić, że przy nagniataniu narzędziem kulistym, przemieszczenie wynoszące w przybliżeniu tyle, ile wynosi średnia wysokość nierówności powierzchni obrabianej, umożliwia uzyskanie najlepszej gładkości powierzchni po obróbce [Bouz2005, Hass1996, Shio2003, Tubi2005 i In]. W przypadku sprężystego docisku narzędzia, siłą optymalną będzie więc taka siła, która umożliwi przemieszczanie narzędzia na głębokość zbliżoną do wartości parametru R_z . Wartość siły docisku narzędzia w funkcji promienia i posuwu wyraża się zależnością:

$$F = 6,42r_d^{0,788} f^{0,115} . \quad (2.34)$$

Z badań [Przy1987, Korz2007] wynika, że wpływ promienia zaokrąglenia narzędzia na wartość siły jest duży, natomiast wpływ posuwu bardzo mały. Dobierając siłę nagniatania gładkościowego, należy kolejno:

- dobrać wielkość promienia zaokrąglenia końcówki narzędzia,
- określić wartość posuwu,
- obliczyć siłę nagniatania w zależności od chropowatości powierzchni obrabianej R_z i podziałki nierówności S_n tej powierzchni.

Wraz ze wzrostem wysokości nierówności powierzchni i zmniejszaniem się podziałki nierówności wzrasta wartość siły. Wpływ ten jest określony zależnością:

$$P = 9538 \cdot R_z^2 \cdot S_n^{-1,17}, [\text{N}] \quad (2.35)$$

na podstawie której można dobierać wartość siły nagniatania gładkościowego narzędziem kulistym dla pozostałych (nie ujętych osobno we wzorze) parametrów wejściowych.

Z przeprowadzonej analizy wynika, że przy danych właściwościach materiału obrabianego i wymiarach obrabianych elementów wartość optymalna siły nagniatania najbardziej zależy od chropowatości powierzchni wyjściowej, dość mocno od promienia zaokrąglenia końcówki narzędzia i podziałki nierówności, a w niewielkim tylko stopniu (na pograniczu istotności) od wielkości posuwu.

Należy pamiętać, że nawet przy optymalnie dobranej sile nagniatania uzyskanie idealnie gładkiej powierzchni nie jest możliwe, a to ze względu na kulisty kształt narzędzia. W tym przypadku chropowatość powierzchni po nagniataniu będzie zależeć od kinematyki procesu, a w szczególności od wielkości posuwu i promienia zaokrąglenia końcówki narzędzia nagniatającego.

Na podstawie dokonanych badań modelowych [Korz2007] można stwierdzić, że najważniejszy parametr nagniatania ślizgowego gładkościowego stanowi siła docisku narzędzia do powierzchni nagniatanej, która powinna być dobierana w zależności od:

- wysokości nierówności powierzchni wyjściowej,
- podziałki nierówności w kierunku posuwu,
- promienia zaokrąglenia końcówki narzędzia,
- posuwu narzędzia,

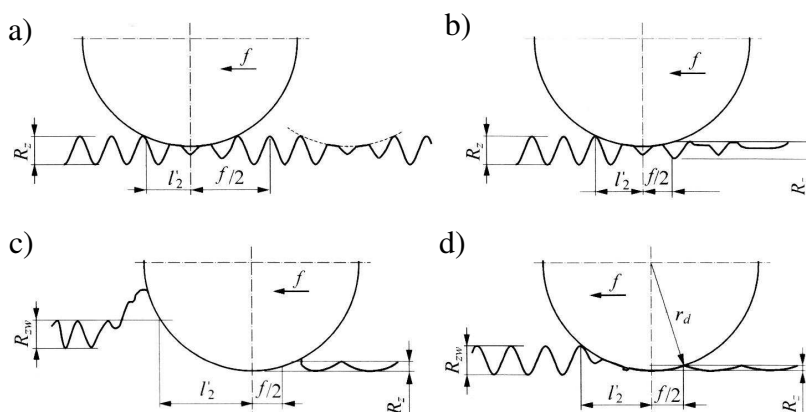
bowiem te czynniki wykazują największy wpływ na efekty nagniatania. Natomiast właściwości mechaniczne materiału obrabianego w grupie stali o podobnej twardości nie muszą być brane pod uwagę, gdyż ich wpływ stwierdzony analitycznie, jaki doświadczalnie nie jest istotny.

11. Warunki nagniatania ślizgowego

11.1. Posuw przy nagniataniu ślizgowym

Nagniatanie ślizgowe może być realizowane w następujących warunkach (posuwu i zagłębienia narzędzia):

- Gdy wartość posuwu $f > 2l'_2$, gdzie l'_2 jest długością styku czołowej strony narzędzia (w kierunku posuwu) z powierzchnią obrabianą (rys. 2.17a). Wtedy na powierzchni obrabianej pozostają obszary nienagniecione, a wysokość nierówności powierzchni w tych obszarach jest taka sama jak przed nagniataniem. Oczywiście jest, że nagniatanie nie powinno przebiegać w takich warunkach.
- Gdy wartość posuwu $f < 2l'_2$, ale zagłębienie narzędzia jest niezbyt duże (mniejsze niż połowa wysokości nierówności). Wtedy powierzchnia nagnieciona ma niższą chropowatość niż powierzchnia wyjściowa, ale jednak nie najniższą możliwą, gdyż nierówności powierzchni wyjściowej zostają wygładzone tylko częściowo (rys. 2.17b). W tym przypadku mamy do czynienia z sytuacją, gdy metal wciskany z nierówności powierzchni zgniatanych przez narzędzie nie w pełni wypełnia wgłębienia w powierzchni.
- Gdy wartość posuwu $f < 2l'_2$ a zagłębienie narzędzia jest na tyle duże, że część odkształcanego materiału tworzy falę przed narzędziem, a część wypływa za narzędziem, powodując powstawanie nierówności powierzchni o innym kształcie i wysokości (rys. 2.17c), niż wynikałoby to z zależności geometrycznych i kinematycznych. Przy obróbce gładkościowej, której celem jest uzyskanie jak najlepszej chropowatości powierzchni, jest to sytuacja niepożądana, gdyż powoduje, że chropowatość powierzchni jest gorsza od możliwej do uzyskania.
- Gdy wartość posuwu $f < 2l'_2$, a zagłębienie narzędzia jest tak dobrane, że metal ze zgniatanych nierówności w całości wypełnia wgłębienia w powierzchni obrabianej, a za narzędziem nie tworzy się wypływowa fala, materiału obrabianego (rys. 2.17d). Takie warunki uznać można za optymalne ze względu na końcową chropowatość powierzchni (po nagniataniu) i przy doborze parametrów nagniatania ślizgowego gładkościowego powinno się dążyć do tego, aby właśnie w takich warunkach przebiegała obróbka.



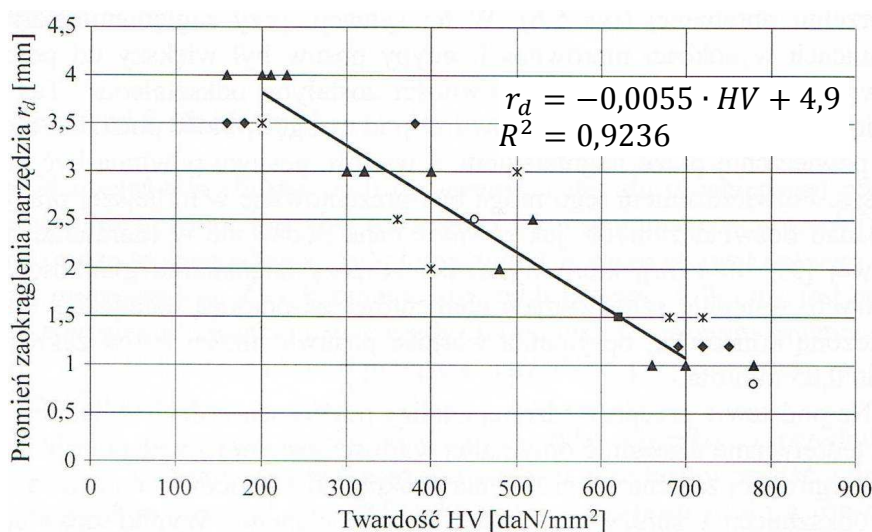
Rys. 2.17. Wpływ posuwu i zagłębienia narzędzia na chropowatość powierzchni po nagniataniu ślizgowym: a) posuw większy niż długość styku, wgłębienie małe – nierówności nie w pełni wygładzone, b) posuw mniejszy niż długość styku, wgłębienie małe – nierówności powierzchni nie w pełni wygładzone, c) posuw mniejszy niż długość styku, wgłębienie zbyt duże – nierówności całkowicie wygładzone, ale fala materiału za narzędziem pogarsza chropowatość powierzchni, d) posuw mniejszy niż długość styku, wgłębienie optymalne – chropowatość powierzchni najlepsza

Dane podawane w literaturze przedmiotowej [Lips1996, Łabę2000], wykazują, że przy nagniataniu gładkościowym (stalowych, wstępnie szlifowanych elementów) za pomocą narzędzi z kuliście zakończoną końcówką, optymalna wartość posuwu mieści się w zakresie od 0,02 do 0,05 mm·obr⁻¹.

11.2. Promień zaokrąglenia narzędzia

Promień zaokrąglenia końcówki narzędzia ma znaczny wpływ na długość jego styku z powierzchnią obrabianą zarówno w kierunku posuwu, jak i w kierunku prędkości nagniatania. Jeśli za stan odniesienia przyjąć promień ok. 1 mm, to przy promieniu narzędzia 4 mm długość styku zwiększy się ok. 2-krotnie. Przy średniej podziałce nierówności powierzchni i wszystkich pozostałych parametrach niezmiennych spowoduje to, że pod narzędziem znajdzie się odpowiednio więcej nierówności powierzchni obrabianej. Aby odkształcić plastycznie te nierówności, należy odpowiednio zwiększyć siłę nagniatania. Dodatkowo znajdzie się pod narzędziem przynajmniej dwukrotnie większa ilość materiału obrabianego. Stwarza to konieczność dokonania odkształcenia plastycznego kilkakrotnie większej objętości materiału i tym samym odpowiedniego zwiększenia siły nagniatania. W przypadku obróbki materiałów o wysokiej twardości spowodowałyby to konieczność stosowania siły docisku rzędu kilkuset Niutonów, co w sposób istotny zmieniałoby przebieg procesu nagniatania, pozbawiając go swoistych cech, wyróżniających je spośród innych metod nagniatania statycznego.

Z przeprowadzonej analizy literatury wynika, że promień zaokrąglenia końcówki narzędzia wywiera bardzo istotny wpływ na warunki i wyniki nagniatania ślizgowego. Dlatego promień zaokrąglenia końcówki narzędzia należy dobierać w pierwszej kolejności, mając na uwadze właściwości mechaniczne, a dokładniej twardość obrabianego materiału.



Rys. 2.18. Zależność promienia zaokrąglenia końcówki narzędzia nagniatającego od twardości obrabianego materiału (na podstawie: [Przy1987, Torb1974 i inni])

Rysunek 2.18 został sporządzony na podstawie danych zamieszczanych w pracach badawczych różnych autorów i przedstawia zależność promienia zaokrąglenia narzędzia od twardości nagniatanego materiału. Przedstawioną na rysunku 2.18 zależność można wyrazić wzorem:

$$r_d = 4,9 - 0,0055 \cdot HV, \quad (2.36)$$

który może służyć do doboru narzędzia o promieniu zaokrąglenia najbardziej odpowiedniego do nagniatania materiału o danej twardości (w granicach 150÷800 HV).

12. Stan warstwy wierzchniej po nagniataniu ślizgowym

12.1. Parametry charakteryzujące stan warstwy wierzchniej

Stan stereometryczny powierzchni najczęściej bywa określany przez parametr chropowatości R_a . Normy dotyczące pomiarów stereometrii powierzchni podają jeszcze sposoby oznaczania i określania innych parametrów stereometrii powierzchni (np. R_z , R_t , faliści, udziału nośnego liniowego, kierunkowości śladów poobróbkowych itp.). Jednak w praktyce potrzeba pomiaru i podawania tych parametrów zachodzi bardzo rzadko – charakterystyka za pomocą tylko parametru R_a jest wystarczająca w przypadku obróbki konwencjonalnej, np. przez szlifowanie, toczenie czy polerowanie.

Jednak okazuje się, że dla potrzeb badań, a coraz częściej i dla potrzeb praktyki produkcyjnej tak uproszczona charakterystyka stanu powierzchni jest dalece niewystarczająca do pełnej interpretacji mechanizmów i zjawisk zachodzących w procesach nagniatania gładkościowego. Efekty tej obróbki w dużym stopniu zależą nie tylko od wysokości nierówności, ale i innych parametrów stereometrii, nieistotnych przy obróbce konwencjonalnej. W związku z tym, przy analizie operacji i procesów nagniatania gładkościowego konieczna jest znajomość większej liczby parametrów bardziej kompleksowo opisujących stereometrię powierzchni, tzw. parametrów niestandardowych zdefiniowanych m.in. w [Oczko2003, Pawl2005]. Do najważniejszych z nich, istotnych w obróbce nagniataniem, zalicza się:

- podziałkę nierówności S_t powierzchni przed nagniataniem – jest to parametr, w zależności od którego, podobnie jak od wysokości nierówności powierzchni R_z , dobiera się wartość optymalną siły nagniatania, a także wielkość posuwu,
- kąt wierzchołkowy nierówności powierzchni 2α i promień zaokrąglenia wierzchołków nierówności powierzchni r_{wz} - mają one wpływ na kształt nierówności powierzchni (objętość materiału zgniatanego przez narzędzie) i powinny być uwzględniane przy doborze siły nagniatania,
- promienie zaokrąglenia wgłębień nierówności powierzchni r_{wg} - mają one znaczący wpływ na wytrzymałość zmęczeniową obrabianych elementów.

Twardość warstwy wierzchniej mierzy się za pomocą metody pomiaru mikrotwardości Vickersa [Błaże1981] – jako najbardziej uniwersalnej i pozwalającej na pomiary w małych obszarach i na niewielkiej głębokości od powierzchni na zglądach prostopadłych i ukośnych. W charakterystyce warstwy wierzchniej oprócz wyników pomiarów mikrotwardości powierzchni i rdzenia podaje się tzw. stopień utwardzenia najczęściej obliczany jako:

$$\Delta\mu HV = \frac{\mu HV_p - \mu HV_o}{\mu HV_o} \cdot 100\% , \quad (2.37)$$

lub jako

$$\Delta\mu HV = (\mu HV_p - \mu HV_o) \cdot 100\% , \quad (2.38)$$

gdzie: μHV_p - mikrotwardość powierzchni, μHV_o – mikrotwardość rdzenia. Podaje się też, w formie wykresów, mikrotwardość w głąb warstwy wierzchniej.

Stan naprężeń w warstwie wierzchniej określa się metodą usuwania kolejnych warstw materiału poprzez trawienie bezprądowe lub elektrochemiczne albo metodą dyfraktometrii rentgenowskiej. Metoda usuwania warstw materiału jest częściej stosowana, gdyż pozwala w łatwy sposób określić średnią wartość naprężeń w całej usuniętej warstwie i jest znacznie tańsza niż metoda dyfraktometryczna. Stan naprężeń jest charakteryzowany: znakiem naprężeń, wartością maksymalną i gradientem oraz rozkładem naprężeń w głąb warstwy wierzchniej.

Struktura metalograficzna warstwy wierzchniej jest charakteryzowana przez wielkość ziarna, stopień zgniotu, ukierunkowanie struktury, teksturę i gęstość dyslokacji. Niektóre z tych czynników są ujawniane przez wykonanie fotografii odpowiednio trawionej warstwy przypowierzchniowej pod dużym powiększeniem.

Zmiany właściwości fizykomechanicznych warstwy wierzchniej mogą być charakteryzowane przez podanie takich parametrów jak: gęstość właściwa, przewodność cieplna i magnetyczna, potencjał elektrochemiczny, energia swobodna itp.

12.2. Stereometria powierzchni po nagniataniu ślizgowym gładkościowym za pomocą narzędzi diamentowych

Najbardziej charakterystyczną cechą nagniatania ślizgowego jest możliwość uzyskania znacznej poprawy chropowatości powierzchni. Bez większych problemów możliwe jest uzyskanie chropowatości powierzchni takiej jak po polerowaniu, przy wyjściowej powierzchni po szlifowaniu czy nawet toczeniu [Łabę2000, Przy2005], a przy starannym doborze parametrów obróbki, bądź po przeprowadzeniu optymalizacji, możliwe jest uzyskanie chropowatości powierzchni nawet $R_a < 0,04 \mu\text{m}$ [Łabę1996, Yu1999].

W tabelicy 2.3 przytoczono przykłady możliwości uzyskania bardzo małej chropowatości powierzchni metodą nagniatania ślizgowego.

Dzięki dużym odstępom i płasko wierzchołkowości nierówności, powierzchnie nagniatane ślizgowo charakteryzują się bardzo dobrą refleksyjnością (rys. 2.19), której nie mają powierzchnie szlifowane i polerowane. Inne, zarówno standardowe jak i niestandardowe parametry stereometrii powierzchni nagniatanych ślizgowo są podobne lub lepsze niż powierzchni polerowanych, a znacznie lepsze niż szlifowanych [Przy1987, Torb1974 i inni]. Ponadto wzrasta udział nośny powierzchni.

Tab. 2.3. Zmiany parametru R_a chropowatości powierzchni po nagniataniu ślizgowym

Lp.	Materiał obrabiany	Siła nagniatania [daN]	Promień narzędzia [mm]	Posuw [mm·obr ⁻¹]	Chropowatość pow. R_{aw} przed nagniataniem (szlifowanej) [μm]	Chropowatość pow. R_a po nagniataniu [μm]	Źródło danych
1	EN AW-2017A	8	2	0,05	1,1 (tocz.)	0,35	[Łabę2000]
2	100Cr (63 HRC)	10	0,8	0,03	~0,4	0,25	[Lips1996]
3	EN AW-2017A	-	2	0,06	0,44 (tocz.)	0,04	[Przy2005]
4	NC6 (61-62 HRC)	18	1	0,063	0,32-0,34	0,04	[Łabę1996]
5	AlMg	-	2	0,0425	0,50 (tocz.)	0,026	[Yu1999]
6	C45 (156 HB)	6	4	0,005	0,63	0,16	b.w.
7	X20Cr13 (200 HB)	15	4	0,048	2,25	0,09	
8	X20Cr13 (47 HRC)	20	2	0,048	0,80	0,10	
9	N18K8M5T (52 HRC)	19	3	0,048	1,25	0,09	
10	17CrNi6-6 (61 HRC)	21	1	0,03	1,25	0,10	
11	HS 18-0-1 (62 HRC)	18	1	0,03	0,80	0,11	
12	40HNMA (35 HRC)	15	3	0,038	1,20	0,055	
13	20Cr4 (56 HRC)	22	1	0,03	0,63	0,045	
14	C15E (60 HRC)	22	1	0,03	0,75	0,085	
15	C35 (normalizowana)	20	3	0,05	0,63	0,16	
16	B555 (75 HB)	20	4	0,066	(tocz.)	0,54	
17	40 HM (30 HRC)+Cr (5 μm)	10	3	0,05	0,36 (powłoka bez obróbki)	0,06	

Tab. 2.4. Porównanie wybranych parametrów stereometrii powierzchni po szlifowaniu i nagniataniu ślizgowym dla wałka ze stali 41Cr4 o twardości $HB=200 \text{ daN}\cdot\text{mm}^{-2}$

Powierzchnia szlifowana		Powierzchnia nagniatana	
Wartość średnia parametru	Wartości graniczne	Wartość średnia parametru	Wartości graniczne
$R_a = 0,253 \mu\text{m}$	Min: 0,22 μm Max: 0,284 μm	$R_a = 0,253 \mu\text{m}$	Min: 0,22 μm Max: 0,284 μm
$R_q = 0,332 \mu\text{m}$	Min: 0,279 μm	$R_q = 0,332 \mu\text{m}$	Min: 0,279 μm

	Max: 0,389 μm		Max: 0,389 μm
$R_p = 0,608 \mu m$	Min: 0,477 μm Max: 0,823 μm	$R_p = 0,608 \mu m$	Min: 0,477 μm Max: 0,823 μm
$R_v = 0,687 \mu m$	Min: 0,562 μm Max: 0,94 μm	$R_v = 0,687 \mu m$	Min: 0,562 μm Max: 0,94 μm
$R_t = 1,72 \mu m$	Min: 1,39 μm Max: 2,22 μm	$R_t = 1,72 \mu m$	Min: 1,39 μm Max: 2,22 μm
$R_{sk} = -0,16$	Min: -0,775 Max: 0,317	$R_{sk} = -0,16$	Min: -0,775 Max: 0,317
$R_{ku} = 0,17$	Min: 2,09 Max: 4,16	$R_{ku} = 0,17$	Min: 2,09 Max: 4,16
$R_z = 1,13 \mu m$	Min: 1,05 μm Max: 1,57 μm	$R_z = 1,13 \mu m$	Min: 1,05 μm Max: 1,57 μm
$RS_m = 0,056 mm$	Min: 0,0463 mm Max: 0,0711 mm	$RS_m = 0,056 mm$	Min: 0,0463 mm Max: 0,0711 mm
$R_c = 0,796 \mu m$	Min: 0,699 μm Max: 1,04 μm	$R_c = 0,796 \mu m$	Min: 0,699 μm Max: 1,04 μm
$R_{fd} = 1,48$	Min: 1,4 Max: 1,56	$R_{fd} = 1,48$	Min: 1,4 Max: 1,56
$RL_a = 0,608 mm$	Min: 0,508 mm Max: 0,751 mm	$RL_a = 0,608 mm$	Min: 0,508 mm Max: 0,751 mm
$R_{max} = 1,6 \mu m$	Min: 1,24 μm Max: 2,07 μm	$R_{max} = 1,6 \mu m$	Min: 1,24 μm Max: 2,07 μm
$R_{tm} = 1,3 \mu m$	Min: 1,05 μm Max: 1,57 μm	$R_{tm} = 1,3 \mu m$	Min: 1,05 μm Max: 1,57 μm
$R_y = 1,6 \mu m$	Min: 1,24 μm Max: 2,07 μm	$R_y = 1,6 \mu m$	Min: 1,24 μm Max: 2,07 μm
$RH = 1,13 \mu m$	Min: 0,948 μm Max: 1,37 μm	$RH = 1,13 \mu m$	Min: 0,948 μm Max: 1,37 μm
$RD = 18,2 l/mm$	Min: 14,1 l/mm Max: 21,6 l/mm	$RD = 18,2 l/mm$	Min: 14,1 l/mm Max: 21,6 l/mm
$RS = 0,0479 mm$	Min: 0,0409 mm Max: 0,0571 mm	$RS = 0,0479 mm$	Min: 0,0409 mm Max: 0,0571 mm



Rys. 2.19. Porównanie refleksyjności powierzchni; po prawej powierzchnia nagniatana ślizgowo, po lewej – szlifowana (pow. $\sim 1\times$)

Zestawienie wybranych parametrów stereometrycznych powierzchni (3D) [Korz2007] zamieszczono w tabeli 2.4 (oznaczenia parametrów zgodne z [Oczo2003, Pawl2005]). Z danych zamieszczonych w tej tabelicy widać, że nagniatanie ślizgowe daje duże możliwości poprawy nie tylko wysokościowych parametrów stereometrii powierzchni.

13. Metody modelowania procesu przemieszczania klina

13.1. Ciągłe i dyskretne modele materiałów

Budowa ciał stałych charakteryzuje się swoistą strukturą. Ze względu na sposób traktowania struktury materiału fizyczne modele materiałów można ogólnie podzielić na [Roje2007]:

- modele ciągłe (kontinuum),
- modele dyskretne.

Modele ciągłe pomijają nieciągłości lub pustki występujące w materiale oraz ziarnistą i molekularną strukturę materiału, uważając go za ośrodek ciągły w sensie makroskopowym. Zakłada się ponadto, że ciągłość ośrodka jest zachowana również pod obciążeniem.

W modelowaniu matematycznym ośrodka ciągłego ciało traktuje się jako obiekt geometryczny w przestrzeni euklidesowej, której punkty identyfikuje się z cząsteczkami materialnymi ciała [Roje2007]. W stosunku do tak wyidealizowanego ciała definiuje się ciągłość w sensie matematycznym. Zakłada się ciągłość występujących w teorii funkcji z możliwym wyjątkiem na skończonej liczbie wewnętrznych powierzchni nieciągłości, oddzielających obszary ciągłe. W przeciwieństwie do modeli ciągłych modele dyskretne uwzględniają nieciągłości materiału lub jego rozdrobnienie, traktując go jako ośrodek złożony z obiektów dyskretnych. Można budować modele dyskretne uwzględniając strukturę materiałów na różnych poziomach obserwacji. Obecnie coraz częściej przedmiotem zainteresowania jest struktura materiału jak również funkcjonalność elementów tej struktury w możliwie małej skali. Możliwość projektowania materiałów i struktur atomowych wzmaga zainteresowanie tymi metodami mechaniki, które prowadzą do modelowania materiałów na poziomie nanostruktury lub na poziomie atomowym, jak np. nanomechanika i dynamika molekularna.

13.2. Modelowanie w mechanice ośrodków ciągłych

13.2.1. Modelowanie dynamicznych właściwości mechanicznych materiałów

W procesie przemieszczania klina intensywność obciążeń jest duża i dlatego problematykę procesu należy rozpatrywać w kategoriach mechaniki nieliniowej. Konieczne jest wówczas uwzględnienie wpływu zmian geometrycznych (*nieliniowość geometryczna*) oraz złożonych właściwości materiałowych (*nieliniowość fizyczna, materiałowa*). Problem polegający na uwzględnieniu nieliniowości geometrycznych fizycznych i materiałowych, zwłaszcza związanych ze zmianami właściwości materiałowych w trakcie procesu jest ciągle otwarty i stwarza poważne trudności w rozwiązywaniu zagadnienia nieliniowej mechaniki [Klei1985].

Opis materiałowy ma olbrzymie znaczenie w analizie procesu przemieszczania klina, decyduje w znacznym stopniu o jakości uzyskiwanych rezultatów. Dlatego konieczna jest analiza wyników badań z zakresu teorii plastyczności [Olsz1965, Chen1994], a w szczególności teorii lepko-plastyczności [Perz1966].

Podstawą właściwego modelowania materiałowego są badania doświadczalne [Chha1995]. Eksperymenty dotyczące dynamicznych właściwości materiałowych zostały zapoczątkowane w latach 1945-46 przez G. I. Taylora [Per1966] badającego próbki stalowe. O dużym zainteresowaniu tą problematyką mogą świadczyć badania przeprowadzone w następnych latach przez D. S. Clarka i P. E. Duweza (1950), dotyczące stali, F. E. Hausera, J. A. Simmondsa i J. E. Dorna (1960) – aluminium, H. Kolsky'ego i L. S. Doucha (1962) – miedzi i aluminium, J. D. Campbella (1953-1972) – stali, żelaza i tytanu, U. S. Lindholma (1964-1969) – miedzi, aluminium, ołowiu, berylu i tytanu [Camp1970, Perz1966, Perz1978, Bedn1995]. Większość

eksperymentów dotyczyła określenia dynamicznych charakterystyk metali w konkretnych sytuacjach, wpływu prędkości odkształcenia na właściwości mechaniczne czy też obserwacji pewnych efektów będących wynikiem dynamicznych oddziaływań. Z uwagi na trudności dotyczące przeprowadzania badań w złożonym stanie naprężenia analizowano stan osiowy, co pozwoliło na łatwiejszą interpretację wyników. Uzyskiwane rezultaty stanowiły materiał do formułowania zagadnień teorii lepko-plastyczności [Per1966].

Interesujące połączenie wiedzy z zakresu badań doświadczalnych oraz teoretycznych dotyczące dynamicznych właściwości materiałowych, propagacji fal naprężeń, odkształceń plastycznych oraz wpływu prędkości odkształcenia plastycznego można znaleźć w pracach H. G. Hopkinsona [Hopk1961], P. Perzyny [Perz1966, Perz1978], J. D. Campbella [Camp1970] oraz W. Johnsona [John1972]. Zawarto tam również podstawowe modele materiałowe, analizę odpowiedzi prostych konstrukcji oraz omówienie najczęściej wykonywanych testów eksperymentalnych. Za szczególnie ważne monografie należy uznać prace P. Perzyny [Perz1963, Perz1966, Perz1978, Perz1980], a zwłaszcza monografie z 1966 i 1978 roku. Przedstawiono w nich szczegółowo zagadnienie sprężysto/lepko-plastyczności, omówiono aktualny stan wiedzy (wymienia się badania oraz modele dotyczące materiałów wrażliwych na prędkość odkształcenia i temperaturę) oraz podano szereg nowych rozwiązań. Materiał ten jest fundamentem dzisiejszej lepko plastyczności i stanowi literaturę podstawową dla wielu badaczy.

Początkowo do opisu dynamicznych właściwości materiałowych stosowano proste modele sztywno-plastyczne lub sztywno-lepko-plastyczne bez wzmocnienia. Takie podejście było związane z trudnościami w zastosowaniu złożonego opisu materiałowego ówczesnych metodach analitycznych. Jednym z pierwszych modeli sprężysto/lepko-plastycznych był model Malverna [Malv1951a, Malv1951b]. W następnych latach powstał model lepko-plastyczny Cowper'a-Symonds'a [Cowp1957], zwany również jako model Symonds'a-Jones'a [Sym1974] czy też Bodner'a-Symonds'a [Perz1966, Bodn1975]. Prostota modelu Cowper'a-Symonds'a oraz dobra zgodność z wynikami badań eksperymentalnych spowodowały jego olbrzymie upowszechnienie. Istotnym postępowaniem było zaproponowanie przez P. Perzynę [Perz1966] ogólnego modelu sprężysto/lepko-plastycznego pozwalającego m.in. na uwzględnienie anizotropii właściwości dynamicznych materiału. Model Perzyny stanowił punkt wyjścia do opracowania wielu późniejszych, rozbudowanych modeli materiałowych takich jak: model Bodner'a-Partom'a [Bodn1975] i Chaboche'a [Chab1989]. Podstawą opracowania innego znanego modelu sprężysto/lepko-plastycznego modelu Johnson'a-Cook'a [John1983] była potrzeba wprowadzenia uniwersalnego opisu, uwzględniającego wpływ wysokich prędkości odkształcenia oraz temperatury, pomocnego w rozwiązywaniu problemów termicznych.

Modele lepko-plastyczne uwzględniające wpływ temperatury w opisie wzmocnienia zaproponowali W. Prager (1958) i H. Ziegler (1963), co wykorzystali później G. R. Johnson i W. H. Cook [John1983], jednak zaproponowane przez nich modele można stosować jedynie w ograniczonym zakresie temperatur, gdyż w ogólnym przypadku wpływ prędkości odkształcenia plastycznego też jest zależny od temperatury. Zależności wzmocnienia oraz wpływu prędkości odkształcenia od temperatury wprowadzili J. F. Adler i V. A. Philips (1954-55), aczkolwiek uczynili to, podając bardzo ogólny i niepełny opis czyniąc ich model możliwy do zastosowania w wąskim zakresie [Perz1966, Raje1995]. Wiele modeli uwzględniających wpływ temperatury wymienia się w pracach L. Kukielki [Kuki2004, Kuki1998a].

W zależności od rozpatrywanego problemu wykorzystywane są zarówno proste modele materiałowe bazujące na semi-empirycznych wzorach na granicę plastyczności, stosowane przed laty przez Voce'a (1955) i Estrina-Meckinga (1984) jak i nowsze sformułowania uwzględniające wiele złożonych efektów (wzmocnienie mieszane, temperaturę, zniszczenie) – model Zerilli-Armstronga [Zeri1987], Prestona-Tonksa-Wallace'a [Llor1998], Rajendrana-Dietenberga-Grove'a [Raje1995a], Steinverg'a-Dietenberg'a-Grove'a [Mair1995] czy model Bammana-Aifantisa [Bamm1995]. Interesujące zestawienie różnych modeli lepko plastycznych zawarto w pracy A. M. Rajendrana

i R. K. Jr. Garreta [Raje1995b]. Wiele z wymienionych sformułowań nawiązuje bezpośrednio do sprawdzonych modeli teoretycznych – Cowper’a-Symonds’a, Perzyny, Chaboche’a, Bodner’a-Parton’a czy Johnson’a-Cook’a. W większości wykorzystywane są warunki plastyczności zgodne z hipotezami Treski lub Hubera-Mises’a-Hencky’ego [Perz1966, Bedn1995], nieliczne modele operują dynamicznym warunkiem Campbella [Camp1970] lub Perzyny [Perz1966]. Powszechnie stosowane jest stowarzyszone prawo plastyczności oraz płynięcia oraz wzmocnienie izotropowe [Perz1978, Raje1995a]. Wspólną wadą wielu zaawansowanych modeli konstytutywnych jest znaczna liczba trudnych do określenia parametrów materiałowych. Powoduje to, że praktyczne zastosowanie takich sformułowań jest bardzo trudne. Problematykę związaną z identyfikacją tych parametrów modeli materiałowych Chaboche’a i Bedner’a-Parton’a zawiera praca P. Kłosowskiego [Kłos1997].

Rozwój dotyczący modelowania materiałowego jest szczególnie wyraźny w ostatnich latach [Raje1995a]. Nadal wykonywane są badania doświadczalne ukierunkowane na formułowanie bazy do opracowania nowych modeli konstytutywnych bądź identyfikację parametrów istniejących modeli. Wśród tego typu badań należy wymienić badania: G. R. Johnson’a i W. H. Cook’a [John1983] dotyczące stali, aluminium, niklu, miedzi, mosiądzu i żelaza, J. Yu’a i N. Jones’a [Yu1991] – stal miękka i aluminium 6061-T6, W. Q. Shen’a [Shen1992] – stal miękka oraz P. Kłosowskiego [Kłos1999] – stal i aluminium. Prowadzi się prace dotyczące porównania wyników badań eksperymentalnych z rezultatami teoretycznymi uzyskiwanymi przy zastosowaniu różnych modeli materiałowych. Można wymienić prace T. Valentin’a i innych [Vale1997], J. Petit’a [Peti1998] oraz M. Brodmann’a i E. El-Magda, w których analizuje się zastosowanie modeli materiałowych Johnson’a-Cook’a i Zerilli-Armstrong’a do opisu właściwości miedzi, żelaza, stali i aluminium. Z kolei modeli Johnson’a-Cook’a, Zerilli-Armstrong’a oraz semi-empirycznych modelu Preston’a-Tonks’a-Wallace’a. Wiele miejsca poświęca się badaniom uszkodzeń materiałowych [Lema1990, Ande1991, Lema1996, Hert1996, Neim1998, Basi1999].

W pracach [Kuki2004a, Kuki2005b, Kuki2005d, Kuki2005e, Kuki2006, Kuki2006a, Kuki2007, Kuki2008, Kuki2008a, Kuki2008b] obok chwilowych, dynamicznych naprężeń uplastyczniających, do opisu naprężeń wprowadzono historię odkształceń i prędkości odkształceń, co znacznie rozszerza możliwości symulacji różnych zjawisk fizycznych oraz zwiększa dokładność obliczeń numerycznych.

13.2.2. Numeryczne metody rozwiązywania zagadnień ciągłych

Modele matematyczne, opisujące ośrodek ciągły są najczęściej układami równań całkowych lub różniczkowych cząstkowych. Wynika to stąd, że w ośrodku ciągłym występujące zmienne są zależne, od co najmniej jednej zmiennej przestrzennej oraz czasu (jeśli badany obiekt jest zmienny w czasie). Model matematyczny jest uzupełniony odpowiednimi warunkami brzegowymi i początkowymi. W rezultacie otrzymuje się do rozwiązania zagadnienie brzegowe lub brzegowo-początkowe. Jedynie w prostych zagadnieniach możliwe jest ścisłe rozwiązanie analityczne otrzymanego problemu matematycznego. Najczęściej rozwiązanie wymaga stosowania metod przybliżonych. W praktyce wykorzystuje się najczęściej przybliżone metody numeryczne. W wyniku model matematyczny przybiera postać, którą można nazwać modelem numerycznym danego obiektu. Metody numeryczne oparte są na pewnej procedurze dyskretyzacyjnej, która transformuje problem ciągły (układ o nieskończonej liczbie stopni swobody) do problemu dyskretnego, w którym mamy do czynienia z układem równań o skończonej liczbie niewiadomych. W zagadnieniach brzegowo-początkowych lub brzegowych dla zagadnienia ciągłego przeprowadza się zwykle najpierw dyskretyzację przestrzenną, prowadząca do dyskretnego zagadnienia początkowego, które rozwiązuje się wprowadzając dyskretyzację czasową, umożliwiającą przybliżone całkowanie równań względem czasu.

Do numerycznych metod przybliżonego rozwiązywania ciągłych zagadnień brzegowo-początkowych zaliczamy metodą różnic skończonych – MRS [Orki1998], metodę elementów brzegowych – MEB [Burc1995], metodę elementów skończonych – MES [Klei1989, Kle1985,

Zien2000, Zie2000a, Zie2000b, Bely2000], różnorodne metody bezsiatkowe, jak np. metodę cząstek rozmytych (*ang.* SPH – smoothed particle hydrodynamics) [Liu2003], metodę punktów swobodnych [Jach2001], metodę punktów materialnych, zwaną również metodą „cząstki w komórce” (*ang.* material point method lub particle-in-cell-method) [Więc1999, Więc2004].

Istotą metody różnic skończonych [Orki1998] jest zastąpienie pochodnych odpowiednimi ilorazami różnicowymi określonymi na dyskretnym zbiorze punktów. Metodę różnic skończonych początkowo stosowano do równań różniczkowych (sformułowanie lokalne), później rozszerzono zakres jej zastosowań na zagadnienia sformułowane w postaci wariacyjnej (sformułowanie globalne). W standardowym sformułowaniu MRS stosowano regularną (kwadratową, prostokątną lub sześcienną) siatkę węzłów.

W zaawansowanych sformułowaniach stosuje się dowolną siatkę węzłów. Ilorazy różnicowe można zbudować na dowolnie wygenerowanych punktach, dzięki temu to sformułowanie MRS można zaliczyć do metod bezsiatkowych [Orki2005]. Zaletą MRS jest prostota sformułowania i łatwość implementacji. Sformułowanie MRS dla dowolnych siatek pozwala wyeliminować problemy z dyskretyzacją skomplikowanych kształtów geometrycznych. W dalszym ciągu jedną z wad jest kłopotliwe zadanie warunków brzegowych typu Neumanna. Metoda różnic skończonych jest szeroko stosowana w mechanice płynów. Jest również stosowana w mechanice ciał stałych, np. znany program do rozwiązywania zagadnień z geomechaniki FLAC [Flac1995] jest oparty na metodzie różnic skończonych.

W niniejszej pracy jako metoda dyskretyzacji zagadnienia ciągłego będzie stosowana metoda elementów skończonych. Ideą metody elementów skończonych jest podział rozpatrywanego obszaru ciągłego na skończoną liczbę podobszarów (elementów skończonych) połączonych ze sobą w punktach węzłowych oraz aproksymacja rozwiązania w obszarze elementów za pomocą funkcji interpolacyjnych (funkcji kształtu) i wartości w węzłach [Klei1985, Klei1989, Zien2000, Zien2000a, Zien2000b, Bath1982]. Równania metody elementów skończonych otrzymuje się ze sformułowania całkowego (globalnego) zagadnienia, korzystając z zasady wariacyjnej lub z metody residuów (reszt) ważonych.

W metodzie wariacyjnej wykorzystuje się słabe sformułowanie analityczne, np. równanie zasady prac przygotowanych lub definiuje się problem minimalizacji pewnego funkcjonału. Metoda residuów ważonych przekształca lokalne sformułowanie zagadnienia brzegowego w całkową postać słabą. Do przybliżonego rozwiązania zagadnienia minimalizacji stosuje się metodę Ritza, a do słabej postaci stosuje się metodę Galerkina. Metoda Galerkina jest metodą bardziej ogólną niż metoda Ritza, można ją stosować również wtedy, gdy nie możliwe jest zdefiniowanie zagadnienia minimalizacji i nie istnieje sformułowanie wariacyjne (słabą postać otrzymuje się wówczas z metody residuów ważonych). MES jest metodą stosunkowo najbardziej uniwersalną i wszechstronną. Do zalet MES należy łatwość dyskretyzacji skomplikowanych kształtów, łatwość określenia warunków brzegowych i łatwość adaptacyjnego zagęszczania i rozrzedzania siatki.

Metoda elementów brzegowych [Bura1995] polega na sprowadzeniu układu równań różniczkowych z zadanymi warunkami brzegowymi do układu równań całkowych, określonych na brzegu rozpatrywanego obszaru. W odróżnieniu od metody elementów skończonych i metody różnic skończonych, jej stosowanie nie wymaga dyskretyzacji wnętrza obszaru, a jedynie jego brzegu. Jest to główna zaleta tej metody. Metoda elementów brzegowych dobrze reprezentuje nieskończone obszary. Niestety jej wady, takie jak trudności w zastosowaniu do zagadnień nieliniowych i ośrodków niejednorodnych, ograniczają możliwości jej wykorzystania.

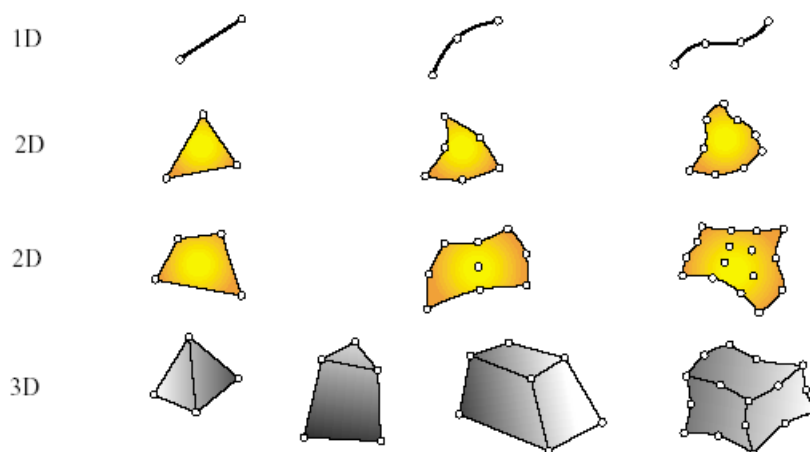
Jedną z niedogodności w stosowaniu metody elementów skończonych jest konieczność generacji odpowiedniej siatki elementów, co w przypadku skomplikowanych trójwymiarowych geometrii nie jest proste dla niektórych typów elementów. W analizie dużych deformacji siatka elementów ulega nadmiernym dystorsjom, co powoduje konieczność nieraz wielokrotnego przesiatkowania domeny obliczeniowej. Uniknięcie tych problemów to jeden z powodów rosnącej popularności metod bezsiatkowych. Istnieje wiele metod bezsiatkowych. Powyżej wspomniano o bezsiatkowej

metodzie różnic skończonych [Orki2005]. Innymi metodami bezsiatkowymi jest metoda cząstek rozmytych (*ang.* SPH – smoothed particle hydrodynamics) [Liu2003], metoda punktów swobodnych [Jach2001], metoda punktów skończonych (*ang.* finite point method) [Oñat1996] i bezsiatkowa metoda Galerkina (*ang.* element free Galerkin method) [Bely1994]. Wspólną cechą metod bezsiatkowych jest to, że lokalna aproksymacja poszukiwanej funkcji jest oparta jedynie na wartościach tej funkcji (lub wartościach działających na nią operatorów, np. pochodnych) w poszczególnych wybranych punktach obszaru. Ta aproksymacja nie wymaga istnienia jakiegokolwiek sztywnej struktury węzłów, ani określania jakichkolwiek połączeń między węzłami. Węzły mogą być generowane regularnie i równomiernie lub w sposób dowolny z możliwością lokalnego zagęszczenia. Jedną z zalet metod bezsiatkowych jest łatwość lokalnego zagęszczenia dyskretyzacji poprzez dodawanie punktów. W metodach bezsiatkowych stosunkowo łatwe jest również wprowadzenie nieciągłości materiału. Z tych powodów metoda cząstek rozmytych i metoda punktów swobodnych jest stosowana do symulacji zniszczenia materiału pod obciążeniem uderzeniowym. Metoda cząstek rozmytych została początkowo rozwinięta dla problemów dyskretnych w astrofizyce [Dola1999]. Później została zastosowana jako metoda dyskretyzacyjna do zagadnień ciągłych. Często zalicza się ją do szerokiej klasy metod cząstek materialnych. Niektóre z metod cząstek materialnych są oparte o model dyskretny i spełniają założenia pozwalające traktować je również jako szczególną odmianę metody elementów dyskretnych [Liu2003].

13.3. Charakterystyka Metody Elementów Skończonych

Nieliniowy charakter procesu przemieszczania klina, złożona postać równań konstytutywnych oraz nieznajomość warunków brzegowych w obszarze kontaktu narzędzia z przedmiotem powodują, że w analizie procesu możliwe jest zastosowanie jednej z przybliżonych metod rozwiązywania zagadnień mechaniki ciała stałego odkształcalnego – metoda elementów skończonych (MES).

Metoda elementów skończonych powstała około 50 lat temu. Podczas pierwszych 15 lat od jej powstania była obiektem intensywnych badań. Ustalono wtedy podstawowe zasady i podstawy matematyczne. Najbardziej dynamiczny rozwój tej metody przypadł dopiero w połowie lat osiemdziesiątych ze względu na pojawienie się komputerów osobistych, na które przeniesiono programy z superkomputerów. Element skończony jest podobszarem zdyskretyzowanego kontinuum. Jego wymiar jest skończony (nie jest infinitezymalnie mały), a jego kształt jest zwykle prostszy od kształtu geometrii problemu, który jest idealizowany (rys. 2.28). Najważniejszą cechą metody elementów skończonych (lub metody elementu skończonego) jest możliwość zastąpienia problemu analitycznego, zapisywanego za pomocą równań różniczkowych, problemem algebraicznym. Zabieg ten znacznie upraszcza postępowanie prowadzące do rozwiązania problemu, a w wielu przypadkach, szczególnie w zastosowaniach rzeczywistych problemów inżynierskich, umożliwia w ogóle znalezienie satysfakcjonujących wyników. Rozwiązywanie większości problemów mechaniki polega na wyznaczeniu pól różnych wielkości (przemieszczeń, naprężeń, temperatury) występujących w przestrzeni materialnej. Może tę przestrzeń wypełniać ciało stałe, ciecz lub gaz tworząc kontinuum. Pole interesującej nas wielkości w rozpatrywanym kontinuum określone jest przez nieskończoną liczbę parametrów jest, bowiem funkcją każdego z nieskończonej liczby punktów materialnych należących do kontinuum. Matematyczny opis pola uzyskuje się badając nieskończenie mały fragment ośrodka ciągłego. Wynikiem tego są równania różniczkowe stanowiące matematyczny model problemu. Realne problemy techniczne związane są z koniecznością badania obiektów składających się z ośrodków o skomplikowanym kształcie, złożonych właściwościach, różnorodnych uwarunkowaniach. W tych przypadkach możliwe jest jedynie uzyskanie rozwiązań przybliżonych. Dochodzi się do nich między innymi poprzez dyskretyzację.



Rys. 2.28. Typowe geometrie elementów dla poszczególnych wymiarów z zaznaczonymi węzłami

Proces ten przekształca opis pola wyrażony za pomocą nieskończenie wielu parametrów w opis wyrażony przez skończoną liczbę wartości zlokalizowanych w skończonej liczbie punktów. Oprócz wybrania parametrów i węzłów należy założyć funkcyjny opis zmienności pola między węzłami. Zakładane funkcje nazywane są funkcjami interpolacyjnymi lub funkcjami kształtu. Właściwe dobranie węzłów, parametrów i funkcji interpolacyjnych decyduje o poprawności i dokładności rozwiązań przybliżonych. Dyskretyzacja prowadzi do tzw. dyskretnego modelu obliczeniowego. Polega ona na podziale rozpatrywanego kontinuum na skończoną liczbę elementów o podobnym kształcie, założeniu sposobu połączeń elementów w węzłach, przyjęciu parametrów węzłowych oraz funkcji interpolacyjnych, a także ustaleniu związków między parametrami węzłowymi.

Tradycyjnie badanie problemów mechaniki metodami komputerowymi składa się z następujących etapów [Sosn2003]:

1. Modelowanie fizyczne układu rzeczywistego.
2. Modelowanie dyskretne układu fizycznego.
3. Budowa modelu numerycznego.
4. Budowa programu numerycznego lub wykorzystanie gotowej aplikacji.
5. Obliczenia, modyfikacje algorytmów, programu numerycznego i podmiotu badań (procesu lub konstrukcji, analizy lub syntezy).

Rozpoczyna się zazwyczaj od równań wywodzących się w prostej linii od podstawowych praw Newtona. Wprowadza się układ współrzędnych, definiuje odkształcenia i naprężenia, wyprowadza równania ruchu i prawa konstytutywne, dochodząc do układu równań równowagi dla różnych zagadnień liniowych lub nieliniowych statyki lub dynamiki. Tak uzyskane sformułowanie problemu przyjęto nazywać lokalnym.

Znacznie wygodniejsze jest alternatywne sformułowanie wariacyjne polegające na konstruowaniu funkcjonałów przyjmujących wartości minimalne dla funkcji będących rozwiązaniem rozpatrywanego problemu brzegowego lub brzegowo-początkowego. Najprostszym sposobem zwiększenia dokładności obliczeń MES, lecz najbardziej kosztownym pod względem czasu obliczeń, jest budowanie modeli dyskretnych o dużej liczbie stopni swobody, czyli modeli o bardzo gęstych siatkach ES w miejscu koncentracji naprężenia. Jedną z metod, która nie prowadzi do nadmiernego rozrostu zadania jest metoda polegająca na budowaniu w wybranych miejscach o dużym gradiencie naprężeń tzw. podmodeli (ang. submodel) – metoda H. W metodzie tej po rozwiązaniu układu równań dla początkowej liczby stopni swobody wydziela się w miejscach koncentracji naprężeń podobszar, dla którego następuje zagęszczenie siatki ES, przy zachowaniu

zgodności węzłów brzegowych. W ten sposób tworzony jest nowy podmodel. Tworząc nowy układ równań dla podmodelu wykorzystywane są obliczone w poprzednim kroku wektory przemieszczeń i sił węzłowych. Po rozwiązaniu zadania dla nowego podobszaru stopni swobody wyniki mogą być łączone z wynikami niezmodyfikowanych części modelu wyjściowego. Całą metodę można powtarzać dowolną ilość razy, aż do osiągnięcia zadowalającej dokładności rozwiązania.

Zaawansowane systemy MES są zazwyczaj zaopatrzone w procedury wspomagające tworzenie podmodeli i ich dyskretyzację. Wartość naprężeń dla poszczególnych węzłów są uśredniane z wartości dla elementów łączących się w tym węzle, wówczas błąd dla elementu jest definiowany jako różnica między naprężeniem dla elementu a średnim naprężeniem węzłowym. Na podstawie tak wyznaczonej odchyłki można wyznaczyć błąd energii odkształcenia dla poszczególnych elementów. Elementy, które wykazują błąd wyższy niż dopuszczalny (zadeklarowany przez użytkownika) polegają procedurze zagęszczenia siatki.

Mimo wielkich możliwości i przydatności MES, trzeba pamiętać o tym, że jest to metoda przybliżona. Jej wyniki nie odnoszą się bezpośrednio do rzeczywistych obiektów, lecz ich modeli. Metoda elementów skończonych jest metodą dyskretyzacyjną, stosowaną w celu rozwiązania numerycznego modelu ciągłego. Metoda ta pomimo swoich wad, do których należy zaliczyć brak możliwości uzyskania ścisłych rozwiązań oraz ogólnych zależności w postaci sformalizowanych zapisów matematycznych, pozwala obliczać stany naprężeń oraz pola przemieszczeń dla geometrycznie dowolnych układów. Przyjęto założenie, że systematyka pojęć takich jak: stopnie swobody, elementy tarczowe, elementy objętościowe, dyskretyzacja, model dyskretny, funkcja kształtu, warunki brzegowe i inne dotyczących MES jest ogólnie znana, a niezbędne równania ograniczono do minimum. W obecnej chwili, po ponad 40 latach rozwoju, należy uznać, że jest to dominująca metoda wśród istniejących metod analizy numerycznej.

Cały czas ukazuje się wiele prac dotyczących zagadnień teoretycznych, analiz numerycznych oraz zastosowań praktycznych. Klasyczny przegląd problematyki MES można znaleźć w pracach O. C. Zienkiewicza, J. Odena, J. H. Argyrisa, M. Kleibera R.D. Cooka [Zien1972, Oden1972, Bork1977, Klei1989, Cook1989], w których omówiono podstawowe sformułowania metody w zakresie analizy nieliniowej, przedstawiono najważniejsze zagadnienia, możliwości zastosowań oraz wskazano główne kierunki rozwoju. Z pozycji literaturowych poświęconej stricte MES należy wymienić [Bath1996, Klei1985, Zien1972]. Z punktu widzenia zagadnień nieliniowej mechaniki bardzo ważne są prace o charakterze teoretycznym K. J. Bathego, E. Wilsona, M. Kleibera i Beltyschki [Bath1976, Bath1982, Klei1985, Bath1996, Bely2000], które stanowią niezwykle interesujące i spójne ujęcie metody elementów skończonych dotyczące analizy olbrzymiej grupy zagadnień nieliniowych. Podstawą takiego formułowania problemów początkowo-brzegowych jest zastosowanie metod wariacyjnych [Wash1982, Klei1989] do budowy modeli dyskretnych w ujęciu metody elementów skończonych. Ważne uzupełnienie stanowią prace J. Odena, D. Owena i E. Hintona [Oden1972, Owen1980], w których zwrócono uwagę na zagadnienia sprężysto-plastyczne w metodzie elementów skończonych. Z uwagi na powszechne użycie tej metody w praktyce inżynierskiej oraz ugruntowaną pozycję w pracach naukowych zdecydowano się wykorzystać jej wszechstronności i zalety w niniejszej rozprawie do obliczeń stanów deformacji i naprężeń z uwzględnieniem historii procesu oraz nieliniowości geometrycznej i fizycznej. Pomiedzy użytkownikami MES istnieje rozbieżność w doborze odpowiedniej metody rozwiązywania dyskretnych równań ruchu. Z uwagi na tę różnicę oraz wynikające z tego błędy obliczeń, problem doboru poprawnego modelu MES oraz metod rozwiązań układu równań dyskretnych będzie szczegółowo rozwinięty i dyskutowany w dalszej części pracy.

Przytoczone powyżej techniki modelowania z prac różnych autorów nie ułatwiają podjęcia decyzji, w jaki sposób poprawnie dyskretyzować układ narzędzie-przedmiot do przeprowadzenia analiz MES. W metodzie elementów skończonych w większości zagadnień można stosować siatki o zmiennej gęstości, co pozwala zoptymalizować wielkość modelu obliczeniowego. Dlatego

uznano, że uzasadnionym jest przeprowadzenie własnych obliczeń i analizę wyników w celu doboru odpowiedniej dyskretnej struktury badanego układu (narzędzie-przedmiot).

13.4. Jawne i niejawne metody całkowania względem czasu

Model matematyczny dynamiki odkształcalnego ośrodka ciągłego po dyskretyzacji przestrzennej, za pomocą metody elementów skończonych, stanowi zagadnienie początkowe opisane przez układ równań różniczkowych zwyczajnych z odpowiednimi warunkami początkowymi. Rozwiązanie problemu wymaga całkowania tych równań względem czasu. W rozwiązaniu numerycznym stosuje się metody przybliżonego całkowania. Najczęściej stosowane metody przybliżonego całkowania zagadnień początkowych należą do klasy metod różnicowych [Jank1999]. Metody różnicowe wprowadzają dyskretyzację czasową – przybliżenia rozwiązania wyznaczone są jedynie w pewnych punktach (chwilach czasu) należących do przedziału rozwiązania. Metody całkowania można podzielić na metody jawne (otwarte, ang. explicit) i niejawne (zamknięte, ang. implicit):

- metody jawne zakładają spełnienie równań ruchu na początku kroku czasowego i ekstrapolują rozwiązanie w czasie Δt ,
- metody niejawne próbują (zazwyczaj iteracyjnie) spełnić równanie ruchu na końcu kroku.

Zaletą metod jawnych (otwartych) jest niewielki koszt wyznaczenia nowego przybliżenia (w kolejnej chwili czasu). Kolejne wartości poszukiwanych funkcji uzyskuje się bezpośrednio poprzez rozwiązanie układu równań otrzymanych po zastosowaniu schematów różnicowych. Rozwiązanie jawne jest szczególnie łatwe, jeśli stosuje się diagonalizację macierzy mas. Wówczas układ równań MES rozpręga się i nie ma potrzeby kosztownego numerycznie odwracania macierzy dla wyznaczenia rozwiązania układu równań algebraicznych. Wadą tych metod jest warunkowa stabilność, ograniczająca długość kroku całkowania, co sprawia, że rozwiązanie wymaga stosowania dużej liczby kroków całkowania.

Zaletą metod niejawnych (zamkniętych) jest możliwość zbudowania algorytmu bezwarunkowo stabilnego. Koszt otrzymania nowego przybliżenia jest jednak znacznie większy. Rozwiązanie niejawne wymaga zazwyczaj zastosowania procedury iteracyjnej. Konieczność uzyskania zbieżności na kroku rozwiązania jest jedną z niedogodności schematów niejawnych, gdyż w wielu przypadkach, np. w zagadnieniach z kontaktem lub w problemach silnie nieliniowych, mogą wystąpić problemy ze zbieżnością rozwiązania iteracyjnego.

Do zalet metod jawnych należą małe wymagania wobec pamięci komputera, dzięki temu że nie buduje się macierzy sztywności układu. Złożoność obliczeniowa, zarówno czasowa jak i pamięciowa, jest liniowa w zależności od liczby stopni swobody, co w metodach niejawnych jest najczęściej niemożliwe. W przypadku dużych modeli zalety metod jawnych przeważają nad ich wadami i niedogodnościami, co sprawia, że są chętnie wykorzystywane w praktyce do analizy zagadnień inżynierskich, prowadzących do dużych modeli obliczeniowych.

Metoda elementów skończonych z jawnym całkowaniem równań ruchu jest popularnym narzędziem w wielu zastosowaniach praktycznych, jak np. analiza konstrukcji poddanych obciążeniom uderzeniowym, symulacja procesów tłoczenia blach i inne. Możliwości zostaną przedstawione w aplikacjach zawartych w niniejszej pracy.

Efektywność metod jawnych opiera się na możliwości użycia diagonalnej macierzy mas, dzięki czemu w kroku opisanym równaniem ruchu nie ma potrzeby kosztownego numerycznie odwracania macierzy. W równaniach dyskretnych algorytmu jawnego zbędne jest konstruowanie globalnej macierzy sztywności, co zmniejsza zapotrzebowanie programów komputerowych na pamięć. Następną zaletą jawnego schematu całkowania względem czasu jest jego nieiteracyjny charakter, dzięki czemu nie występują problemy ze zbieżnością rozwiązania nieliniowego. Podstawową wadą metod jawnych jest ich warunkowa stabilność i spowodowane tym ograniczenie długości kroku całkowania, co prowadzi zazwyczaj do dużej liczby kroków potrzebnych do rozwiązania problemu.

W przypadku dużych modeli numerycznych zalety metod jawnych najczęściej przeważają nad ich wadami, dzięki czemu programy oparte na jawnym całkowaniu równań ruchu chętnie są stosowane w analizie złożonych problemów inżynierskich. Chociaż ogólne podstawy teoretyczne sformułowania jawnego metody elementów skończonych są już dokładnie zbadane, wciąż trwają prace badawcze nad ulepszeniem i rozwojem algorytmów numerycznych, wprowadzeniem nowych sformułowań elementów i nowych modeli konstytutywnych. Nowe wymagania pojawiają się w związku z wprowadzaniem nowych materiałów i nowych procesów technologicznych.

W niniejszej rozprawie zostaną przedstawione oryginalne prace autora nad algorytmami umożliwiającymi symulację złożonych procesów skrawania i nagniatania ślizgowego odpowiadających procesowi przemieszczania klina. Autor, brał udział w rozwoju aplikacji do symulacji tychże procesów, przystosowanej do systemu ANSYS, wykorzystującej jawne całkowanie równań ruchu. Autor zaprojektował strukturę aplikacji umożliwiającą wszechstronne modyfikacje modelu w trakcie analizy, dzięki czemu możliwe jest modelowanie procesów skrawania i nagniatania ślizgowego, w których następują zmiany powierzchni kontaktowych, warunków brzegowych kinematycznych i obciążeniowych. Opracowany i zaimplementowany nowy model materiałowy pozwala uwzględniać historię procesu, w tym również symulację powstawania i oddzielania wióra.

13.5. Modelowanie wybranych zjawisk w procesach skrawania i nagniatania ślizgowego

Możliwość stosowania metody elementów skończonych (MES) do modelowania procesów skrawania i nagniatania ślizgowego stwarza nowe możliwości analizy zjawisk fizycznych w oparciu o wysoko rozwinięty aparat matematyczny. Metody MES pozwalają z pewnym przybliżeniem wyznaczyć rozkłady oraz wartości naprężeń i odkształceń, przewidywać zachowanie się materiału w różnych procesach jego kształtowania.

W literaturze krajowej istotnym problemem jest stworzenie uniwersalnego modelu materiałowego uwzględniającego szereg jego właściwości. Powszechnie stosowane modele (sprężysty, sztywno-plastyczny bez lub z umocnieniem, sprężysto-plastyczny itd.) uwzględniają, zaledwie, oprócz właściwości mechanicznych w zakresie sprężystym, umocnienie materiału w zakresie odkształceń równomiernych, nie uwzględniają natomiast zachowania się materiału po lokalizacji odkształcenia oraz przy dużych odkształceniach. Taki stan wynika głównie z niewiedzy oraz trudności matematycznego opisu tego, co się dzieje w odkształcanym materiale. Zbudowanie takiego modelu uwzględniającego zarówno właściwości mechaniczne, jak i aspekty strukturalne umożliwiłoby znaczny wzrost dokładności obliczeń, zwłaszcza przy dużych odkształceniach plastycznych. Uwieńczeniem takiego modelu byłoby uwzględnienie oddzielania materiału obrabianego w postaci wióra poprzedzonego znacznymi odkształceniami plastycznymi.

W chwili obecnej przy opisie właściwości materiału stosuje się modele uwzględniające pustki w materiale, np. Gursona. Początek pęknięcia materiału opisuje się pewną zależnością matematyczną zwaną kryterium pęknięcia [Hamb2001, Kwak2002, Shim2004, Ghos2005]. Znalezienie kryterium pęknięcia nie jest oczywiste, ponieważ pęknięcie materiału w procesach skrawania jest poprzedzone znacznymi odkształceniami plastycznymi, co znacznie komplikuje zagadnienie leżące w zakresie nieliniowej mechaniki pęknięcia.

Mimo, iż dotychczas powstało wiele hipotez dotyczących powstawania złomu rozdzielczego, jednak jak dotąd nie opracowano powszechnie przyjętego uniwersalnego kryterium pęknięcia. Znane hipotezy począwszy od Ludwika poprzez Davidenkowa, Fridmana, Siebla, Brigmana, Fetako, Cockrofta i Lathama, Lemaitre'a, McClintock'a, Marciniaka, Gronostajskiego i wielu innych przedstawione zostały m. in. w pracach [Kloc2001, Faur1998, Hamb2001]. Za pomocą kryteriów pęknięcia można z pewną dokładnością prognozować miejsce inicjacji pęknięcia, lecz nie można prognozować ani możliwości jego rozwoju, ani drogi jego przebiegu.

13.5.1. Nagniatanie ślizgowe

W pracy [Gryg2008] autorzy przedstawiają geometryczne zmiany zachodzące na powierzchni przedmiotu ze stali 16HG hartowanej nagniatanej ślizgowo diamentem. Przeprowadzili badania rzeczywiste i symulacyjne w programie ABAQUS na podstawie dwuwymiarowego wycinka powierzchni rzeczywistego przedmiotu. Uzyskali zbieżność wyników na poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Model Bussinesqa, przy pewnych założeniach, umożliwia obliczenie głębokości strefy odkształconej plastycznie. Przy nagniataniu ślizgowym gładkościowym, gdzie głębokość występowania odkształceń plastycznych powinna być takiego rzędu jak głębokość nierówności powierzchni obrabianej, to otrzymano znacznie zaniżone, w porównaniu do eksperymentów, wartości siły docisku narzędzia [Przy1987, Torb1974].

Model odkształcania materiału za pośrednictwem nieodkształcalnej kulki, znany jako model Hertza, dość często i z dobrymi rezultatami przyjmowany jest do analiz procesów odkształcania w strefie kontaktu dwu elementów, m.in. przy analizie nagniatania umacniającego [Biez1957, Jezi2005]. Jednakże model ten dla przypadku obróbki nagniataniem gładkościowo-umacniającym czy w przypadku nawet samego nagniatania gładkościowego nie jest użyteczny. Formuły uzyskane na jego podstawie w porównaniu z wartościami sił stosowanych w pracach eksperymentalnych [Bouz2004, Korz1991] wskazują na znaczne różnice w wynikach.

Model odkształcania materiału za pośrednictwem kulki toczącej się po powierzchni obrabianej stanowi lepsze przybliżenie procesów nagniatania, a z racji dużego podobieństwa do nagniatania ślizgowego może być wykorzystany do obliczania siły docisku narzędzia [Torb1974]. Jednak próby obliczenia siły docisku narzędzia przy nagniataniu gładkościowym dają zawyżone wyniki – otrzymuje się wartości znacznie różniące się od danych doświadczalnych [Kudr1965, Mama2001, Odin1981].

Model odkształcania materiału za pośrednictwem ślizgającej się po powierzchni obrabianej kulki był rozpatrywany przez wielu autorów, spośród których, należących do klasyki, należą badania opisane w [Krag1968]. Efekty nagniatania, jak pokazuje praktyka, zależą nie tylko od właściwości sprężysto-plastycznych obrabianego materiału i geometrii styku narzędzia z przedmiotem obrabianym, ale także od wyjściowej chropowatości powierzchni, którego to czynnika klasyczne modele nie uwzględniają. Potwierdzenie tego stanowią podawane w literaturze przedmiotowej [Hass1998, Tubi2005] formuły eksperymentalne (do doboru parametrów nagniatania gładkościowego) uwzględniające wpływ wyjściowej chropowatości powierzchni obrabianej, co świadczy o konieczności brania pod uwagę także i tego czynnika w rozważaniach teoretycznych.

Z wyżej wymienionych powodów do analizy nagniatania gładkościowego konieczne jest przyjęcie innego modelu niż spotykanego w literaturze. Model taki powinien uwzględniać stan stereometryczny (zwłaszcza wysokość nierówności powierzchni wyjściowej), gdyż właśnie od niego w dużym stopniu zależy chropowatość powierzchni po nagniataniu [Hass2000, Kuła2005, Luca2005, Shio2003].

W pracach [Hass1998, Przy1987, Torb1974] stwierdzono, że krotność obciążenia podczas nagniatania nie powinna być zbyt duża, gdyż może to spowodować nadmierny zgniot wraz ze wszystkimi jego szkodliwymi następstwami. Zwiększenie liczby cykli powyżej kilku nie jest celowe również ze względów ekonomicznych, gdyż na skutek zjawiska umocnienia metalu każdy cykl przynosi coraz mniejsze efekty [Przy1987, Torb1974].

Stan obrabiarki, na której wykonuje się nagniatanie ma znaczący wpływ na sztywność układu OUPN. Dotyczy to zwłaszcza obróbki przedmiotów o dużym stosunku długości do średnicy czy dużej masie obrabianego przedmiotu. Jest to ograniczenie utrudniające stosowanie dużych prędkości obrotowych. Tym samym nie będzie możliwości pełnego wykorzystania (przy obróbce na tokarkach) właściwości narzędzia, które wykonane z kompozytów diamentowych mogłyby pracować przy prędkościach nagniatania nawet rzędu kilkudziesięciu $m \cdot s^{-1}$ [Torb1974].

Utwardzenie warstwy wierzchniej przez zgniot powoduje wzrost odporności na rozwój procesów zmęczeniowych szczególnie materiałów o niezbyt wysokiej twardości jak np. stopów Al.

[Zhan2005]. Głębokość utwardzenia powinna wynosić do ok. 0,25 przekroju części, przy głębokościach większych nie obserwuje się poprawy wytrzymałości zmęczeniowej [Szul1976]. W pracy [Prev2004] stwierdzono, że właściwości antykorozyjne po nagniataniu nie należą do najlepszych aczkolwiek w niektórych przypadkach nagniatanie ślizgowe je poprawia. Z kolei w [Tubi2000] wykazano, że obecność naprężeń ściskających może powodować zmniejszenie intensywności zużycia tribologicznego. Po nagniataniu ślizgowym gładkościowym głębokość zalegania utwardzenia jest mniejsza znacznie niż w metodzie nagniatania umacniającego (np. rolkowaniem), zazwyczaj utwardzenie następuje w granicach wysokości nierówności – to powoduje, że niemożliwe jest spełnienie warunku przeciwzmęczeniowego [Przy1987, Skal1984, Szul1976].

Po nagniataniu ślizgowym w warstwie wierzchniej konstituowane są naprężenia ściskające. Ich maksymalna wartość zależy od parametrów nagniatania i właściwości obrabianego materiału. Wykazali to w pracach [Korz1992, Tubi2000], gdzie obecność naprężeń ściskających w warstwie wierzchniej ogólnie uznawana jest za korzystnie wpływającą na właściwości użytkowe, zwłaszcza na wytrzymałość zmęczeniową elementów maszyn a także na zużycie tribologiczne [Tubi2000].

W pracach [Lope2005, Tubi2000b] wykazano, że zmiany strukturalne po nagniataniu ślizgowym gładkościowym są niewielkie i zbliżone do zmian po kulkowaniu naporowym tocznym. W większości nie są widoczne nawet pod mikroskopem optycznym.

W pracy [Zdro2002] podaje się że nagniatanie ślizgowe zmniejsza (poprawia) wartość runoutu wirników maszyn energetycznych. W pracy [Fang2010] zaprojektowano i wytworzono specjalne urządzenie do nagniatania krzywoliniowych zarysów form wtryskowych wytworzonych ze stali AISI P20 z siłami nagniatającymi sięgającymi kilkuset Niutonów. Uzyskano chropowatość powierzchni rzędu $R_a = 0,08 \mu m$.

Spotykanych jest wiele prac z zagadnienia badania siły nagniatania powierzchni chropowatych [Paty2008, Paty2008b, Przy1987]. W pracach [Świr2008, Szne1972] zaprezentowano walory dekoracyjne nagniatanych warstw wierzchnich, które oprócz tego zyskują zwiększoną wytrzymałość zmęczeniową, odporność na ścieranie czy korozję.

Nowatorskie podejście zaproponowano w pracy [Ying2006], gdzie dokonano miejscowego podgrzewania stali AISI 4140 przed narzędziem nagniatającym. Spowodowało to użycie mniejszej siły nagniatania a także większą twardość powierzchni obrobionej wraz z poprawą jakości warstwy wierzchniej.

13.5.2. Skrawanie

W przypadku uzyskania poprawnego modelu roboczego skrawania niezbędne są różne techniki modelowania [Grze2008, Przy2007]. Oprócz modeli analitycznych i mechanistycznych van Luttervelt i inni [Umbr2007] wyróżniają dodatkowo modele deskrypcyjne (opisowe), predykcyjne i uczące się. W numerycznych rozwiązaniach zagadnień odkształceń plastycznych w strefie skrawania coraz częściej wykorzystuje się modele materiałowe ośrodków sprężysto-lepko/plastycznych [Bouz 2005, Chod2006a, Chod2006b, Chod2007a, Chod2007b, Chod2007c, Chod2007d, Chod2008a, Chod2008b, Chod2008c, Chod2008d, Chod2008e, Chod2009a, Chod2009b, Chod2009c, Faur1998, Kuki2005e, Kwak2002, Legu2005, Legu2006] i lepko plastycznych stosowane w teorii pełzania [Skrz1986]. Przejście izotropowe materiału idealnie plastycznego ze stanu sprężystego w stan plastyczny jest najczęściej oparte na warunku Hubera-Misesa-Hencky'ego (HMH) lub hipotezie Treski-Mohra (TM). Warunek plastyczności:

$$\sigma_i = \sigma_p = \sqrt{3}k \quad (2.38)$$

może być także określony z zasady energetycznej, zgodnie z którą trwałe odkształcenie wystąpi wtedy, kiedy energia właściwa odkształcenia postaciowego osiągnie wartość niezależną od schematu stanu naprężenia. Na podstawie licznych badań [Oxle1989 i inni] stwierdzono, że energia odkształcenia postaciowego zależy od temperatury oraz wielkości i prędkości odkształcenia.

Ponieważ w rzeczywistych warunkach skrawania temperatura i prędkość odkształcenia osiągają odpowiednio wartości $T = (800 \div 1000)^\circ\text{C}$ i $\dot{\varepsilon} = (2 \times 10^4 \div 3 \times 10^4) \text{s}^{-1}$ jest oczywiste, że powinny one wpływać w sposób istotny na wartość energii deformacji plastycznej. W analizie procesu skrawania opartej na metodzie MES, Muraka i Hinduja [Mura1981] przyjęli liniowe zależności cząstkowe $\tau_s = f(\gamma)$ i $\tau_s = f(\dot{\gamma})$ oraz uwzględnili interakcję między γ i $\dot{\gamma}$. Końcowy efekt odkształcenia zapisano równaniem:

$$\tau_s = C + D \cdot \log \gamma + G \cdot \log \dot{\gamma} + H \cdot \log \gamma \cdot \log \dot{\gamma}, \quad (2.39)$$

gdzie: C, D, G i H – stałe zależne od temperatury w strefie poślizgu.

Wright [Wrig2000] proponuje z kolei zapisanie pełnego modelu materiałowego na naprężenie ścinania, uwzględniającego łączny wpływ trzech czynników T , ε i $\dot{\varepsilon}$, równaniem:

$$k(T, \varepsilon, \dot{\varepsilon}) = k_o(T, \varepsilon, \dot{\varepsilon}) + \frac{\partial k}{\partial T} \cdot \Delta T + \frac{\partial k}{\partial \varepsilon} \cdot \Delta \varepsilon + \frac{\partial k}{\partial \dot{\varepsilon}} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}, \quad (2.40)$$

gdzie: k_o – granica materiału na ścinanie w warunkach początkowych, T – temperatura, ε – odkształcenie, $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształceń.

W przypadku stosowania metod numerycznych korzysta się zwykle z dwóch metod modeli materiałowych [Grze2008, Nies2008]. Pierwszym z nich jest model Johnsona-Cooka (J-C) a drugi model Zerelli-Armstronga.

Badania Fanga [Fang2005] wykazały, że wartości naprężeń uplastyczniających wyznaczonych z czterech różnych modeli konstytutywnych dla zmiennej wielkości odkształcenia $\varepsilon = 0,8 \div 3,8$, prędkości odkształcenia $\dot{\varepsilon} = 10^2 \div 10^5 \text{s}^{-1}$ i temperatury $T = 100 \div 1000^\circ\text{C}$, w przypadku modeli J-C i Oxleya są zbliżone, jednakże model J-C nie uwzględnia dynamicznego powrotu w pewnym zakresie temperatury. Fang wykazał, że dla 18-stu materiałów konstrukcyjnych podstawowym czynnikiem wpływającym na wartość naprężenia uplastyczniającego jest umocnienie odkształceniowe lub zmiękczenie termiczne, w skali zależnej od gatunku materiału i przedziału zmian temperatury.

Marusich i Ortiz [Maru1994] stworzyli dla potrzeb skrawania program MES, w którym rozszerzyli podstawowe równanie J-C o wpływ prędkości odkształceń przez wykładnik m , będący jedną ze stałych materiałowych modelu. Gdy dla małych prędkości odkształceń wykładnik m mieści się w zakresie $100 \div 200$, wówczas dla większych prędkości $\dot{\varepsilon}$ jego wartość maleje do zakresu $5 \div 20$.

W celu zamodelowania procesu skrawania posługuje się również metodą elementów brzegowych [Zęba2004]. Za jego pomocą wyznaczono rozkład pól temperatur i gęstości strumienia ciepła, wykorzystując równanie przewodnictwa cieplnego (Fouriera-Kirchhoffa) i całkę brzegową dla odpowiednich pól temperatury.

Zorev [Zore1956] ustalił, że dla zadanego kąta natarcia γ_o i wyznaczonego doświadczalnie współczynnika spęczenia wióra k_h kąt poślizgu Φ_k może być wyznaczony z przybliżonej zależności:

$$\text{tg} \Phi_k \approx \frac{\cos \gamma_o + 0,05 k_h}{0,9 k_h - \sin \gamma_o}. \quad (2.41)$$

Ze wzoru (2.41) wynika, że kąt Φ_k zwiększa się, gdy wzrasta kąt natarcia i maleje współczynnik spęczenia wióra. Potwierdzają to badania [Zore1956] uzyskane metodą analityczno-doświadczalną dla trzech różnych kątów natarcia $\gamma_o = 0^\circ, 20^\circ$ i 40° . Badania dotyczyły skrawania swobodnego ortogonalnego stali 20H ze stałą prędkością, równą $v_c = 0,7 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$.

Uproszczony model odkształcania materiału w strefie ograniczonej prostymi i równoległymi liniami poślizgu, nachylonymi pod kątem Φ do kierunku ruchu ostrza jako pierwszy zaproponował Oxley [Oxle1989]. Z modelu jego wynika, że geometria strefy poślizgu jest ekwiwalentna do modelu z pojedynczą płaszczyzną poślizgu poza tym, że kierunek działania siły F_a nie przecina płaszczyzny AB w połowie. Konsekwencją rozkładu maksymalnej prędkości odkształcenia

w strefie tworzenia wióra jest przyjęcia modelu uproszczonego, polegającego na redukcji obszaru poślizgu o szerokości Δs_2 do jednej płaszczyzny AB, który to model zaproponował Merchant [Merc1945], i nosi on nazwę modelu z pojedynczą (umowną) płaszczyzną poślizgu. Jak wykazano przebieg odkształcenia obejmuje przemieszczanie pasma poślizgu o grubości Δx na odległość Δs wzdłuż płaszczyzny AB. Należy dodać, że przyjęcie linii nieciągłości prędkości o nieskończenie małej grubości ma odzwierciedlenie w odpowiednio wysokiej prędkości odkształcenia.

Jak wykazano z kolei w pracy [Köni1979] można przyjąć, że w zależności od prędkości skrawania kolejno pojawiają się wióry: segmentowy, ciągły i wiór piłokształtny zwany inaczej piłozębnym. Przyczyny segmentacji wióra należy szukać w niestabilności procesu skrawania wywołanej periodycznymi zmianami chwilowych sił skrawania, powstawaniem drgań samowzbudnych, występowaniem zjawiska ujemnego umocnienia i częściową dekohezją materiału w fazie formowania wnęki. Jeśli nieciągłości na swobodnej powierzchni wióra segmentowego są znaczne, to do zależności na kąt poślizgu należy wnieść odpowiednią poprawkę.

Korektę wymiarów wióra zaproponował Bobrov [Bobr1975], gdzie przyjął, że wgłębienie ma w przybliżeniu kształt trójkąta. Badania Kawalca [Kawa1990] nad kształtem wióra wykazały, że współczynnik piłokształtności wióra k_ε oraz wielkości liniowe P, D i d zwiększają się wraz ze wzrostem grubości warstwy skrawanej. W konsekwencji powiększa się różnica między wartościami współczynników k_h i k_l . Interesującym zjawiskiem są znaczne różnice w wartościach odkształcenia postaciowego dl segmentu wióra i zlokalizowanej strefy ścinania. Z dokonanych przez autora obliczeń wynika, że jeśli $\gamma_{sh1} = \{0,31; 1,1\}$ to według wzoru Oxleya $\gamma_{sh2} = 5 \div 10$.

Komanduri w swojej pracy [Koma1982] wykazał, że proces tworzenia wióra ze zlokalizowanymi strefami ścinania jest rozdzielony na charakterystyczne etapy. W pierwszym następuje niestabilność procesu odkształcenia i lokalizacji poślizgu w wąskich pasmach w pierwotnej strefie odkształceń występuje katastroficzne rozdzielanie materiału wzdłuż płaszczyzny poślizgu. W drugim natomiast następuje tworzenie segmentu o mniejszym i jednorodnym stopniu odkształcenia wskutek spłaszczenia silnie zakrzywionej linii poślizgu. Formowany segment wióra napiera stopniowo na już powstały i przemieszcza go w kierunku powierzchni natarcia. W miarę jak postępuje spęczanie wióra, między utworzonymi segmentami pojawiają się pasma intensywnych, zlokalizowanych poślizgów. Miernik [Mier1989] wprowadził dla takiego mechanizmu tworzenia wióra nazwę wędrującej strefy ścinania. Według Starkova [Star1979] i Sochy [Soch1980] każde pasmo poślizgu to lokalny obszar materiału o zwiększonej gęstości, odpowiednio zorientowanych i wzajemnie ze sobą sprzężonych dyslokacji.

Na podstawie badań silnie odkształconej struktury wióra z wykorzystaniem mikroskopii skaningowej (SEM) Black [Blac1979] przedstawił koncepcję niejednorodnej, płytkowej budowy wióra. Zakłada ona istnienie komórkowego rozkładu dyslokacji, który powstaje w strefie naprężeń ściskających i poprzedza właściwe odkształcenia poślizgu. Związki dynamicznego naprężenia poślizgu z energią błędu ułożenia ustalił von Turkovich [Turk1970], bazując na koncepcji ekwiwalentnej do prawa Cotrella-Stokesa. Zakłada ona, że opór odkształceń plastycznych w metalu jest pokonywany częściowo przez termiczną fluktuację naprężenia poślizgu materiału wrażliwego na działanie temperatury i prędkości odkształcenia. Wskazuje to, że całkowite naprężenie poślizgu w strefie tworzenia wióra jest sumą termicznie aktywowanego naprężenia poślizgu we froncie poślizgu i niewrażliwego na działanie temperatury naprężenia w strefie płytki.

Znaczne skrócenie czasu symulacji zapewnia metoda ARMD polegająca na ograniczeniu obszaru symulacji dynamiki molekularnej. W pracy [Maek1995] przedstawiono model ortogonalnego mikroskrawania pojedynczego kryształu miedzi dokonywanego diamentowym ostrzem o promieniu krawędzi równym 3 nm. Grubość warstwy skrawanej wynosiła 1 nm, a prędkość skrawania $20 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

Miernik [Mier1989] badając proces tworzenia wióra podczas toczenia stopów kobaltowych typu stellit wykazał, że w przypadku kąta $\gamma_0 < -20$ rad następuje gwałtowna zmiana wióra segmentowego w wiór o zlokalizowanych strefach ścinania, bez pośredniej odmiany ciągłej.

Przyczyny zaistniałego zjawiska upatruje się w termodynamicznej niestabilności procesu, a jego wyjaśnienie można znaleźć w teorii morfogenezy, zwanej również *teorią katastrof*.

Obecnie procesy zwińnięcia i łamania wióra symuluje się z użyciem programów MES jak np. ANSYS, ABAQUS czy AdvantEdge, którym posłużono się w pracy [Maru2002 i inni] do symulowania skrawania stali 25CrMo4. Autorzy zamodelowali proces tworzenia i łamania się wióra wskutek osiągnięcia krytycznego momentu zginającego, czyli maksymalnych naprężeń rozciągających w zewnętrznej warstwie wióra. Klasyczne rozwiązanie numeryczne rozkładu temperatury w skrawaniu ortogonalnym metodą różnic skończonych (MRS) podali Usui i Shirakashi [Usui1982]. Dotyczy ono równania różniczkowego w postaci:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \kappa \cdot \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \right) - u \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x} - v \cdot \frac{\partial \theta}{\partial y} + \frac{q}{\rho c}, \quad (2.42)$$

gdzie: t - czas, κ - dyfuzyjność cieplna, u i v - składowe prędkości w układzie x-y, q - moc źródła ciepła na jednostkę objętości i czasu, ρ - gęstość materiału, c - ciepło właściwe.

Pomimo, że powstawanie, transport i przewodzenie ciepła zachodzą jednocześnie, to dwa pierwsze elementy ujęto w pierwszej fazie, a przewodzenie w odstępnie czasu Δt . Człon przewodzenia z zależności (2.42) przedstawiony przez pierwszy element prawej strony równania, dotyczy wyłącznie narzędzia. Należy wspomnieć, iż autorzy otrzymali dobrą zgodność symulacji numerycznych z pomiarami pirometrem w podczerwieni podczas badań rzeczywistych.

W pracy Smitha i Armarego [Smit1981] zastosowano metodę MRS do wyznaczenia trójwymiarowego rozkładu temperatur w wiórze i ostrzu narzędzia. Do oszacowania temperatury na płaszczyźnie poślizgu użyto metody Chao-Triggeera. Przyjęto również, że źródło ciepła na powierzchni styku jest jednorodne i przemieszcza się ze stałą prędkością v_{ch} . MES jest obecnie najczęściej stosowaną metodą obliczeń przepływu ciepła. W teorii skrawania ze względu na ścisłe powiązanie odkształceń plastycznych, ciepła i tarcia, za pomocą metody MES rozwiązuje się jednocześnie zagadnienia pól naprężeń, odkształceń i temperatury. Za przykład mogą posłużyć programy obliczeń numerycznych oparte na termoelastoplastycznych metodach ciał odkształcalnych.

Uważa się, że najbardziej dokładna jest metodyka zaproponowana przez Taya i innych [Tay1974], która została później rozwinięta przez Murarkę i innych [Mura1979] oraz Stevensona i innych [Stev1983]. Szacuje się, że przy właściwym przygotowaniu danych można uzyskać zgodność obliczeń z eksperymentem ok. 50°C a nawet lepszą. Źródło największych błędów tkwi w oszacowaniu stopnia i prędkości odkształceń w strefie wtórnych odkształceń plastycznych.

Rozważając czysto teoretycznie aspekt geometryczno-kinematyczny, wysokość mikronierówności pozostawianych na powierzchni obrobionej po przejściu ostrza zależy od kształtu i wielkości pola przekroju resztkowego warstwy skrawanej. Oznacza to, że o wysokości chropowatości powierzchni (h) decyduje konfiguracja naroża ($r_\varepsilon, \kappa_r, \kappa'_r$) jako czynnik geometryczny i posuw (f) jako czynnik kinematyczny [Kacz1971, Kawa1990]. W toczeniu wzdłużnym nożem punktowym [Grze2008, Kacz1971, Nowi1991] rozważa się cztery charakterystyczne przypadki odwzorowania naroża. Są to odwzorowania liniowe, łukowe, łukowo-liniowe typu I i łukowo-liniowe typu II.

Autorzy [Chil2008] w swoich licznych badaniach udowodnili, że w toczeniu wzdłużnym i poprzecznym z posuwem f , narzędziem punktowym o promieniu naroża r_ε , chropowatość powierzchni SL – Rz (P - V) może znacznie przewyższać wysokość teoretyczną wyznaczoną ze wzoru $Rz_t = f^2 / (8r_\varepsilon)$. Dla pewnego przypadku Brammertz [Bram1961] wykazał, że znaczne różnice między teoretyczną i rzeczywistą chropowatością powierzchni wynikają ze sprężystego powrotu nieusuwalnej części warstwy skrawanej o grubości h_{min} .

Badania dokładnego toczenia różnych materiałów nieżelaznych i utwardzonych ostrzami z PCD, PCBN i ceramiki mieszanej wykazały, że przy prognozowaniu wysokości nierówności

(chropowatości) konieczne jest uwzględnienie wpływu szczyrbałości krawędzi skrawającej ΔR_s . Jak wykazał Storch [Stor2006] powstawanie mikrowykruszeń na narożu i pomocniczej krawędzi skrawającej uważa się w obróbce dokładnej za czynnik decydujący o jakości przedmiotu obrabianego i z tego względu głębokości wykruszeń może być wykorzystana w kontroli on-line zużycia ostrza.

14. Wnioski z aktualnego stanu wiedzy

Procesy skrawania czy nagniatania są szeroko opisywane w literaturze krajowej jak i zagranicznej. Najwięcej publikacji dotyczy procesu skrawania ortogonalnego swobodnego, znacznie mniej nagniatania gładkościowego. Brak jest natomiast pozycji dotyczących wyjaśnienia zagadnienia przemieszczania klina po podłożu sprężysto/lepkoplastycznym z umocnieniem i w zależności od jego pochylenia następującego procesu nagniatania ślizgowego bądź skrawania. Ponadto nie wyjaśniono wpływu wielu istotnych zjawisk występujących podczas tychże procesów. Informacje dotyczące warunków procesu często są uogólniane do wszystkich przypadków, co nie daje dobrych rezultatów w postaci odpowiedniej dokładności wymiarowo kształtowej. Istniejące wzory nie pozwalają na dokonywanie różnorodnych analiz zjawisk towarzyszących temu procesowi w różnych chwilach jego realizacji. Z analizy literatury wynikają następujące najważniejsze wnioski:

- 1) Największe problemy w modelowaniu procesów skrawania i nagniatania występują podczas analizy zjawisk zachodzących w obszarze kontaktu, które są niezbędne do prognozowania jakości wyrobu i energochłonności procesu oraz trwałości narzędzi. Zjawiska fizyczne zachodzące w trakcie ww. procesów są zagadnieniami bardzo skomplikowanym (nieliniowości procesu, złożona dynamika procesu, zmienność pól naprężeń i odkształceń, pękanie materiału). W modelach opublikowanych stosuje się znaczne uproszczenia, które w wielu przypadkach nie obejmują omawianych zagadnień. Budowa modeli opisywanych zjawisk wymusza zakładanie w opisach pewnych uproszczeń, ale jednak nie powinny one zniekształcać wiernego modelu procesu uniemożliwiając jego kompleksową analizę.
- 2) Mimo wielu lat rozwoju metod analizy numerycznej obiektów sprężysto-plastycznych z szybkozmiennymi obciążeniami zauważa się w niektórych pracach znaczne uproszczenia. Szczególnie dotyczy to literatury krajowej. Wprowadza się istotne uproszczenia w stosowanym modelu teoretycznym i symulacyjnym. Pomija się nieliniowość geometryczną i fizyczną, a w efekcie niemożliwe jest analizowanie zjawisk fizycznych z wymaganą dokładnością. Ponadto:
 - a) Zaniedbuje się wpływ dynamicznych właściwości materiałowych, m.in. wpływ prędkości odkształcenia plastycznego, traktując go najczęściej jako ciało idealnie sztywno-plastyczne tzn. nie uwzględnia się umocnienia oraz odkształceń sprężystych.
 - b) Stosuje się modele numeryczne, które nie pozwalają zobrazować trajektorię i początek pęknięcia materiału oraz prognozować jakość wyrobu.
 - c) Pomija się tarcie w obszarach kontaktu narzędzia z przedmiotem. Brak jest symulacji numerycznych wyjaśniających wpływ współczynnika tarcia, zarówno statycznego jak i dynamicznego na przebieg procesów skrawania i nagniatania jak i również na jakość uzyskanego wyrobu.
 - d) Do symulacji procesów skrawania i nagniatania wykorzystuje się głównie modele Johnsona-Cook'a. Dotychczas nie zastosowano modelu materiałowego Cowper'a-Symonds'a.
 - e) W większości analiz przyjmuje się płaski stan odkształceń i naprężeń, często pomija się prędkość przemieszczania narzędzia.
 - f) Brak jest symulacji wyjaśniających wpływ szybkościowego skrawania na stany naprężeń i odkształceń w kształtowanym materiale oraz na jakość wyrobu.

- g) Nie uwzględnia się stanów naprężeń i odkształceń warstwy wierzchniej po obróbkach poprzedzających. Nie uwzględnia się pęknięcia materiału poprzedzonego znacznymi odkształceniami plastycznymi.
 - h) W większości przypadków pomija się konstrukcyjne oraz wynikające ze zużycia zaokrąglenie ostrza narzędzia.
 - i) Nie uwzględnia się rzeczywistych odchyłek kształtu przedmiotu i narzędzia, oraz chropowatości ich powierzchni.
 - j) Nie wyjaśniono wpływu wielu czynników materiałowych (modułu Younga, współczynnika Poissona, początkowej granicy plastyczności, modułu umocnienia, wrażliwości na prędkość odkształcenia, wartości odkształcenia granicznego), na przebieg procesów skrawania i nagniatania.
- 3) Opracowane analizy numeryczne zarówno w publikacjach zagranicznych jak i krajowych wymagają dalszego doskonalenia i weryfikacji uzyskanych wyników w postaci poszukiwania nowych modeli materiałowych, przeprowadzania analiz wrażliwości, badania wpływu współczynnika kształtu elementów skończonych na stany maksymalnych naprężeń i odkształceń w wyrobie, badania wpływu zagęszczenia siatki elementów skończonych na stany maksymalnych naprężeń i odkształceń w wyrobie.
- 4) Stosuje się nieadekwatne do problemu metody analizy. W modelowaniu procesów skrawania i nagniatania nie stosuje się opisu przyrostowego koniecznego w przypadku braku znajomości warunków brzegowych w obszarach kontaktu.

Dlatego też w niniejszej rozprawie stosuje się sformułowanie wariacyjne w uaktualnionym opisie Lagrange'a oraz adekwatne miary opisu przyrostów stanów odkształceń i naprężeń. Takie podejście pozwala na wyjaśnienie wielu zjawisk fizycznych w dowolnym miejscu i w dowolnej chwili trwania procesów skrawania i nagniatania. Są to zagadnienia jeszcze nierozwiązane, a ich wyjaśnienie pozwala nie tylko prawidłowo projektować tak złożone procesy obróbki, ale również prognozować jakość wyrobu.

15. Hipoteza, teza i cele rozprawy

Przedstawiona ocena aktualnego stanu wiedzy pozwala na sformułowanie następującej hipotezy i tezy:

Hipoteza

Jeżeli w modelu matematycznym procesu przemieszczania ostrza w płaszczyźnie obróbki po odkształcalnym podłożu uwzględni się nieliniowości geometryczną układu i fizyczną materiału obrabianego, to możliwe będzie analizowanie zjawisk fizycznych w dowolnym czasie trwania procesu oraz wyjaśnić wpływ różnych parametrów technologicznych i materiałowych na przebieg zjawisk, których badanie było dotychczas bardzo skomplikowane lub niemożliwe np. mechanika tworzenia się wióra, przyleganie i poślizg w obszarach kontaktu narzędzia z przedmiotem, rozkład odkształceń, naprężeń, lokalizacja obszarów utraty spójności materiału.

Teza

Prognozowanie z inżynierską dokładnością (na poziomie istotności $\alpha=0,05$) jakości technologicznej wyrobu może następować na podstawie analiz stanów odkształceń i naprężeń w strefie obróbki. Możliwe będzie określenie wartości parametrów technologicznych w aspekcie jakości wyrobu lub odwrotnie dla zadanych wartości parametrów technologicznych określić jakość wyrobu.

Celami rozprawy jest rozwiązanie następujących problemów naukowych:

1. Opracowanie naukowych podstaw procesu przemieszczania narzędzia po odkształcalnym podłożu z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej i fizycznej.
2. Wyjaśnienie zjawisk fizycznych towarzyszących skrawaniu (mikroskrawaniu) i nagniataniu ślizgowemu i opracowanie zaleceń dotyczących sposobu modelowania tych procesów.
3. Opracowanie uniwersalnego modelu matematycznego procesu przemieszczania klina po odkształcalnym podłożu w ujęciu metody elementów skończonych, sformułowanego w przyrostach, w uaktualnionym opisie Lagrange'a.
4. Opracowanie modelu komputerowego procesów skrawania i nagniatania i ich aplikacji w systemie ANSYS.
5. Wyjaśnienie wpływu wybranych parametrów technologicznych procesów skrawania i nagniatania na jakość wyrobu.

Rozdział III

BADANIA MODELOWE PROCESU PRZEMIESZCZANIA KLINA

1. Wprowadzenie

Badania modelowe przeprowadzono w celu zaobserwowania kinematyki płynięcia materiału, określenia stanów przemieszczeń i odkształceń, oceny istotności parametrów technologicznych a także wpływu geometrii na proces przemieszczania klina oraz w celu określenia warunków brzegowych dla przemieszczeń, niezbędnych do przeprowadzenia analiz numerycznych. Modelowanie fizyczne polega na zastąpieniu rzeczywistego obiektu badań, obiektem modelowym. Obiekt rzeczywisty i modelowy tworzą system obiektów ekwiwalentnych, których podobieństwo określa zależności matematyczne. Wówczas wyniki modelowania można transponować na rzeczywisty obiekt badań. Podobieństwo obiektów ekwiwalentnych określa się za pomocą następujących skal modelowania: reologicznej (stosunek parametrów homologicznych obiektu rzeczywistego i modelowego), geometrycznej i czasowej [Wero1994]:

$$k_r = \sigma_p^* / \sigma_p, \quad (3.1)$$

$$k_g = X^* / X, \quad (3.2)$$

$$k_t = t^* / t, \quad (3.3)$$

gdzie: σ_p^* – parametr homologiczny obiektu rzeczywistego, σ_p – parametr homologiczny obiektu modelowego, X^*, t^* – parametry obiektu rzeczywistego, X, t – parametry obiektu modelowego.

Podstawowym warunkiem poprawnego modelowania fizycznego jest spełnienie kryterium podobieństwa według zależności:

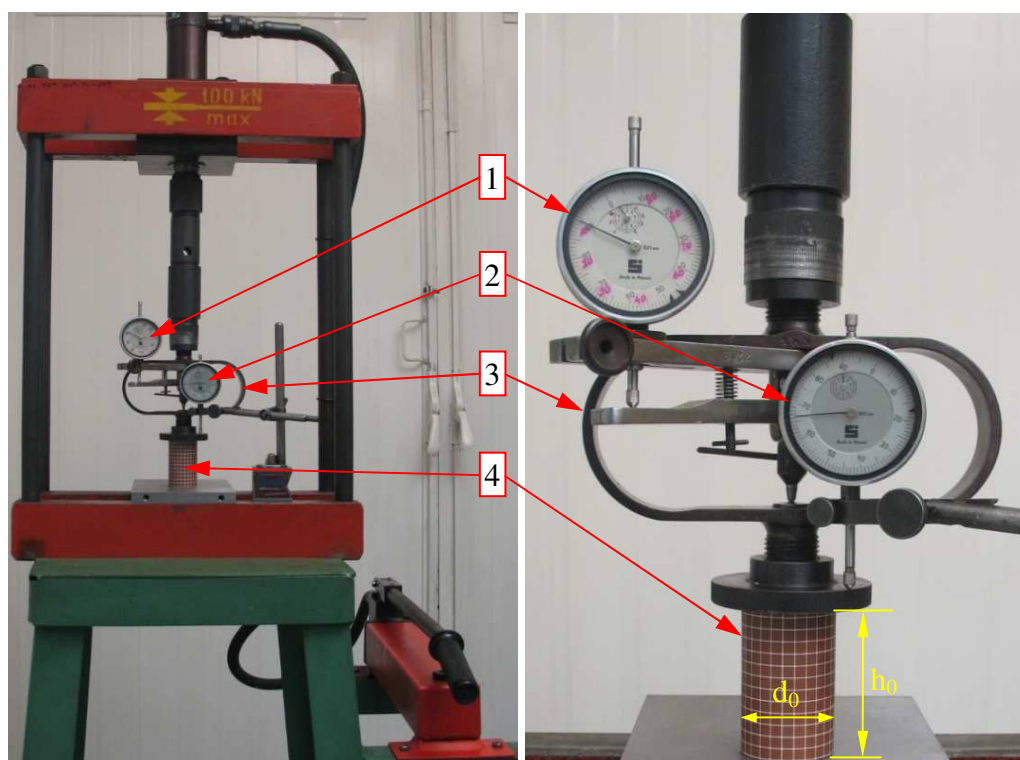
$$Q^*(\sigma_p^*, X^*, t^*) = k_Q \left(\frac{\sigma_p^*}{k_r}, \frac{X^*}{k_g}, \frac{t^*}{k_t} \right). \quad (3.4)$$

Modelowanie fizyczne na materiale zastępczym znajduje zastosowanie w doświadczalnej analizie jakościowej i ilościowej. Jako tworzywo modelowe zastępujące metal najczęściej używany jest materiał niemetalowy np.: plastelina, wosk, kit itp. Są to materiały o znacznie mniejszym oporze plastycznego płynięcia. Do doświadczalnej analizy jakościowej i ilościowej procesów obróbki plastycznej stosowane jest modelowanie fizyczne na plastelinie. Analiza jakościowa dotyczy przede wszystkim kinematyki procesu plastycznego płynięcia materiału, natomiast analiza fizyczna obejmuje badanie parametrów siłowo – energetycznych (siła, naciski jednostkowe na powierzchni kontaktu narzędzie – tworzywo modelowe). Znaczną popularność w doświadczalnym badaniu procesów obróbki plastycznej w ostatnich latach zyskała technika wizualizacji trajektorii płynięcia cząstek materialnych materiału kształtowanego, tzw. metoda wizjoplastyczności. Jest ona

oparta na badaniu kinematyki plastycznego płynięcia w oparciu o obserwację i pomiary siatki koordynacyjnej. Wykonanie badań doświadczalnych wizualizacji na rzeczywistych materiałach metalowych jest pracochłonne i kosztowne oraz wymaga stanowiska o bardzo dużych siłach nacisku. Dlatego też obecne doświadczenia idą w kierunku zastąpienia rzeczywistego materiału tzw. tworzywem modelowym.

2. Tworzywo modelowe

Celem zapewnienia warunku podobieństwa reologicznego wyznaczono charakterystykę dla materiału modelowego – plasteliny. Wynika to z jej dostępności, niskiej ceny, łatwej obrabialności, plastyczności (naprężenia uplastyczniające są 100÷1000 razy mniejsze od odpowiednich naprężeń metalu), możliwości jej modyfikacji i regeneracji a przez co wielokrotnego użycia. Podstawowym składnikiem plasteliny jest węgiel wapnia CaCO_3 oraz środki wiążące takie jak: woda, tłuszcze pochodzenia mineralnego, roślinnego, zwierzęcego i inne środki zmiękczone i utwardzające i barwniki. Dobierając odpowiedni skład plasteliny można tworzyć różne modele reologiczne ciał (tj. idealnie plastycznych, sztywno-plastycznych, umacniających się, itp.) oraz o takim samym modelu reologicznym, lecz o różnym oporze plastycznym.

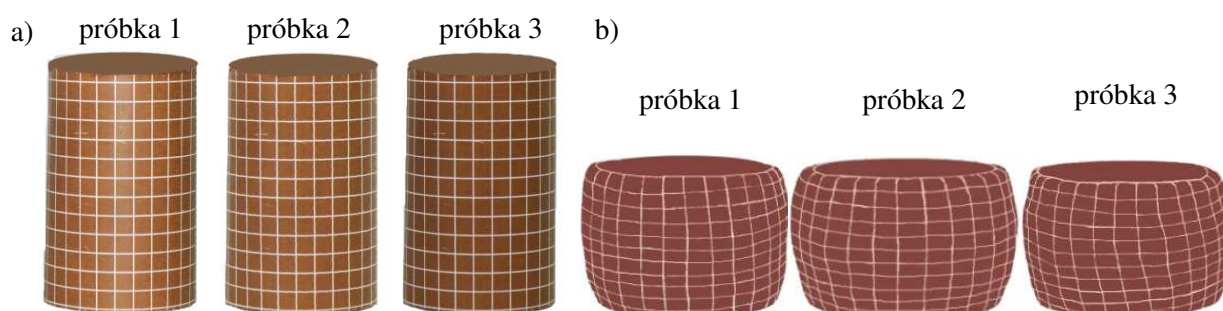


Rys. 3.1. Stanowisko do statycznej próby ściskania tworzywa modelowego: 1 – czujnik zegarowy wyskalowany w jednostkach siły, 2 – zegarowy czujnik przemieszczenia, 3 – siłomierz kabłąkowy; 4 – próbka ściskana

Model materiałowy opracowano w oparciu o statyczną próbę ściskania [PN1957]. Wyniki z tej próby są danymi orientacyjnymi ze względu na występowanie zakłóceń w pomiarze siły ściskania. Czynnikiem zakłócającym pomiar siły ściskania jest tarcie występujące na powierzchniach czołowych próbki walcowej. W warunkach idealnych podczas statycznej próby ściskania średnica próbki walcowej zmieniałaby się równomiernie na całej jej wysokości. Jednakże dla warunków rzeczywistych wpływ tarcia powoduje, że materiał próbki płynie nierównomiernie (tworzy się beczka), jest to wynikiem blokowania płynięcia materiału poprzez siły tarcia na

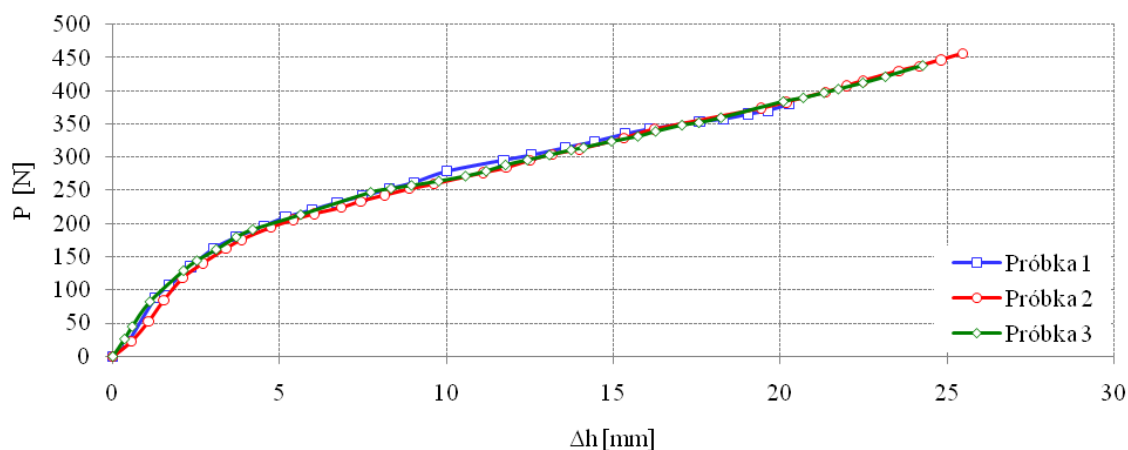
czołowych powierzchni kontaktu próbki z podłożem i stemplem. Ze względu na to, że podczas statycznej próby ściskania tworzywa modelowego praktycznie nie jest możliwe wyeliminowanie wpływu tarcia, w próbce występuje trójosiowy stan naprężeń i odkształceń, a nie jak zakłada próba – jednoosiowy. W przypadku statycznej próba rozciągania tarcie nie występuje jednakże ze względu na charakter tworzywa przeprowadzenie jej jest niemożliwe. Dlatego też uwzględniono trójosiowy stan naprężeń i odkształceń tj. poza naprężeniami i odkształceniami występującymi na kierunku działania siły ściskającej poprzez uwzględnienie naprężeń i odkształceń obwodowych i promieniowych.

Próbie ściskania przeprowadzono na stanowisku przedstawionym na rysunku 3.1. Do badań wykorzystano próbki walcowe o wysokości początkowej $h_0 = 58$ [mm] i średnicy początkowej $d_0 = 2r_0 = 46$ [mm]. Zdjęcia próbek przygotowanych do badań wytrzymałościowych pokazano na rysunku 3.2.



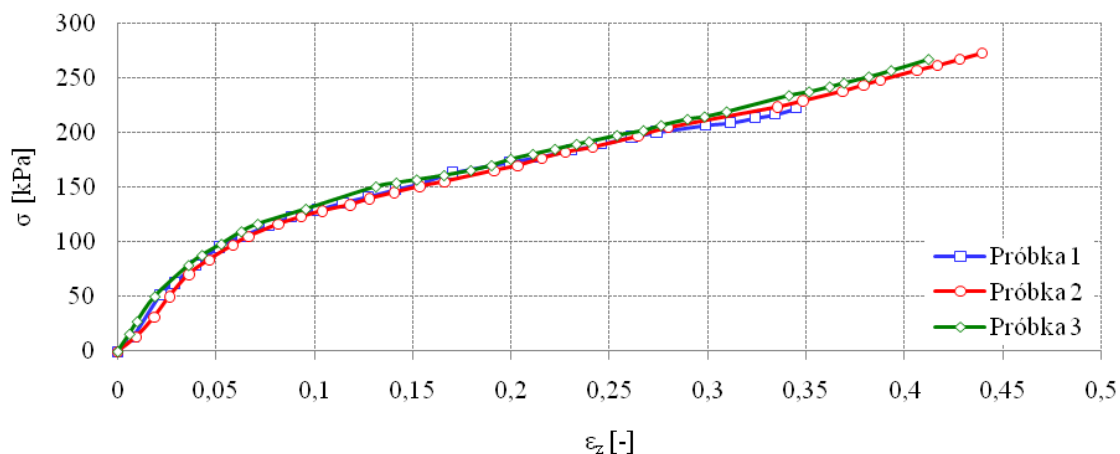
Rys. 3.2. Widok przykładowych próbek wykonanych z tworzywa modelowego z naniesioną siatką elementów skończonych do przeprowadzenia statycznej próby ściskania (a) oraz po próbie (b)

Na podstawie próby ściskania opracowano wykresy zależności siły ściskającej w funkcji zmiany wysokości próbki $P = f(\Delta h)$ (rys. 3.3). Stosowano trzykrotne powtarzanie badań.

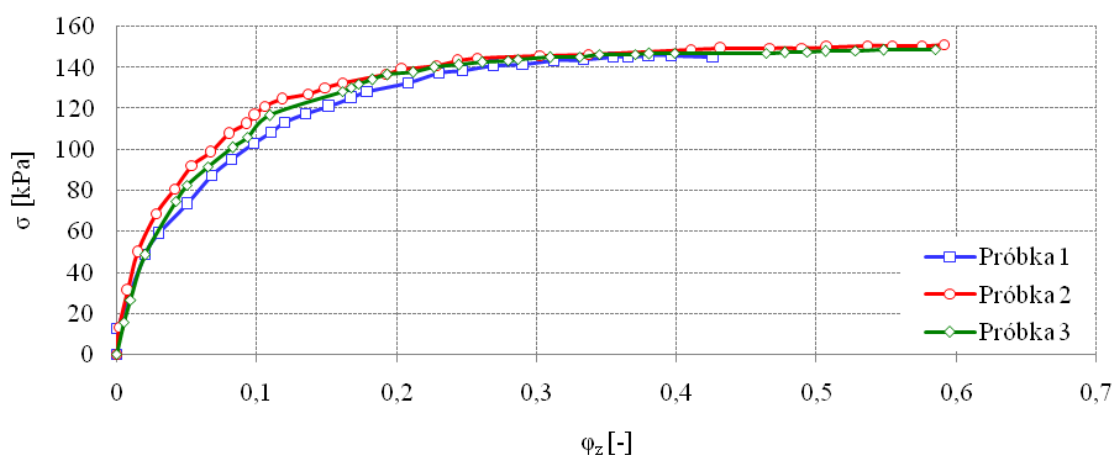


Rys. 3.3. Wykresy zmian siły ściskającej P w funkcji zmiany wysokości Δh próbki walcowej

Wykorzystując przedstawione zależności i wyniki z próby ściskania opracowano model materiałowy w postaci umownego wykresu ściskania $\sigma = f(\epsilon_z)$ (rys. 3.4) oraz rzeczywistego wykresu ściskania $\sigma = f(\varphi_z)$ (rys. 3.5).

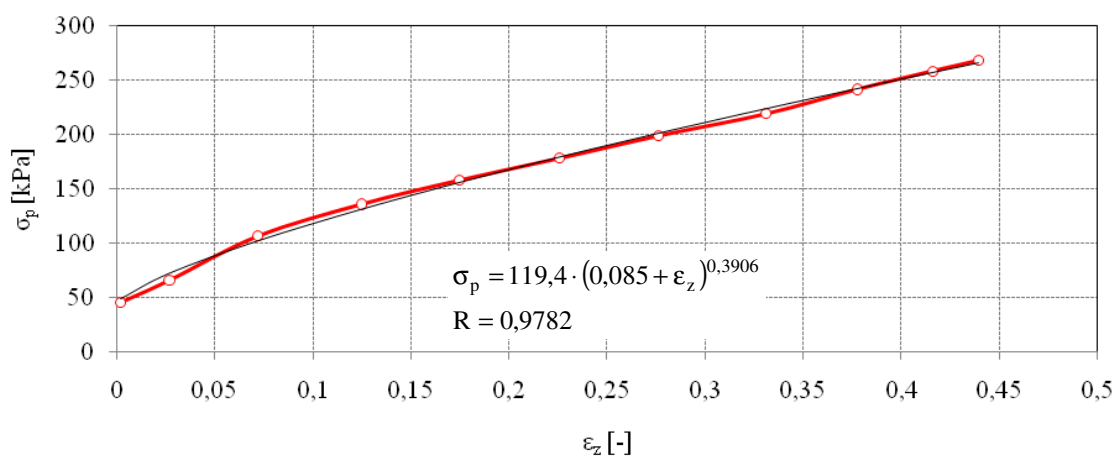


Rys. 3.4. Umowne wykresy ściskania dla tworzywa modelowego (plasteliny)

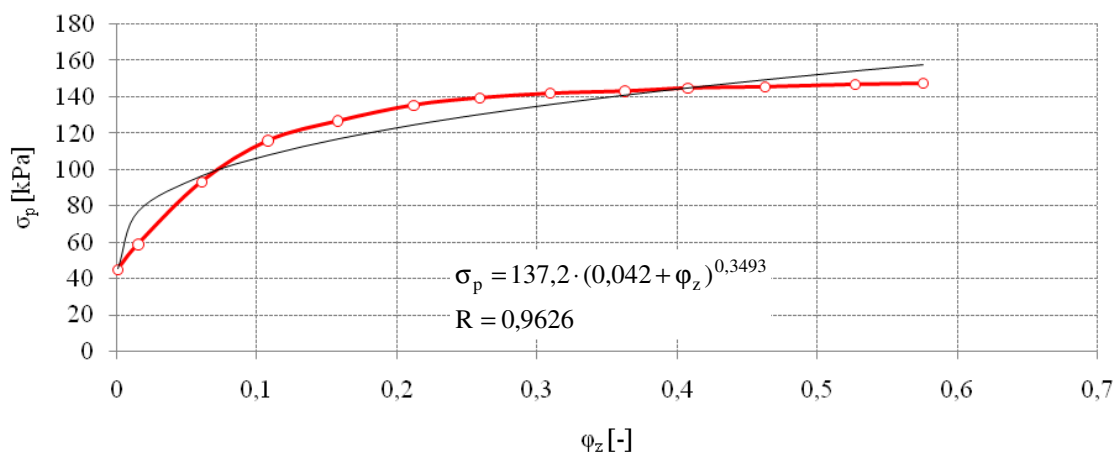


Rys. 3.5. Rzeczywiste wykresy ściskania dla tworzywa modelowego (plasteliny)

Następnie, dla średnich z trzech pomiarów, otrzymano krzywe umocnienia - wykresy $\sigma_p = f(\varepsilon_z)$ oraz $\sigma_p = f(\varphi_z)$ dla plasteliny przedstawione na rysunkach 3.6 oraz 3.7.



Rys. 3.6. Charakterystyka materiałowa $\sigma_p = f(\varepsilon_z^{(VP)})$ przy stałej zastępczej prędkości odkształcenia $\dot{\varepsilon}_z^{(VP)} \approx 10^{-4} \text{ s}^{-1}$, dla tworzywa modelowego



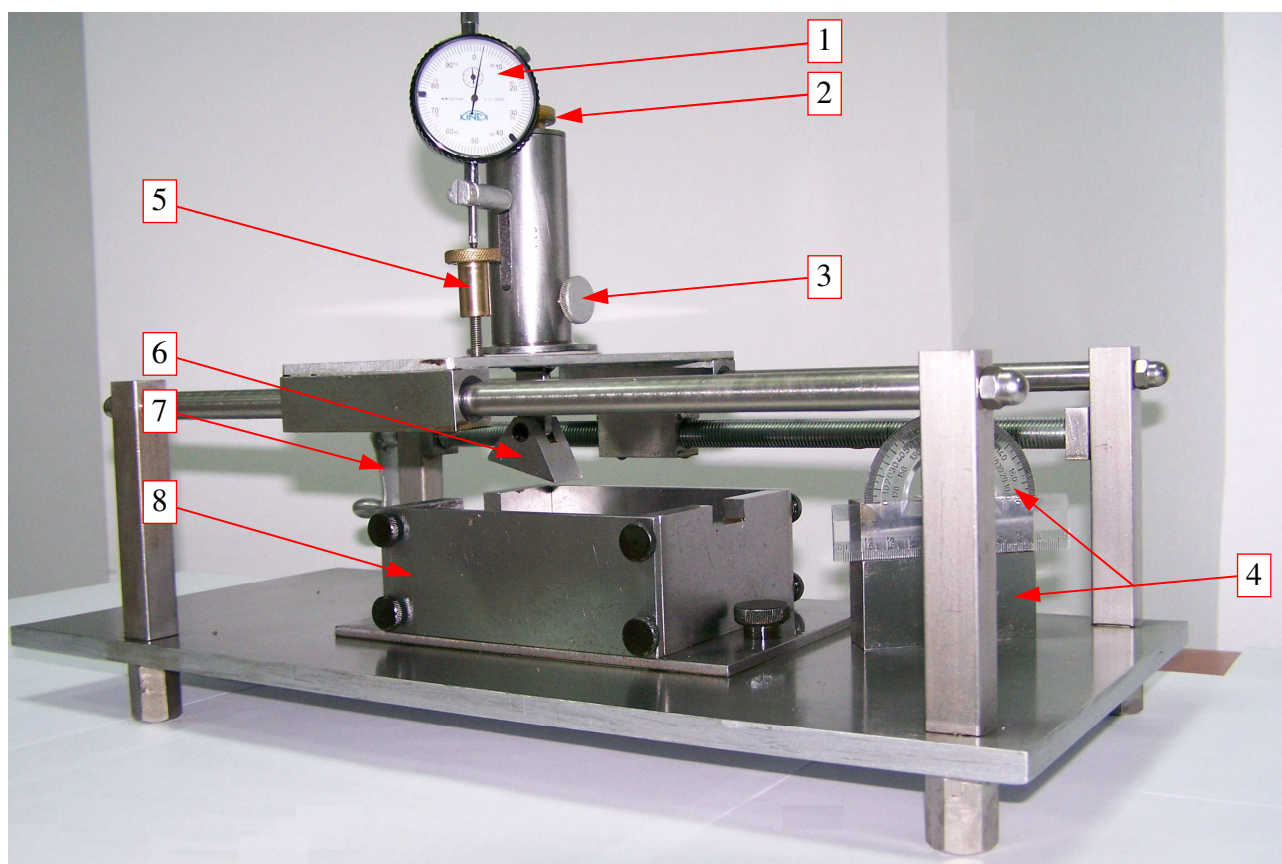
Rys. 3.7. Charakterystyka materiałowa $\sigma_p = f(\varphi_z^{(VP)})$ przy stałej zastępczej prędkości odkształcenia $\dot{\varepsilon}_z^{(VP)} \approx 10^{-4} \text{ s}^{-1}$, dla tworzywa modelowego

3. Badanie mechanizmu plastycznego płynięcia dla różnych wartości zagłębienia i kąta natarcia kłina

Badania modelowe procesu przemieszczania narzędzia przeprowadzono w temperaturze ok. 18°C na specjalnie zbudowanym stanowisku (rys. 3.8). Tworzywo modelowe umieszczono w formie o sztywnych (nieodkształcalnych) ściankach. Forma umożliwia wprowadzenie płaskiego stanu odkształceń i przestrzennego stanu naprężeń w materiał modelowy. Proces przemieszczania narzędzia przeprowadzono z wykorzystaniem narzędzia wykonanego ze stali 45, którego geometria była niezmienna dla wszystkich badań. Różnice polegały na zmiennym kącie natarcia γ i różnych wartościach zagłębienia narzędzia a_p w materiał modelowy (plastelinę). Za pomocą programu Experiment Planner wygenerowano plan trójpoziomowy o wartościach γ i a_p podanych w tabeli 3.1. Do badań modelowych zastosowano próbki w kształcie prostokąta o wymiarach: długość $l = 130$ [mm], wysokość $h = 60$ [mm], szerokość $s = 120$ [mm]. Na jedną z powierzchni bocznej próbek naniesiono siatkę kwadratowych elementów skończonych o wymiarach 5×5 [mm] natomiast na drugą powierzchnię boczną – siatkę o wymiarze $2,5 \times 2,5$ [mm]. Poprzez obserwację przemieszczeń węzłów siatki koordynacyjnej można określić wpływ γ i a_p na przebieg procesu przemieszczania narzędzia oraz na wygląd powierzchni obrobionej materiału i stan warstwy wierzchniej.

Tabela 3.1. Wartości γ i a_p

Nr.	Wartość γ [°]	Wartość a_p [mm]
1	-70	3
2	-30	3
3	10	3
4	-70	6
5	-30	6
6	10	6
7	-70	9
8*	-30*	9*
9	10	9

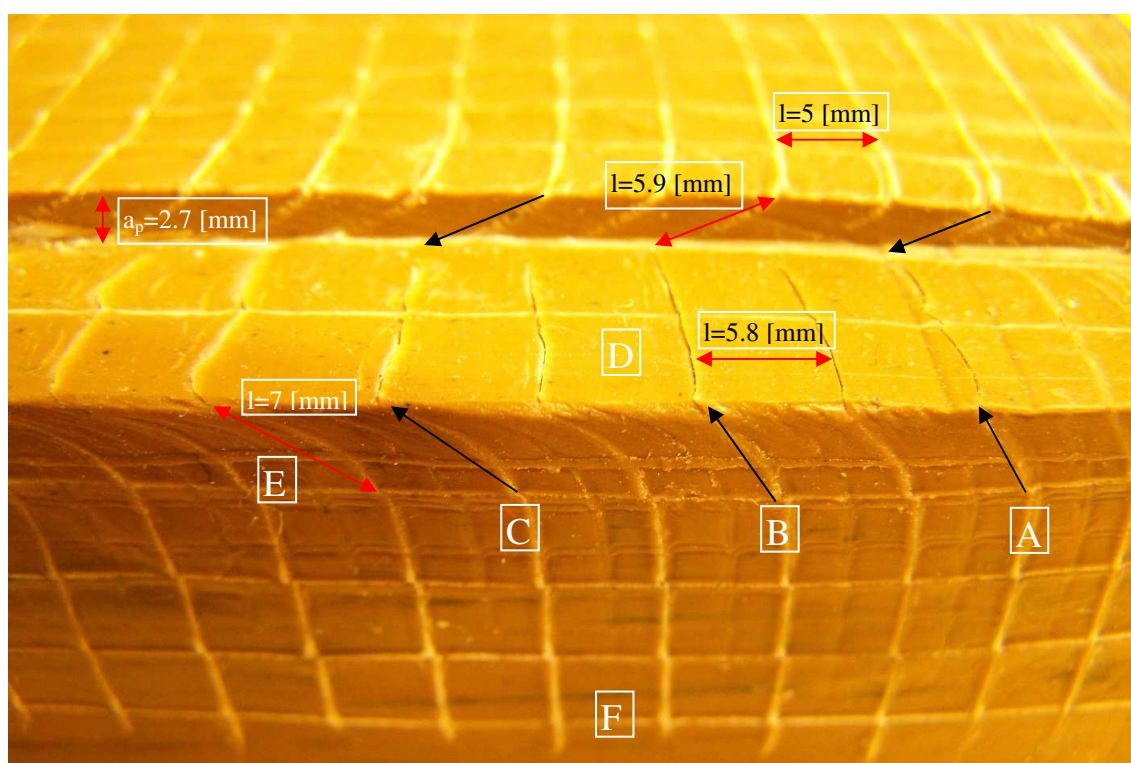


Rys. 3.8. Stanowisko do badań na tworzywie modelowym: 1 – zegarowy czujnik przemieszczenia, 2 – pokrętko regulacji wysokości narzędzia, 3 – pokrętko blokady wysokości narzędzia, 4 – podstawka licząca ostrze narzędzia z powierzchnią górną tworzywa modelowego wraz z kątomierzem do ustawienia zadanego kąta na narzędziu, 5 – pokrętko zerujące wskazanie czujnika przemieszczenia, 6 – narzędzie, 7 – korba przesuwu platformy wraz z narzędziem, 8 – nieodkształcalna forma na tworzywo modelowe

Badania realizowano w następujący sposób. W nieodkształcalnej formie po jej uprzednim rozkręceniu umieszczano tworzywo modelowe nagrzane do temperatury 50°C (w celu właściwego wypełnienia całości formy). Skręcano ścianki formy i umieszczano na stanowisku. Płyta podstawy stanowiska w miejscu styku z formą ma wyfrezowany rowek o wymiarach $4 \times 80 \times 60$ [mm]. Podstawa formy również ma sfrezowaną powierzchnię dolną podstawy z wypustem o wysokości 3 [mm] o identycznych wymiarach 80×60 [mm] w celu wykluczenia wpływu przesuwu formy w trakcie doświadczeń na wynik. W celu zapewnienia dodatkowego zabezpieczenia forma jest przykręcana do podstawy dwoma śrubami. Po ostygnięciu materiału modelowego w formie a także ustawieniu wybranego kąta natarcia narzędzia i odpowiednim ustawieniu wartości jego zagłębienia następowało właściwe doświadczenie. Po przejściu narzędzia na całkowitej długości, formę rozkręcano w celu oceny wizualnej powierzchni obrobionej i wykonaniu zdjęć powierzchni. Przykładowe wyniki doświadczeń dla poszczególnych wartości zagłębienia a_p i kąta natarcia γ przedstawiono na rysunkach 3.9 ÷ 3.27.

Dla zagłębienia $a_p=3$ [mm] i kąta natarcia $\gamma=-70^{\circ}$ (rys. 3.9) zaobserwowano proces nagniatania ślizgowego. Wynikiem tego jest wciśnięcie całej siatki koordynacyjnej nałożonej na wierzchnią część próbki pod narzędzie z jednoczesnym wydłużeniem krawędzi siatki na skutek tarcia. Zaobserwowano zjawisko tworzenia się wypłytki przed ostrzem. W początkowej fazie wypływka była mniejsza (rejon litery A). Tłumaczyć to można faktem ugięcia wstępnego materiału pod wpływem nacisku narzędzia w momencie pierwszego kontaktu. Zauważyć można lekkie

zakrzywienie siatki koordynacyjnej w kierunku posuwu narzędzia (strzałka nad literą A). W dalszej fazie trwania badania linie siatki zakrzywiały się coraz bardziej tak aby w odległości ok. 4 [cm] od brzegu próbki przyjąć regularne pochylenie i wydłużenie (rejon liter C i E). Elementy sąsiadujące z krawędzią narzędzia na skutek działania sił tarcia zostały rozciągnięte o ok. 0.9 [mm] i wciśnięte w dół (rejon litery D). Stwierdzono wydłużenie krawędzi bocznej siatki o wartość 2 [mm], w stosunku do stanu początkowego, w kierunku zgodnym z kierunkiem posuwu narzędzia (litera E). Formująca się dalej wypływka przyjęła regularny kształt do końca trwania tego doświadczenia. Zauważono także powrót sprężysty materiału po przejściu narzędzia wynoszący $h_e=0.3$ [mm] co istotnie wpływa na wysokość próbki po procesie. Znajomość wartości h_e może być wykorzystana np. do korekcji zagłębienia narzędzia w celu otrzymania wymaganej wysokości próbki lub dla zadanej głębokości obróbki a_p do obliczenia wysokości próbki po procesie, która w badanym przypadku wynosi: $H=H_0-a_p+h_e=60-3+0.3=57.3$ [mm]. Na głębokości powyżej 1.5 [cm] (rejon litery F) nie zaobserwowano przemieszczeń siatki koordynacyjnej.

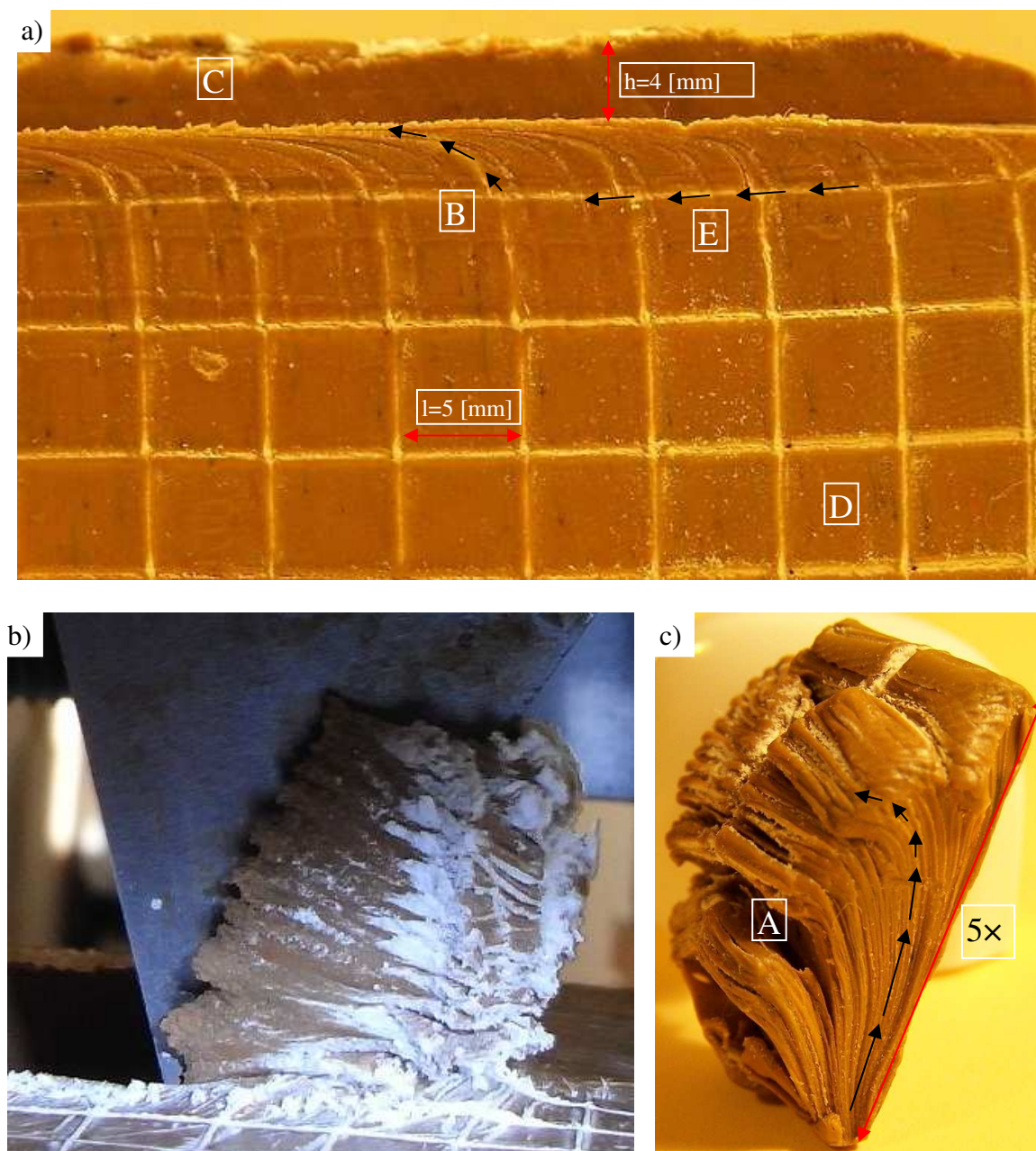


Rys. 3.9. Widok części próbki po przemieszczeniu klina dla: zagłębienia $a_p=3$ [mm] i kąta $\gamma=-70^\circ$

Dla zagłębienia $a_p=3$ [mm] i kąta natarcia $\gamma=-30^\circ$ (rys. 3.10) zaobserwowano zjawisko tworzenia się wióra. Cechą charakterystyczną wióra było znaczne wydłużenie boków elementów siatki koordynacyjnej (nawet 5 \times) na powierzchni kontaktu materiału modelowego z narzędziem. Zauważono sprasowanie elementów siatki na szerokości – wymiar siatki uległ zmianie do wartości setnych części milimetra co daje ok. stukrotną zmianę wymiaru. Widoczne i charakterystyczne szczeliny (np. oznaczona literą A na rys. 3.10b) spowodowane są nieciągłością materiału w trakcie trwania procesu. W celu naniesienia siatki koordynacyjnej niezbędna jest ingerencja mechaniczna i mimo, że pozostawiony delikatny ślad metalowym cienkim i ostrym kolcem jest niewielki, można zauważyć jak znaczny ma on wpływ na otrzymany wynik doświadczenia. Jednak bez takiego zabiegu niemożliwe, bądź bardzo utrudnione, byłoby zaobserwowanie charakterystycznego dla tworzenia się wióra zjawiska nakładania na siebie kolejnych, ścinanych warstw materiału tworzących wiór. Strzałkami czarnymi oznaczono charakterystyczne zjawisko zawijania się wióra spowodowane od strony narzędzia ciągłym napływem materiału obrabianego a z drugiej strony

hamowanych poprzez duże naciski na siebie kolejnych warstw skrawanych i duże wartości współczynnika tarcia (rys. 3.10b).

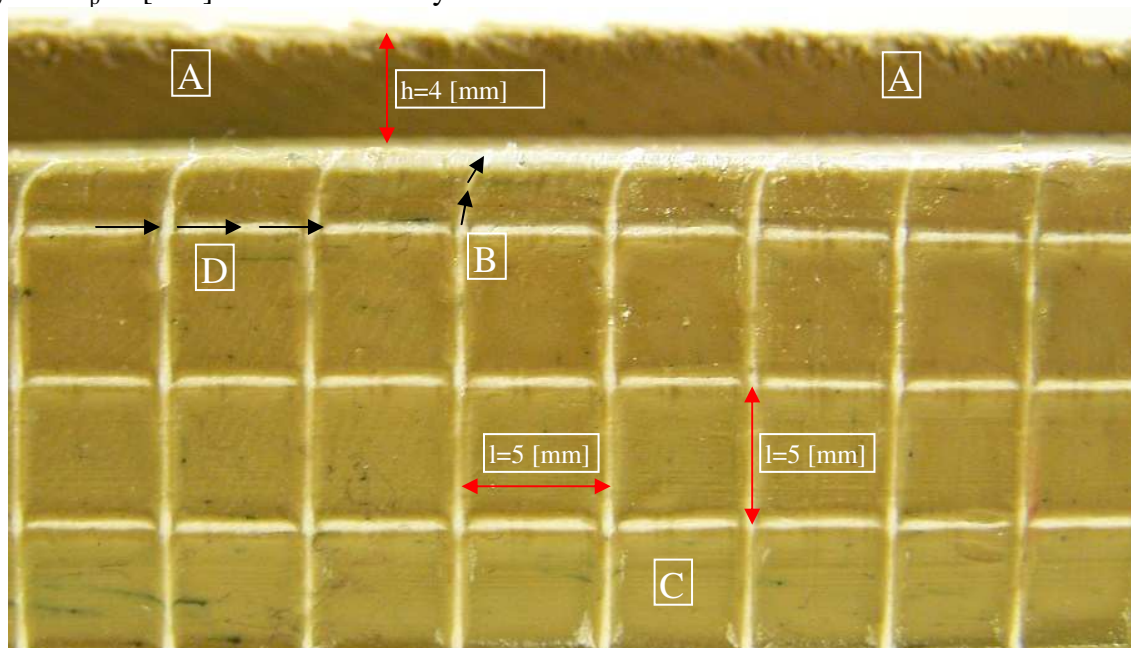
Na powierzchni obrobionej (rys. 3.10a) zauważyć można częściowe ścięcie górnej części siatki koordynacyjnej. Wynika to z faktu ustawienia zagłębienia $a_p=3$ [mm], co w konfrontacji z gęstością siatki wynoszącą 5×5 [mm] spowodowało jej ścięcie. W rejonie litery B strzałkami zaznaczono charakterystyczne zawijanie boków siatki wraz z przesuwem narzędzia. W obszarze litery E zaobserwowano delikatne ugięcie linii siatki utrzymujące się przez cały czas trwania badania. Prawdopodobnie spowodowane jest to tzw. „falą” płynącego materiału przed ostrzem, które po zdjęciu obciążenia narzędzia w pewnym zakresie powrotu sprężystego pozostawiając jednak odkształcenia plastyczne.



Rys. 3.10. Widok: a) części próbki po przemieszczeniu klina dla $a_p=3$ [mm] i $\gamma=-30^\circ$; b) powstający wiór w trakcie trwania badania (widok z boku); b) powstały wiór;

Obszar litery C przedstawia charakterystyczne rozerwania materiału spowodowanego zbyt dużymi odkształceniami na rogu klina w trakcie jego przesuwu. Oderwane części materiału

modelowego uformowały boczną część wióra widoczną na rys. 3.10c. W obszarze litery D na rys. 3.10a nie zaobserwowano deformacji siatki koordynacyjnej. Wartość $h=4$ [mm] wynika z faktu stworzenia wypłytki bocznej. Jej wysokość wyniosła jednak ok. 1 [mm] co może sugerować, że wymiar $a_p=3$ [mm] został zachowany.



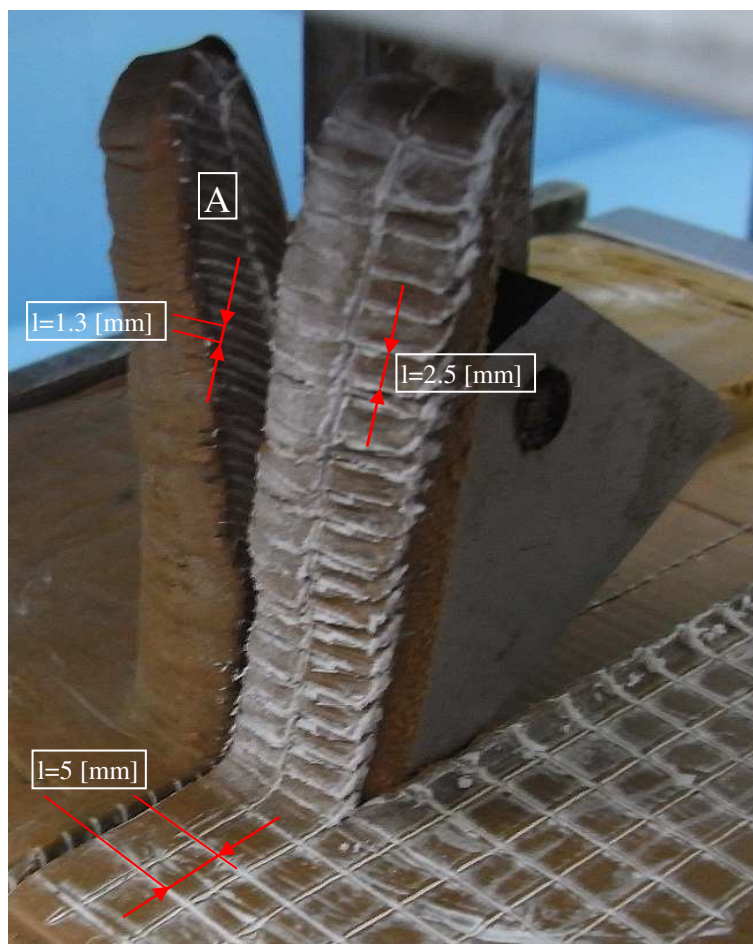
Rys. 3.11. Widok części próbki po przemieszczeniu klina dla $a_p=3$ [mm] i $\gamma=10^\circ$

Dla $a_p=3$ [mm] i $\gamma=10^\circ$ (rys. 3.11) zaobserwowano podobną wartość $h=4$ [mm]. Podobnie jak dla $a_p=3$ [mm] i $\gamma=30^\circ$ wynikała ona z utworzonej bocznej wypłytki, której wysokość wyniosła ok. 1 [mm]. Po jej uwzględnieniu stwierdzono, że zadana głębokości skrawania została zachowana. W obszarach oznaczonych literą A utworzyły się zadziory charakterystyczne dla momentu odrywania się materiału pchanego przed klinem od jego pozostałej części na skutek zbyt dużych naprężeń. Brzegi są nieregularne.

Strzałki nad literą B ukazują pochylenie siatki koordynacyjnej na skutek posuwu klina zgodnie z jego kierunkiem. Odształcenia jej są niewielkie. Widoczne jest natomiast ścięcie górnej części siatki przez narzędzie jak miało to miejsce w przypadku opisanym powyżej. Zauważyć jednak można, iż kąt pochylenia bocznych linii siatek jest mniejszy na skutek większego kąta natarcia klina. Materiał skrawany jest przy użyciu znacznie mniejszej siły. Zauważono to w trakcie kręcenia korbą do przesuwu platformy z narzędziem.

Strzałki czarne nad literą D mają poziomy charakter. Wynika to z faktu mniejszego nacisku narzędzia i pchanego przez nie materiału wióra na powierzchnie obrabianą. Siła skrawania jest mniejsza co przekłada się na mniejsze odształcenia w materiale warstwy wierzchniej. Czerwonymi strzałkami (obszar litery C) oznaczono wymiary siatki, która w odległości niewiele ponad 1 [cm] od płaszczyzny skrawania nie uległa deformacji.

Rysunek 3.12 przedstawia fazę powstawania wióra w trakcie skrawania. Zauważyć można na wiórze charakterystyczne sprasowane elementy siatki nałożonej na wierzchnią część powierzchni obrabianej. Wymiar siatki zmniejszył się dwukrotnie i wynosił ok. 2.5 [mm]. Widać także mocne spiętrzenie materiału obrabianego w wiórze (litera A). W tej części na tworzywo modelowe została nałożona siatka 2.5×2.5 [mm]. Po skończeniu badania zmierzono odległość linii siatki i została ona na skutek tarcia zmniejszona niemal dwukrotnie i wynosiła na zewnętrznej części wióra ok. 1.3 [mm]. W miejscu styku materiału z powierzchnią klina pomiar odległości pomiędzy kolejnymi liniami siatki koordynacyjnej był niemożliwy na skutek mocnej deformacji materiału obrabianego.



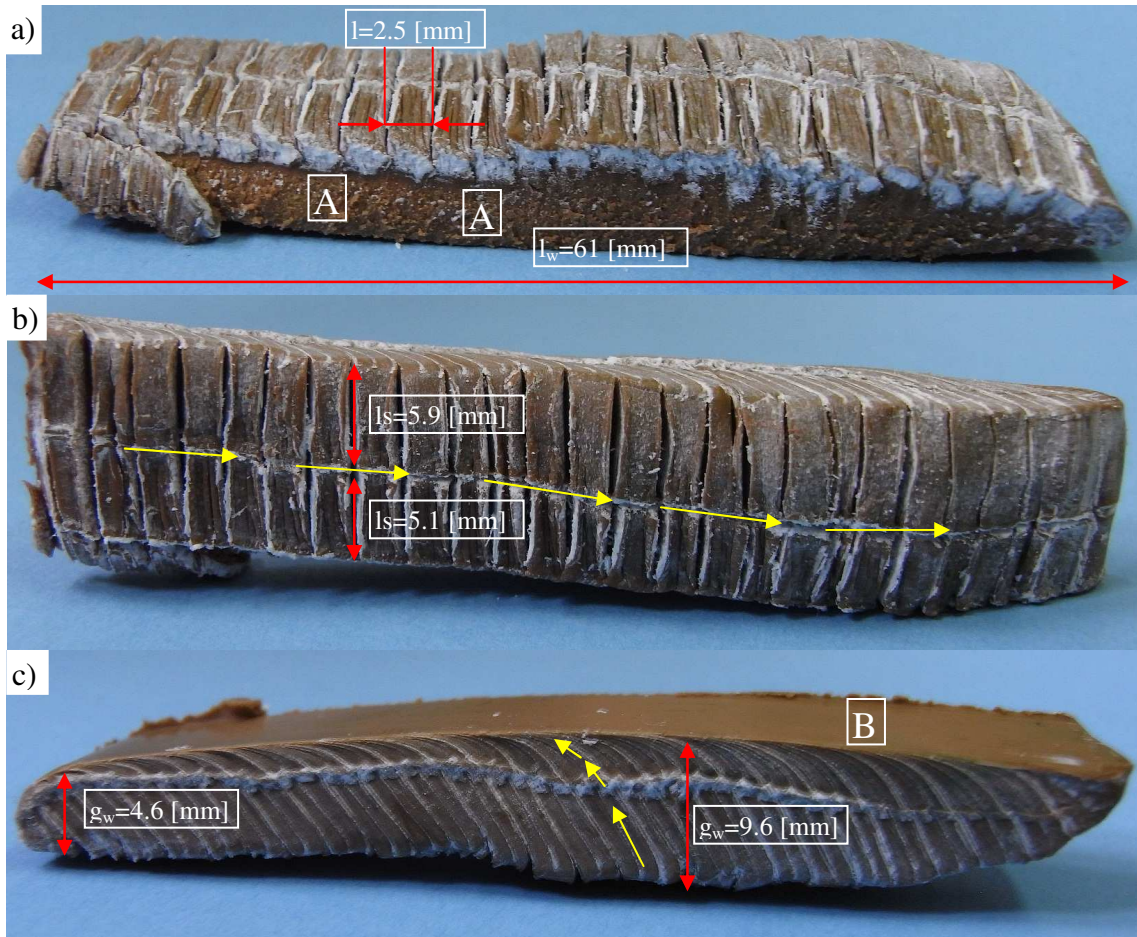
Rys. 3.12. Kształtowany wiór dla $a_p=3[\text{mm}]$ i $\gamma=10^\circ$

Na rys. 3.13 przedstawiono otrzymany wiór po przejściu klina przez całą długość próbki. Zmierzona długość $l_w=61$ [mm]. Widoczna zdeformowana siatka elementów skończonych miała wymiar przed doświadczeniem 5×5 [mm]. Na rys. 3.13a w obszarach zaznaczonym literą A zauważyć można warstwę materiału przekształconą w wiór bez nałożonych linii siatki koordynacyjnej. Przy bliskim obejrzeniu wióra obszar ten przypomina obszar po rozerwaniu stalowej próbki podczas statycznej próby rozrywania. Ma mocno nierówną powierzchnię z charakterystycznymi pikami i dolinami.

Rys. 3.13b przedstawia wiór widoczny w góry. Zauważyć można regularnie powtarzające się odstępki między kolejnymi ściskającymi się elementami siatki. Żółtymi strzałkami oznaczono linię podziału dwóch sąsiednich elementów skończonych siatki. Pomimo, że wartość jednego z boków siatki jest identyczna to bok prostopadły do nich w jednym elemencie siatki wynosi 5.9 [mm] a w drugim 5.1 [mm]. Spowodowane to jest faktem, że jeden z boków widocznych na rys. 3.13a był odrywany od materiału obrabianego. Stawiał on większy opór skrawania powodując jego charakterystyczne zakrzywienie w stronę materiału obrabianego. Drugi z boków widoczny na rys. 3.13c nie był hamowany bocznym oporem jakim stawia materiał w trakcie rozrywania toteż na elementy siatki koordynacyjnej naniesionej na ten bok działał tylko współczynnik tarcia pomiędzy powierzchnią klina a powierzchnią materiału skrawanego.

Rys. 3.13c przedstawia również różne grubości wióra. Wartość większa – $g_w=9.6$ [mm] – była największa w środkowej części wióra. Może to wynikać z charakterystyki budowy formy na tworzywo modelowe, w którym w miejscu wejścia klina w materiał i jego wyjścia wyfrezowany jest rowek o szerokości 30 [mm] i wysokości 10 [mm]. Stąd wynikają ograniczenia wartości a_p . Niemniej jednak, taka budowa może powodować w końcowej fazie trwania doświadczenia hamowanie swobodnego płynięcia materiału wywołanego ścianką zbudowanej formy. Na skutek

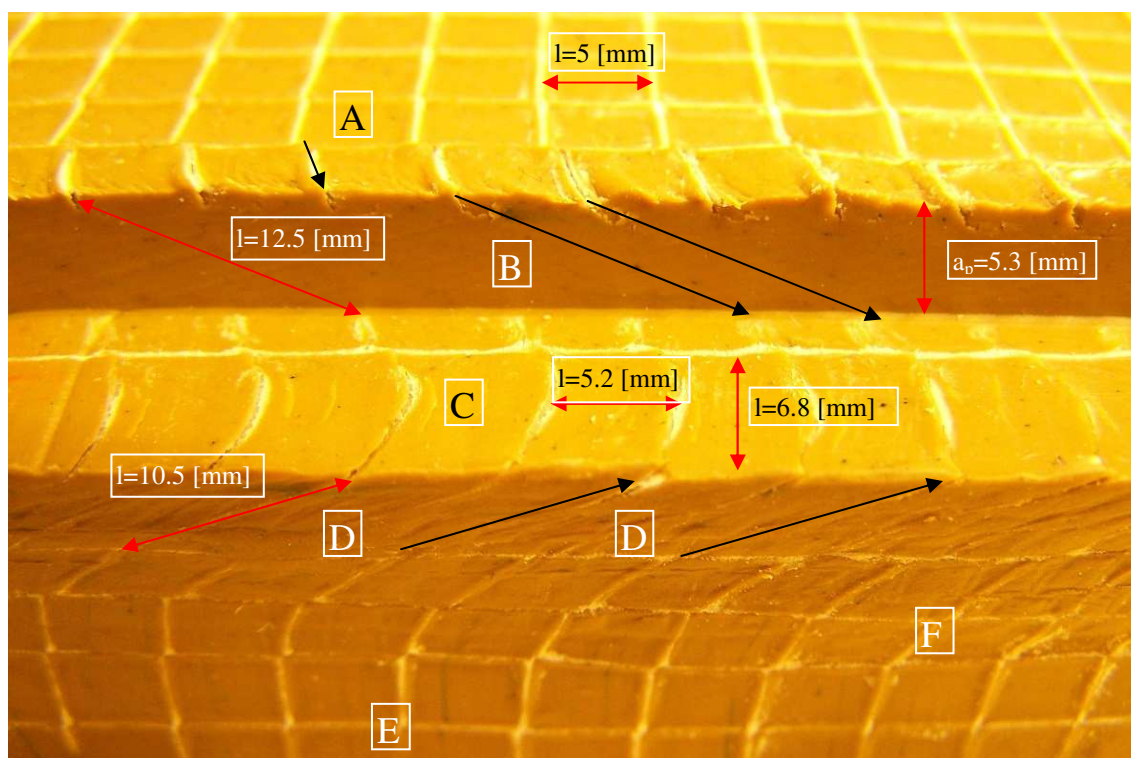
tego swobodne płynięcie materiału zostaje zachwiane skutkując mniejszą wartością grubości wióra pod koniec trwania doświadczenia a wynoszącą $g_w=4.6$ [mm]. Na rysunku tym oznaczono literą B powierzchnię styku materiału modelowego z powierzchnią natarcia klina. Powierzchnia ta jest idealnie gładka. Spowodowane to jest dużymi naciskami narzędzia na materiał tworzącego się wióra. Żółte strzałki oznaczają zakrzywienie linie boków siatki. W miejscu styku klina z materiałem linie te są silnie zakrzywione i ciężko jest zaobserwować ich koniec. W dalszej odległości od powierzchni natarcia klina linie te przebiegają w sposób łagodny.



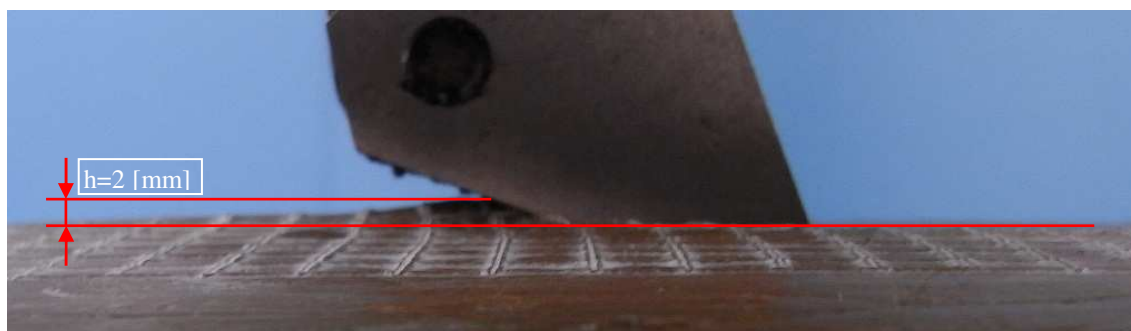
Rys. 3.13. Ukształtowany wiór po przejściu klina (dla $a_p=3$ [mm] i $\gamma=10^\circ$) w widoku: z boku od strony materiału (a), z góry (b) oraz od spodu i z boku od strony naniesionej siatki (c)

Dla $a_p=6$ [mm] i $\gamma=-70^\circ$ (rys. 3.14) zaobserwowano proces nagniatania ślizgowego. Wynikiem tego, podobnie jak miało to miejsce dla $a_p=3$ [mm] i $\gamma=-70^\circ$ jest wciśnięcie całej siatki koordynacyjnej (rys. 3.14) nałożonej na wierzchnią część próbki pod ostrze z jednoczesnym przemieszczeniem krawędzi siatki na skutek tarcia o wartość 12.5 [mm] (rys. 3.14 - czerwona strzałka w rejonie litery B). Strzałki w tym samym rejonie w kolorze czarnym przedstawiają linie siatki odpowiadające sobie przed badaniem. Na górnej powierzchni obrabianej w rejonie litery A na rys. 3.14 zaobserwowano zagięcie linii siatek dla pojedynczego elementu sąsiadującego z materiałem narzędzia. Na kolejnych elementach siatki nie stwierdzono ich deformacji. Ich wymiary wynosiły 5×5 [mm]. Zmierzona rzeczywista głębokość nagniatania $a_p=5.3$ [mm] była mniejsza o wartość 0.7 [mm] od zamierzonej. Wynika to tak jak w poprzednich doświadczeniach z właściwości sprężystych plasteliny. Na powierzchni materiału po przejściu klina (rejon litery C) zaobserwowano specyficzne zagięcie linii siatki elementów skończonych. Wymiar jednego z boków siatki pomimo przemieszczenia i pewnej deformacji nie uległ znacznej zmianie i wyniósł $l=5.2$ [mm]. Drugi wymiar boku siatki uległ wydłużeniu do wartości $l=6.8$ [mm]. Tłumaczyć to

można tym, że od strony nałożonej siatki bocznej – okolice liter D, E, F – materiał poddany nagniataniu płynął lekko na bok na skutek braku ciągłości materiału. Jedynym elementem odbierającym stopnie swobody była dociśnięta druga połówka materiału modelowego z nałożoną na nią siatką o wymiarze 2.5×2.5 [mm]. Jednak zbyt słaby, aczkolwiek celowy, docisk umożliwił lekkie płynięcia materiału na bok. Zwiększenie docisku obu połówek materiału modelowego do siebie spowodowałoby zniekształcenie nałożonej na nie siatki elementów skończonych. W rejonie liter D zaznaczono czarnymi strzałkami kierunek rozciągania linii siatki materiału modelowego. Nastąpiła zmiana ich długości do wartości ok. $l=10.5$ [mm]. Linie siatki w obszarze litery E nie uległy przemieszczeniu. Obszar litery F wskazywałby na pewne dodatkowe deformacje w głębi materiału. Jednak deformacje są przybliżone dla całego obszaru rysunku a wyobrażenie krzywych białych linii siatki elementów skończonych to nadmiar talku użytego do uzupełnienia ubytku po delikatnie naniesionych rysach siatki a także częściowe odbicie siatki koordynacyjnej drugiej połowy materiału modelowego. Celowy brak jakiegokolwiek ingerencji w celu usunięcia np. nadmiaru talku tłumaczony jest chęcią zachowania oryginalnej powierzchni po doświadczeniu i wyeliminowania wpływu czynników zewnętrznych. Zaobserwowano również zjawisko tworzenia się wypłytki (rys. 3.15), której wysokość w bliskiej odległości od klina wynosiła $h=2$ [mm] i łagodnie obadła w kierunku posuwu narzędzia by w odległości ok. 4 [cm] od narzędzia zanikła.

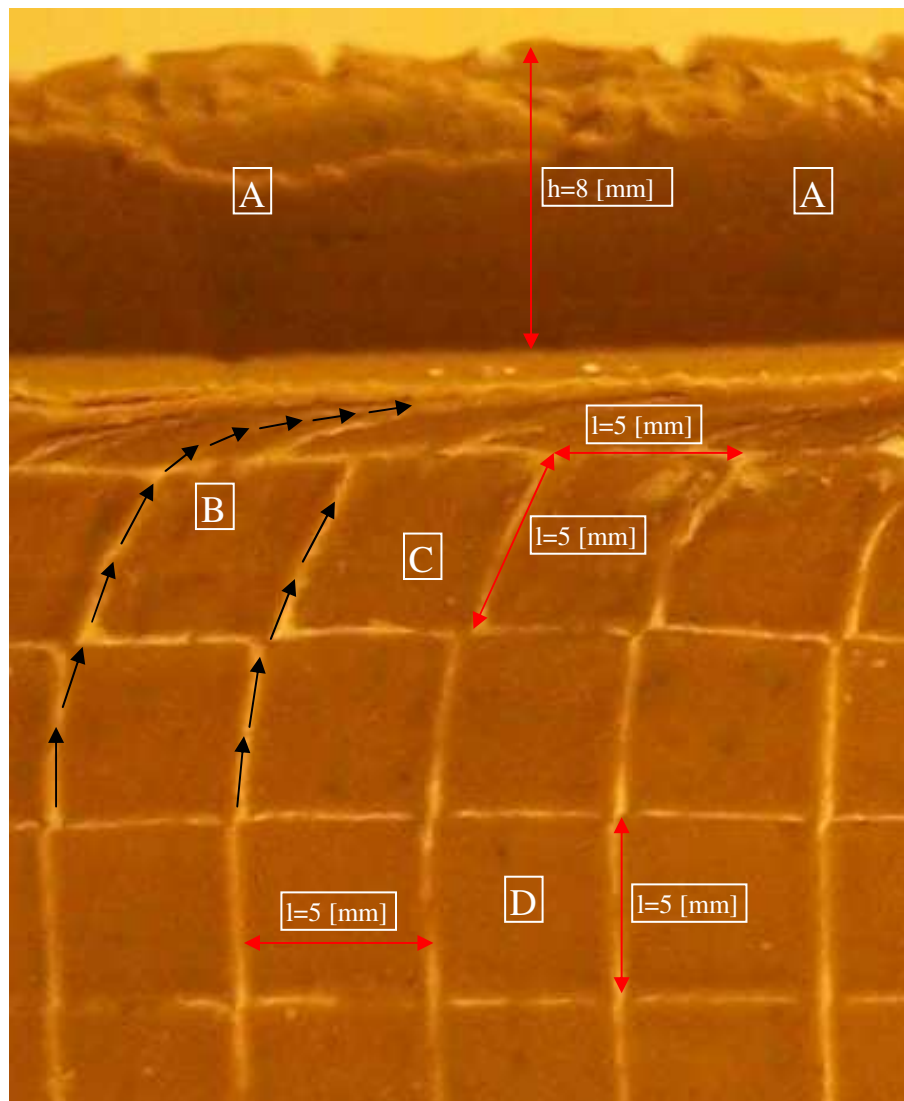


Rys. 3.14. Widok próbki po przejściu klina dla $a_p=6$ [mm] i $\gamma=-70^\circ$



Rys. 3.15. Powstająca wypłytki dla $a_p=6$ [mm] i $\gamma=-70^\circ$ w trakcie trwania doświadczenia

Dla $a_p=6$ [mm] i $\gamma=-30^\circ$ (rys. 3.16) nastąpił proces skrawania. Wysokość $h=8$ [mm] wynikała z utworzenia wypłytki bocznej której wysokość wynosiła 3 [mm] co pozwoliło założyć, iż rzeczywista wartość a_p została zachowana. Obszar liter A charakteryzuje się licznymi nieciągłościami. Spowodowane są one rozrywaniem materiału modelowego przez przesuwającą się krawędź klina wskutek przekroczenia naprężeń maksymalnych.



Rys. 3.16. Widok próbki po przejściu klina dla $a_p=6$ [mm] i $\gamma=-30^\circ$

W obszarze B czarnymi strzałkami zaznaczono linie zagięć siatki elementów skończonych. Linie elementów będących w bezpośrednim kontakcie z ostrzem narzędzia uległy silnemu zakrzywieniu zgodnym z kierunkiem posuwu klina. Elementy siatki położone poniżej uległy pochyleniu zgodnie z ruchem narzędzia zachowując jednak wymiary obu boków co ukazują czerwone strzałki w obszarze litery C na rys. 3.16. Elementy w obszarze D nie wykazywały odkształceń w obu osiach zachowując wymiary siatek naniesione przed doświadczeniem.

Na rysunku 3.17 widoczny jest końcowy wiór ukształtowany po przejściu klina przez całą długość roboczą. Żółte strzałki obrazują zagięcia rozciągniętych i sprasowanych elementów skończonych. Strzałki w obszarze litery C początkowo mają charakter przebiegu identyczny jak w obszarze D, lecz w dalszej części ulegają zakrzywieniu na zewnątrz. Spowodowane to jest blokowaniem na skutek dużego współczynnika tarcia kolejnych tworzących się warstw przez powstałe wcześniej warstwy zeskrabanego materiału a także ustawienia ostrza pod kątem $\gamma=-30^\circ$.

Strzałki w obszarze litery D mają charakter zgoła odmienny. Spowodowane to jest początkową fazą procesu podczas której duży współczynnik tarcia pomiędzy klinem a tworzącymi się warstwami skrawanymi powodują ich wygięcie w kierunku płaszczyzny natarcia klina. Najlepszym tego dowodem są częściowo zachowane elementy siatki naniesione na wierzchnią warstwę materiału modelowego a zawinięte i wciągnięte na skutek tarcia w kierunku płaszczyzny natarcia klina. Widoczne są one w obszarze litery A na rysunku 3.17. Obszar litery B jest gładki, co mogłoby świadczyć o dużych naciskach narzędzia na powierzchnię tworzącego się wióra.

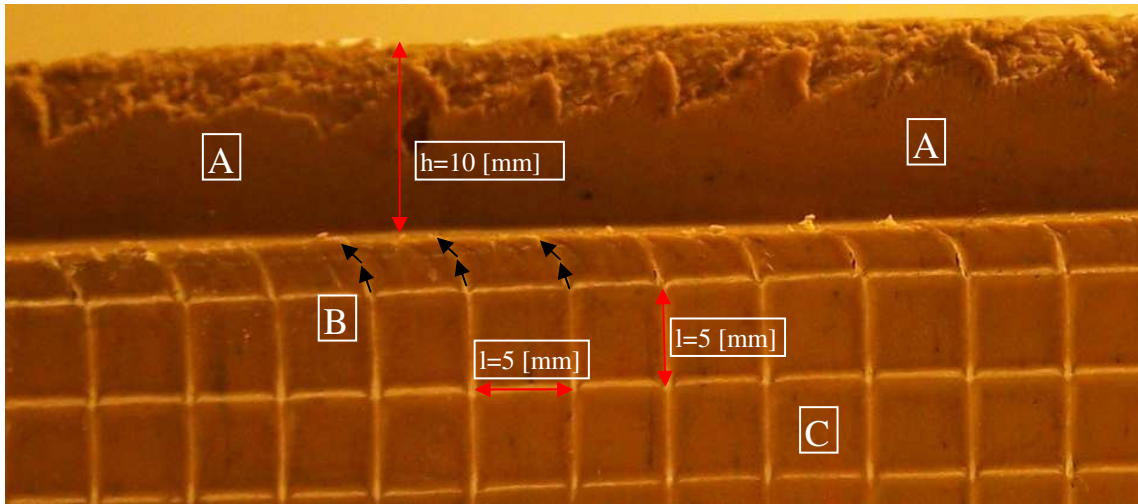


Rys. 3.17. Ukształtowany wiór po przejściu klina dla $a_p=6$ [mm] i $\gamma=-30^\circ$

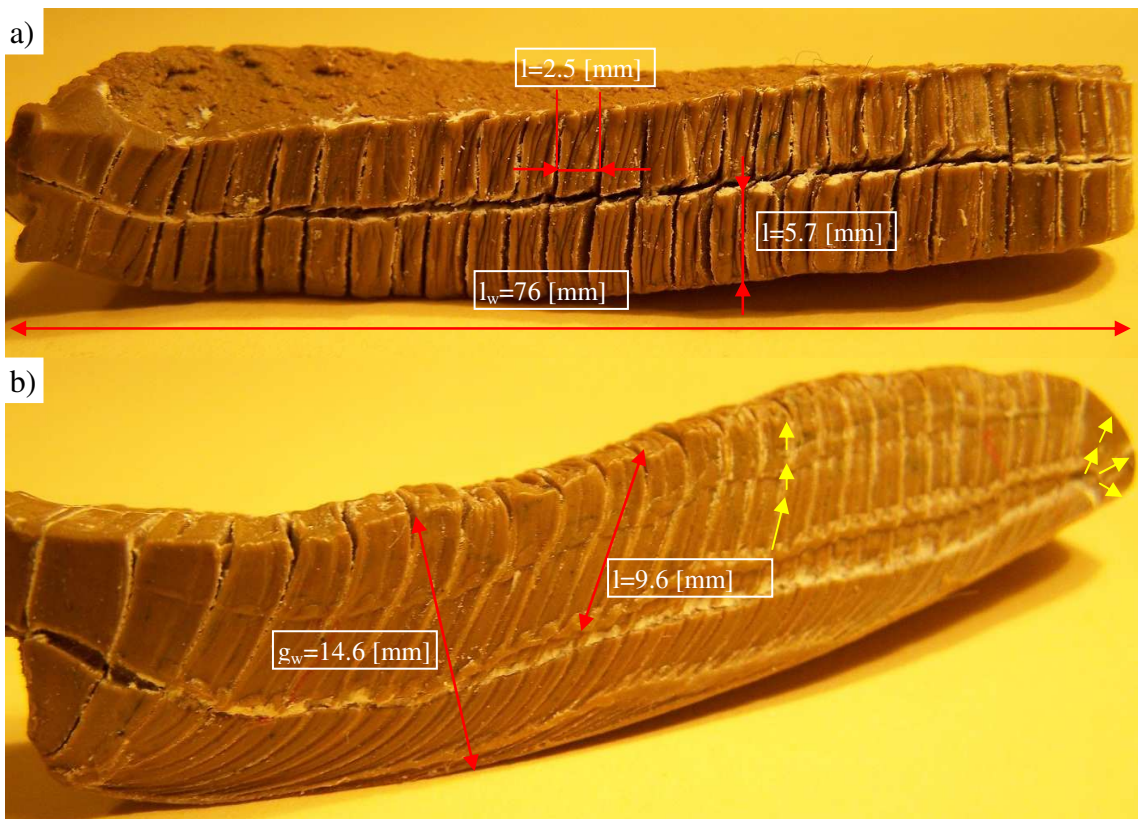
Dla $a_p=6$ [mm] i $\gamma=10^\circ$ (rys. 3.18) wysokość śladu wyniosła $h=10$ [mm]. Podobnie jak dla $a_p=3$ [mm] i $\gamma=10^\circ$ wynikała ona z utworzonej bocznej wypłytki, której wysokość rzeczywista wyniosła 4 [mm]. Świadczy to o zachowaniu wartości a_p na poziomie 6 [mm]. W obszarach oznaczonych literą A, podobnie jak dla wyżej opisanych przypadków tworzenia się wióra, utworzyły się zadziory charakterystyczne dla momentu odrywania się materiału pchanego przed klinem od jego pozostałej części wskutek zbyt dużych naprężeń. Brzegi są nieregularne co jest bardzo dobrze widoczne na fragmencie próbki przedstawionym na rys. 3.18.

Strzałki nad literą B ukazują pochylenie siatki koordynacyjnej na skutek posuwu klina zgodnie z jego kierunkiem. Odkształcenia jej są niewielkie. Zauważyć można, iż kąt pochylenia bocznych linii siatek jest w porównaniu z przypadkiem $a_p=6$ [mm] i $\gamma=-30^\circ$ zdecydowanie łagodniejszy. Wynika to z zastosowania większego kąta natarcia klina. Materiał skrawany jest przy użyciu mniejszej siły.

Kształt i wymiary siatki poniżej ściętych elementów skończonych nie uległ deformacji ani zmianie wymiaru. Oba wymiary boków siatki (okolice litery C) zostały zachowane i wynosiły po 5 [mm].



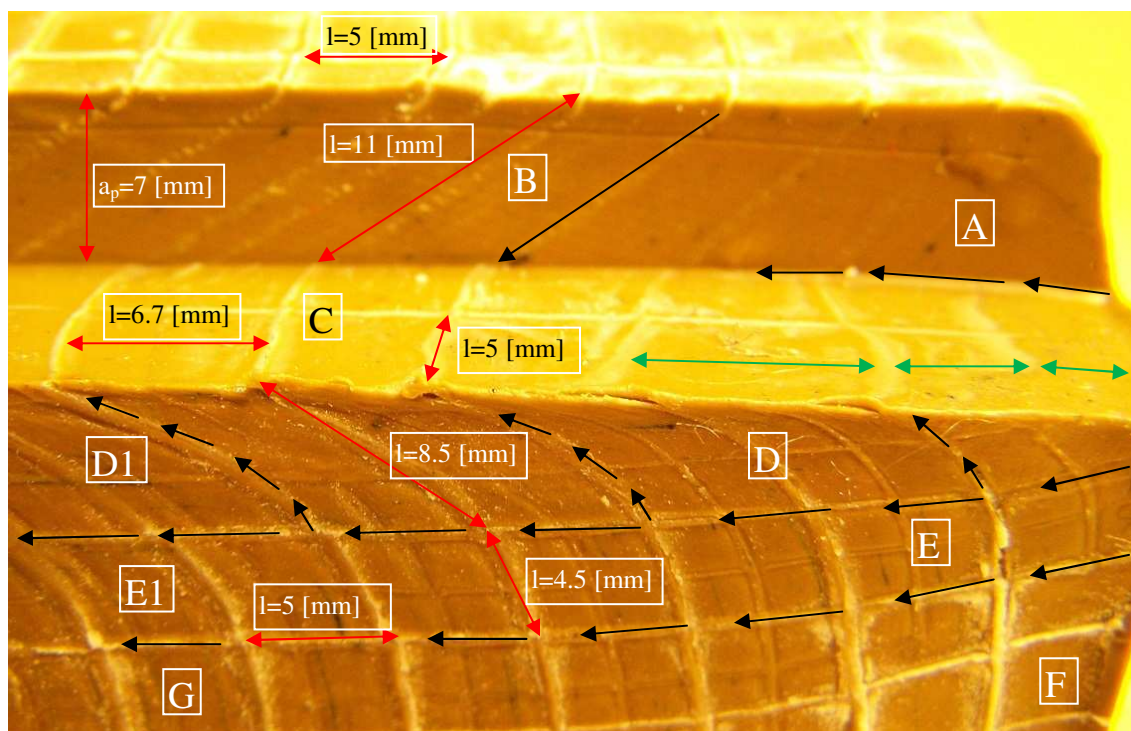
Rys. 3.18. Widok próbki po przejściu klina dla $a_p=6$ [mm] i kąta $\gamma=10^\circ$



Rys. 3.19. Widok wióra po przejściu klina dla $a_p=6$ [mm] i $\gamma=10^\circ$: a) widok z góry, b) widok boku od strony naniesionej siatki

Na rys. 3.19 przedstawiono otrzymany wiór po przejściu klina przez całą długość próbki. Długość wióra wynosi: $l_w=76$ [mm]. Zauważyć można regularnie powtarzające się odstępstwa między kolejnymi ściskającymi się elementami siatki. Widoczna zdeformowana siatka elementów skończonych miała wymiar przed doświadczeniem 5×5 [mm]. Na rys. 3.19a widać zmianę wymiaru obu boków siatki naniesionej na wierzchnią powierzchnię próbki. Po doświadczeniu przyjęły kształt prostokąta o bokach 2.5×5.7 [mm]. Grubość wióra wyniosła $g_w=14.6$ [mm] (rys. 3.19b). Boki ściętych elementów naniesionych na boczną powierzchnie próbki uległy wydłużeniu niemal dwukrotnie i wynosiły 9.6 [mm] zmierzone w linii prostej. Żółtymi strzałkami na rys. 3.19b zaznaczono uformowanie linii ściętych elementów skończonych. Zauważyć można różnice w ich

przebiegu. Spowodowane to jest faktem, że pierwsze ścinane elementy siatki trafiły na opór spowodowany współczynnikiem tarcia występującym między powierzchnią klina na powierzchni tworzącego się wióra. Kolejne ścinane warstwy, nakładane na poprzednie, napotykały oprócz współczynnika tarcia na powierzchni natarcia klina dodatkowy opór stawiany przez uformowane już wcześniej zeskrwane warstwy materiału modelowego.



Rys. 3.20. Widok próbki dla $a_p=9$ [mm] i $\gamma=-70^\circ$

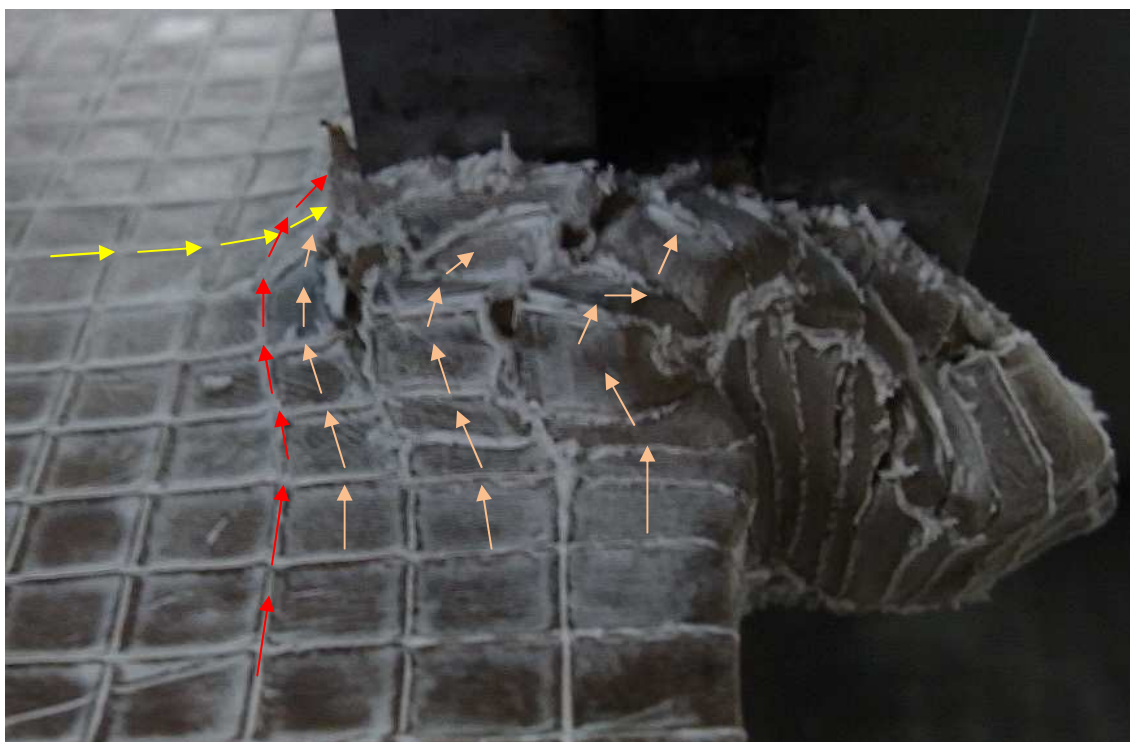
Przy $a_p=9$ [mm] i $\gamma=-70^\circ$ (rys. 3.20) zaobserwowano proces nagniatania ślizgowego. Przy większym zagłębieniu klina wyraźniej można zaobserwować charakterystyczne zjawiska towarzyszące pierwszym momentom kontaktu narzędzia z przedmiotem obrabianym. W omawianym przypadku na rys. 3.20 poniżej litery A czarnymi strzałkami oznaczono ugięcie materiału spowodowanego naciskiem klina w pierwszych momentach procesu. Dopiero w odległości ok. 2.5 [cm] od początku próbki (rejon litery C) zaobserwowano ustabilizowane zagłębienie $a_p=7$ [mm] utrzymujące się do końca trwania danego doświadczenia.

W rejonie litery B strzałkami zaznaczono przemieszczenie wierzchniej siatki elementów skończonych. Zmierzona przykładowa wartość wyniosła $l=11$ [mm]. Początkowe elementy siatki wierzchniej, wciśnięte pod ostrze klina, na skutek ugięcia materiału brzegu próbki w warstwie wierzchniej mają nieregularne odstępy (zielone strzałki na rys. 3.20) wynikające z różnych współczynników tarcia w danym momencie trwania doświadczenia. Dopiero w odległości ok. 3 [cm] od początku próbki (rejon litery C) przyjmują powtarzalne odstępy między kolejnymi liniami naniesionej siatki i wynoszą ok. 6.7 [mm]. Pomimo, że wzdłuż kierunku posuwu klina długości linii siatki uległy zwiększeniu to wymiar w poprzek pozostał jednakowy i wynosił 5 [mm].

Na górnej powierzchni obrabianej zaobserwowano bardzo delikatne zagięcie linii siatek dla pojedynczego elementu mającego kontakt z materiałem narzędzia. Na kolejnych elementach siatki nie stwierdzono ich deformacji ani zmiany wymiaru. W obszarze liter D-D1 czarnymi pionowo-ukośnymi strzałkami zaznaczono kierunek ugięcia linii siatki. W początkowej fazie procesu linie te są mniej wygięte i mniej rozciągnięte. Wynika to z faktu, że w początkowej fazie procesu przesuwany klin przemieszczając materiał obrabiany spowodował „wciągnięcie” za sobą materiału brzegu próbki powodując jego uniesienie co widoczne jest na rys. 3.20 w obszarze litery F. Stąd mniejsze długości boków siatki i mniejsze jej nachylenie. W miarę dalszego przesuwu klina zmienił

się kąt pochylenia linii wraz z ich długością. Stały się powtarzalne co można zauważyć w rejonie litery D1. Długości linii miały zbliżoną wartość $l=8.5$ [mm] zmierzoną w linii prostej. Poziome strzałki w obszarze litery E-E1 mają również odmienny przebieg w początkowej fazie doświadczenia. Powód jest podobny jak podany powyżej, tj. nastąpiło wstępne „wciągnięcie” materiału za materiałem klina i jego lekkie uniesienie stąd odległość między nimi na początku jest mniejsza. W miarę przesuwu klina odległość ta zwiększyła się i ustabilizowała do samego końca trwania doświadczenia.

Elementy pomiędzy poziomymi czarnymi strzałkami obszaru litery E1 uległy delikatnej deformacji i zmianie wymiaru. Wartości linii poziomych pozostały bezmienne i wynosiły $l=5$ [mm] natomiast linie pionowe uległy delikatnemu sprasowaniu i wymiar ich wynosił $l=4.5$ [mm]. Poniżej obszaru oznaczonego literą G tj. poniżej 3 [cm] nie stwierdzono deformacji naniesionej siatki.

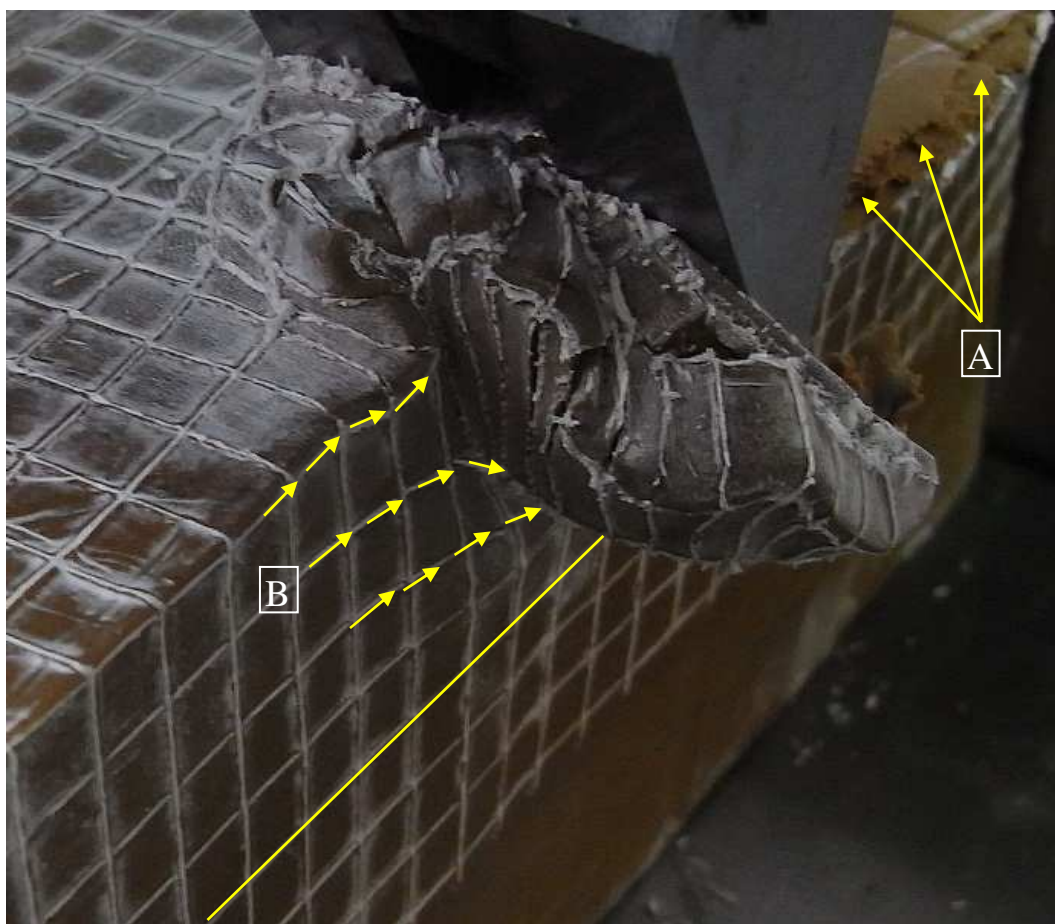


Rys. 3.21. Widok próbki podczas trwania badania dla $a_p=9$ [mm] i kąta $\gamma=-30^\circ$

Doświadczenie, w którym ustawiono wartości $a_p=9$ [mm] i kąt $\gamma=-30^\circ$ (rys. 3.21) postanowiono aby przebiegło w nieco odmienny sposób, mając charakter pogładowy, dlatego w tab. 3.1 w punkcie 8 postawiono czerwoną *. Wyjmując z formy drugą połówkę materiału modelowego, a tym samym zabierając kilka stopni swobody, zasymulowano sytuację skrawania. Otrzymane wyniki są potwierdzeniem powyższych rozważań dotyczących płynięcia materiału na boki. Możliwe było także permanentne śledzenie zachowania się materiału modelowego, jego deformacji, spiętrzania się materiału przed klinem i zjawiska tworzenia się wióra. Obserwowane zjawiska potwierdziły rozważania dotyczące powyższych doświadczeń, w których wyjmując materiał modelowy z formy można było jedynie przypuszczać skąd takie a nie inne przebiegi linii siatek, odkształcenia czy kierunki zwijania się wióra.

Doświadczenie to pozwoliło zauważyć tworzenie się wypływkii bocznej, jej kształt, przebieg a także wysokość (rys. 3.21 odpowiednio czerwone i żółte strzałki). W trakcie przesuwania klina największej deformacji uległy wierzchnie rzędy trzech pierwszych elementów będących bezpośrednio w kontakcie z klinem (jasnopomarańczowe strzałki na rys. 3.21). Elementy czwartego rzędu na skutek deformacji zmieniły kształt zachowując przy tym wymiary boków 5×5 [mm]. Elementy przed klinem ulegały wstępnemu ściskaniu by w sposób nieprzewidywalny uformować

wiór (rys. 3.22 i 3.23). Stwierdzono również, że stosowany delikatny sposób nakładania siatki metalowym bardzo cienkim i ostrym ostrzem wymaga dopracowania. Wszelkie pęknięcia, widoczne zwłaszcza na materiale wióra, zostają utworzone właśnie w miejscu delikatnej ingerencji wspomnianego ostrza. Odkształcenia materiału w głąb sięgają ok. 2 [cm] i mają charakter płynięcia na bok aniżeli deformacji wzdłuż kierunku posuwu klina. Delikatne zmiany kształtu i wymiarów siatki na powierzchni bocznej oznaczone żółtymi strzałkami w pobliżu litery B na rys. 3.22 spowodowane były spiętrzonym materiałem wióra. Poniżej żółtej linii na rys. 3.22 nie stwierdzono deformacji siatki. Żółte strzałki na literę A wskazują na poszarpany brzeg materiału po przejściu narzędzia a także jego swobodne popłynięcie na bok.

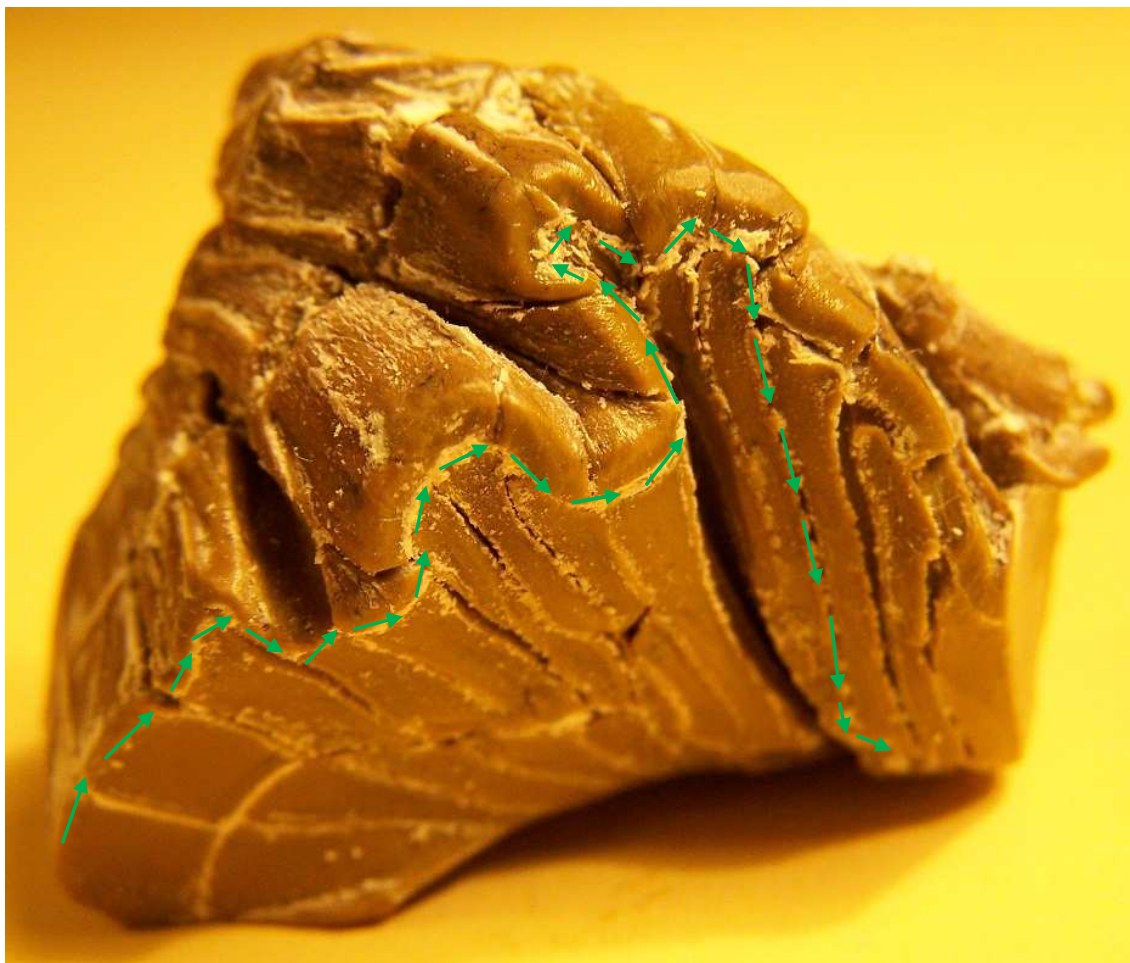


Rys. 3.22. Widok próbki i tworzącego się wióra podczas trwania badania dla $a_p=9$ [mm] i $\gamma=-30^\circ$

Rysunek 3.23 przedstawia fragment oddzielonego od pozostałej części wióra. Widoczne są charakterystyczne mocno nieliniowości zdeformowanych elementów. Przykładowy przebieg linii siatki zaznaczono zielonymi strzałkami.

W porównaniu do wiórów otrzymanych w pozostałych doświadczeniach, w tym przypadku brak jest regularności występowania deformacji poszczególnych elementów siatki. Ich występowanie jest przypadkowe i wynika być może z właściwości materiałowych plasteliny lub przerw w przesuwie klina spowodowanych chęcią sporządzenia dokumentacji z badań co mogło spowodować odsprężynowanie materiału i mieć wpływ na dalszy przebieg doświadczenia.

Ostatnim doświadczeniem przeprowadzonym według trójpoziomego planu eksperymentu wygenerowanego za pomocą programu E-Planner było przeprowadzenie badania dla $a_p=9$ [mm] i $\gamma=10^\circ$. Symulowało ono proces skrawania (rys. 3.24 ÷ 3.27).



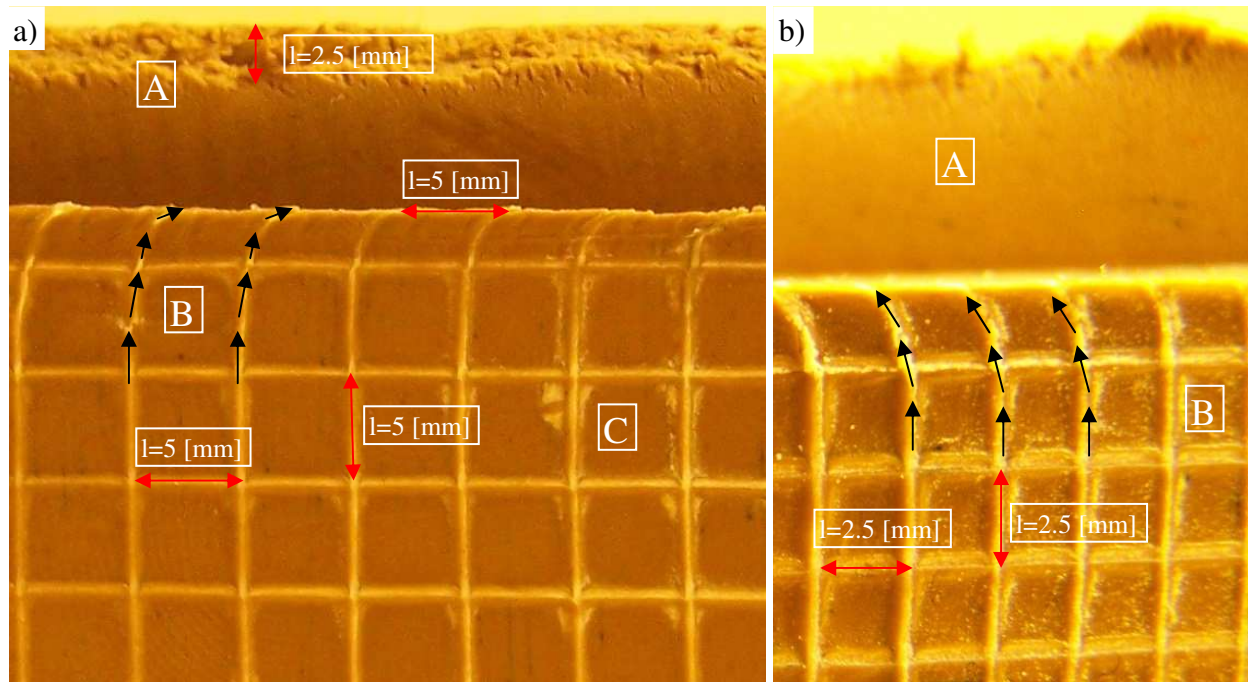
Rys. 3.23. Widok fragmentu powstałego wióra dla $a_p=9$ [mm] i $\gamma=-30^\circ$

Rys. 3.24a i 3.24b ukazuje fragmenty próbki po przejściu klina. Powierzchnia siatki bocznej nosi niewielkie ślady deformacji zaznaczone czarnymi strzałkami w obszarze liter B. Praktycznie element sąsiedni dla siatki o rozmiarze 2.5×2.5 [mm] nie uległ przemieszczeniu ani deformacji. Wskazują na to zmierzone wartości długości siatek.

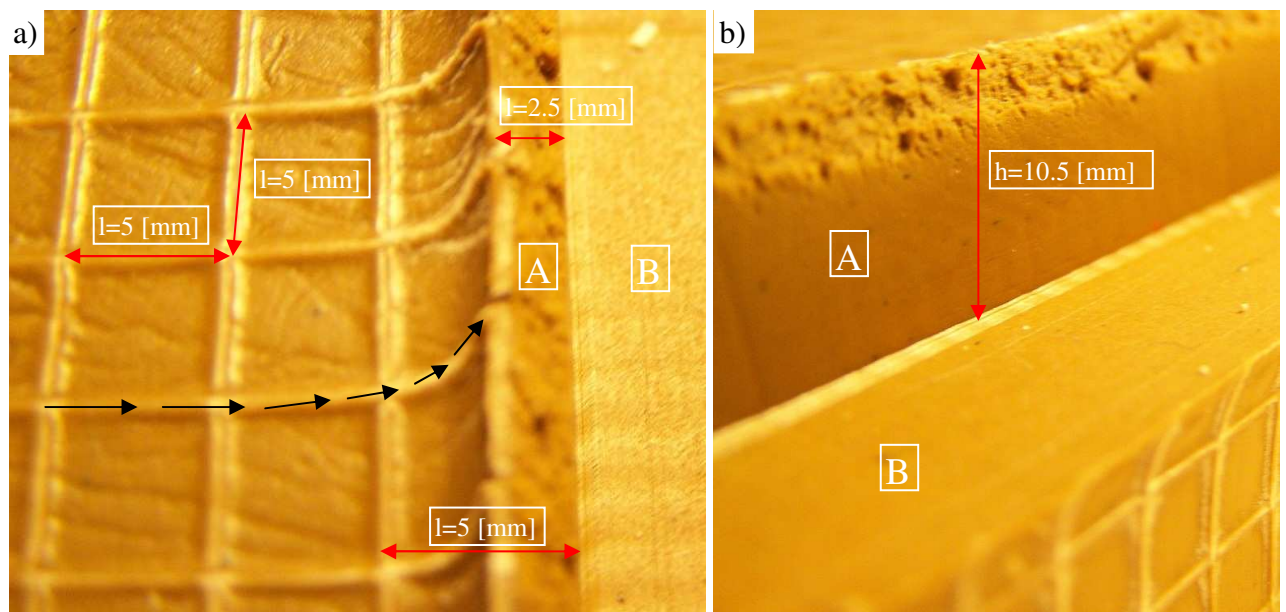
Obszar bocznej zeskrwanej ścianki zaznaczony literą A na rys. 3.24a,b i 3.25b do wysokości 8 [mm] ma powierzchnię gładką. Powyżej tej wartości, czyli wartość 2.5 [mm] (rys. 3.24a), ma charakterystyczną chropowatą powierzchnię. Spowodowana jest ona rozerwaniem materiału próbki pod wpływem przekroczenia naprężeń maksymalnych spowodowanych przesuwem klina.

Ciekawym zjawiskiem zaobserwowanym podczas doświadczenia był fakt, że wysokość omawianej chropowatości powierzchni po przejściu narzędzia pokryła się z wysokością powstałej wypływkii bocznej, którą widać na rys. 3.25a.

Szerokość wypływkii wyniosła 5 [mm]. Na elementach siatki położonych w sąsiedztwie nie zauważono zmian wymiarów. Czarnymi strzałkami zaznaczono kierunek wzniosu i pochyłu linii siatki wierzchniej, który był zgodny z kierunkiem posuwu klina. Powierzchnia zeskrwana zaznaczona literami B na rys. 3.25a,b była gładka na całej długości przejścia klina.



Rys. 3.24. Widok bocznych siatek próbek o rozmiarze 5×5 [mm] (a) oraz 2.5×2.5 [mm] (b) po przejściu klina dla $a_p=9$ [mm] i $\gamma=10^\circ$



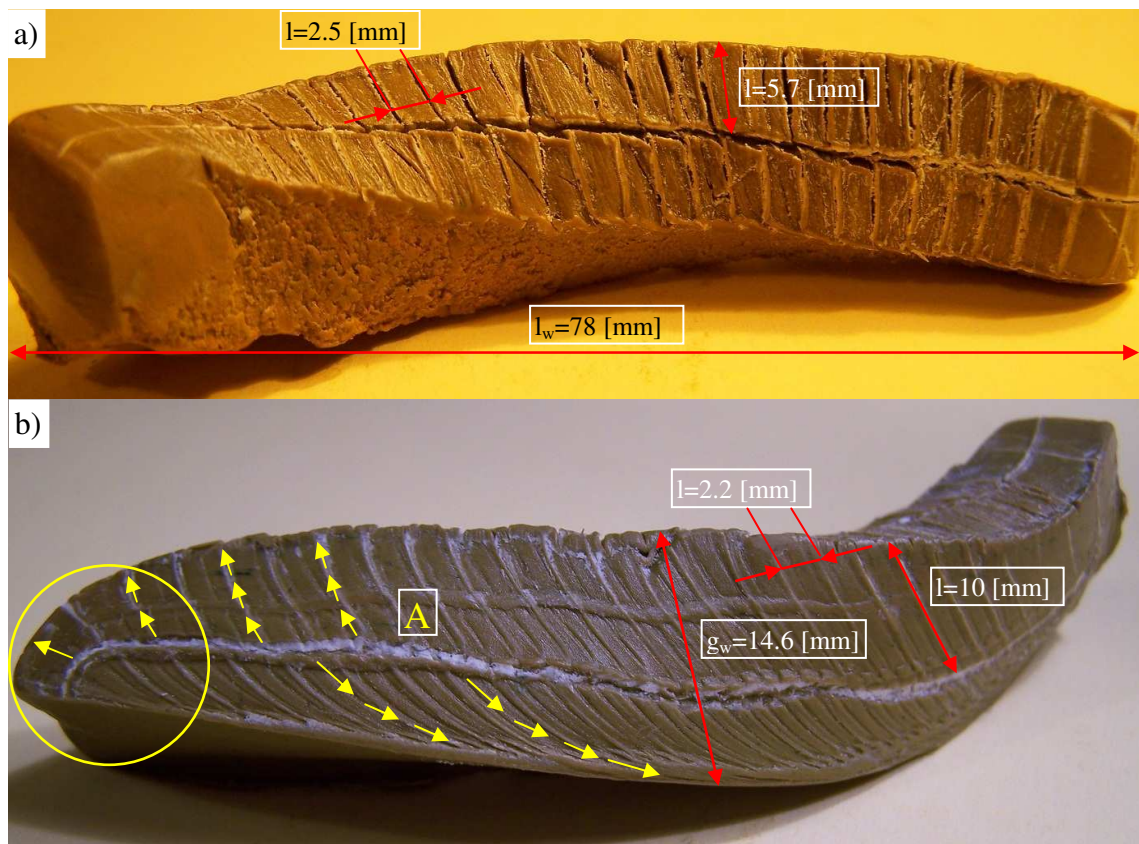
Rys. 3.25. Widok siatki o rozmiarze 5×5 [mm] na górnej powierzchni próbki wraz z utworzoną wypytką boczną (a) oraz widok próbki po przejściu klina (b) dla $a_p=9$ [mm] i kąta $\gamma=10^\circ$

Powstały w trakcie doświadczenia wiór (rys. 3.26, 3.27a, b) podobnie jak w doświadczeniu dla $a_p=6$ [mm] i $\gamma=10^\circ$ przyjął charakterystyczny zawinięty kształt. W tym jednak przypadku na skutek większej wartości a_p wiór stał się bardziej spiralny. Sprasowane elementy siatki wierzchniej przyjęły rozmiar na długości dwukrotnie mniejszy i wyniosły 2.5 [mm]. Szerokość uległa nieznacznemu zwiększeniu i wynosiła 5.7 [mm].



Rys. 3.26. Powstający wiór w trakcie doświadczenia dla $a_p=9[\text{mm}]$ i $\gamma=10^\circ$

Długość wióra w linii prostej wyniosła $l_w=78$ [mm]. Rys. 3.27b przedstawia sprasowane elementy siatki bocznej zeskrwane z próbki. Strzałkami żółtymi zaznaczono kierunki ich pochyłu. W początkowej fazie doświadczenia skrawane elementy napotykały na opór jedynie w postaci siły tarcia pomiędzy powierzchnią klina a materiałem próbki. Stąd kierunek ich jest inny – zaznaczone okręgiem na rys. 3.27.

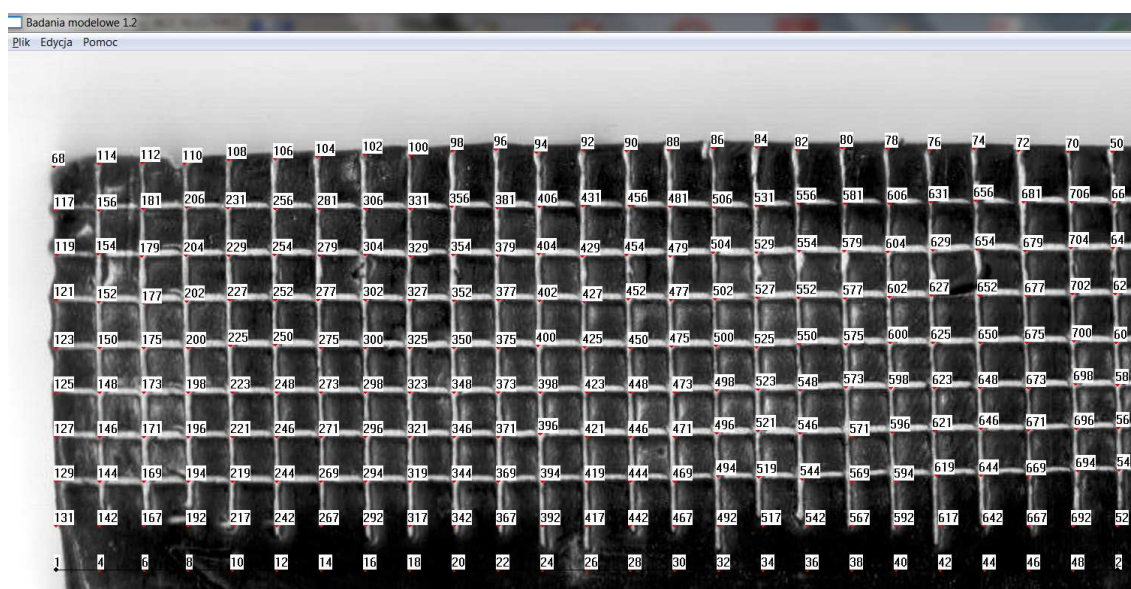


Rys. 3.27. Widok wióra dla $a_p=9$ [mm] i $\gamma=10^\circ$: a) widok z góry, b) widok boku od strony naniesienia siatki

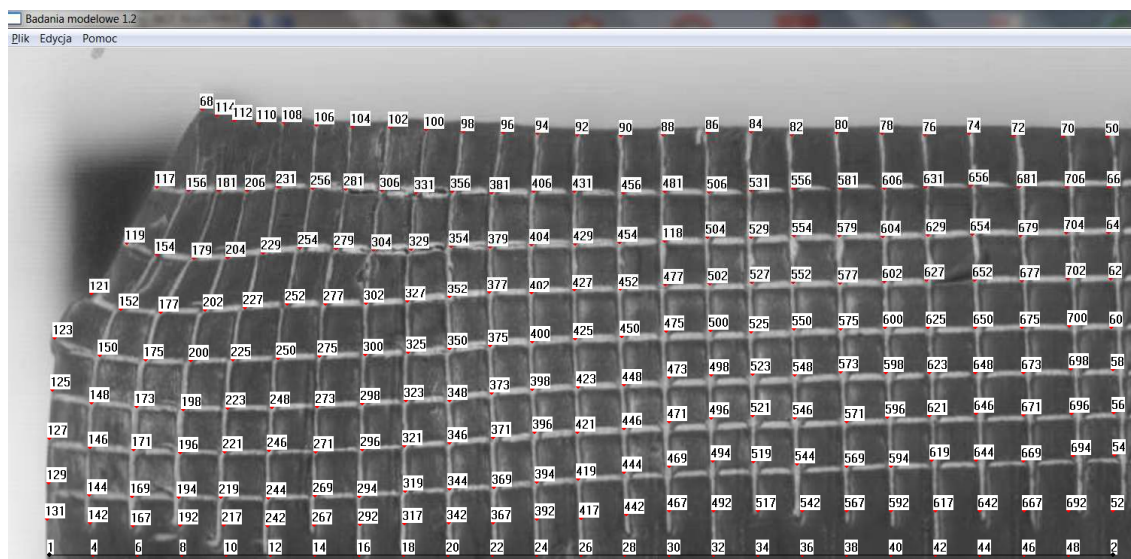
Kolejne nakładane na siebie warstwy skrawane napotykały oprócz siły tarcia opór stawiany przez materiał wcześniej zeskrawanych warstw materiału. Elementy zeskrawane będące w bezpośrednim kontakcie z powierzchnią klina są silnie zdeformowane uniemożliwiając pomiar długości linii siatki (dolne żółte strzałki). Grubość wióra w połowie długości wynosiła $g_w=14.6$ [mm]. Linie jednego z boków siatki elementów nałożonych na ściankę próbki uległy dwukrotnemu wydłużeniu i wyniosły $l=10$ [mm]. Linie drugiego z boku uległy sprasowaniu z wartości 5 [mm] do wartości $l=2.2$ [mm].

4. Wyznaczenie warunków brzegowych dla przemieszczeń

Dodatkowe badania modelowe wykonano w celu wyznaczenia warunków brzegowych dla przemieszczeń. W tym celu wykonano próbkę i naniesiono na boczną powierzchnię siatkę elementów skończonych o rozmiarze 2.5×2.5 [mm]. Powierzchnię boczną próbki przed i po doświadczeniu zeskanowano. Następnie za pomocą opracowanego w Katedrze Mechaniki Technicznej i Wytrzymałości Materiałów Politechniki Koszalińskiej programie Badania Modelowe 1.2 obliczono przemieszczenia wszystkich węzłów siatki (rys. 3.28, 3.29). W programie tym importuje się zdjęcie próbki z naniesioną na nią siatką elementów skończonych a w miejscu węzłów stawia się punkty którym przyporządkowuje się numery węzłów wygenerowane w programie ANSYS w metodzie implicit. Kolejnym krokiem jest wczytanie zdjęcia po doświadczeniu z odkształconą siatką i ponowne odpowiednie zaznaczenie węzłów odpowiadających sobie przed doświadczeniem. Dzięki temu program za pomocą utworzonego algorytmu odczytuje przemieszczenia wszystkich węzłów siatki. Uzyskane w ten sposób wartości przemieszczeń eksportowano do pliku tekstowego. Przykładowe zostały zamieszczone w tablicy 3.2. dla $a_p=9$ [mm] i $\gamma=-30^\circ$. Przemieszczenie klina po osi X wynosiło 8 [mm]. Wybór ten uzasadnia się chęcią otrzymania deformacji siatki elementów skończonych jednocześnie bez nakładania się na siebie węzłów.



Rys. 3.28. Widok naniesionych węzłów siatki



Rys. 3.29. Widok przemieszczonych węzłów siatki dla $a_p=9$ [mm] i $\gamma=-30^\circ$

Tabela 3.2. Warunki brzegowe dla przemieszczeń dla $a_p=9$ [mm] i $\gamma=-30^\circ$

Węzeł	Kierunek	Wartość [mm]
206	UX	3.77
206	UY	0.05
121	UX	2.48
121	UY	-0.59
225	UX	0.56
225	UY	-1.73

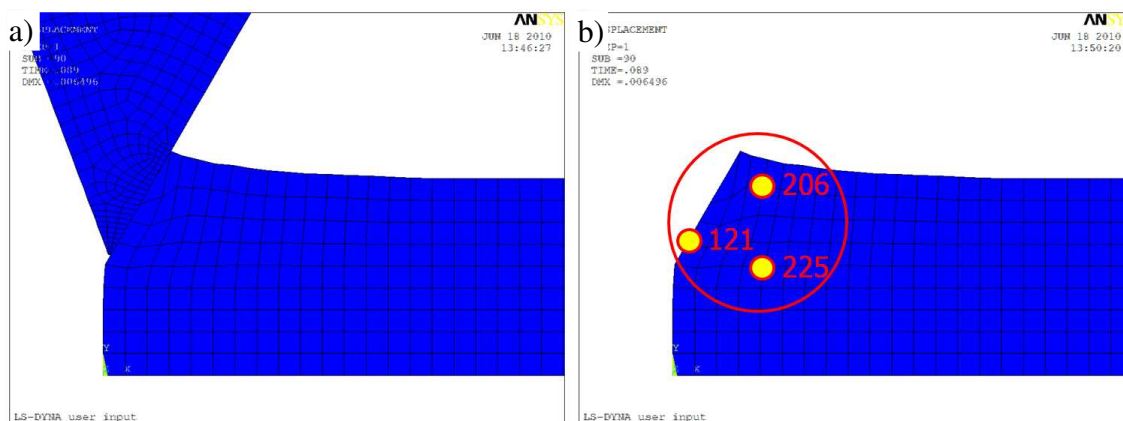
5. Badanie symulacyjne procesu przemieszczania klina po tworzywie modelowym

Obliczenia procesu przemieszczania klina po tworzywie modelowym dokonano stosując dwie metodyki. Pierwsza polega na wprowadzeniu zadanych warunków brzegowych w obszarze kontaktu dla przemieszczeń (tab. 3.2) wyznaczonych w modelowych badaniach wizjoplastycznych, tzw. metoda implicit. W drugiej metodyce (nieznane warunki brzegowe w obszarze kontaktu) wykorzystano teorię przyrostową, zwaną również metodą explicit, wykonując obliczenia krok po kroku.

5.1. Pierwsza metodyka obliczeń

W opracowanej aplikacji w programie ANSYS obiekt zamodelowano jako płaski (2D), dla przypadku płaskiego stanu odkształcenia i przestrzennego stanu naprężenia (rys. 3.30). Klin zamodelowano jako ciało idealnie sztywne ($E \rightarrow \infty$), natomiast materiał obrabiany jako sprężysto/plastyczny ze wzmocnieniem nieliniowym. Przedmiot dyskretyzowano elementami 8 węzłowymi typu PLANE 82, z nieliniową funkcją kształtu. Odebrano translacyjne oraz rotacyjne stopnie swobody dla węzłów na spodzie i bokach przedmiotu do pewnej wysokości (czerwone linie na rys. 3.30). Następnie wprowadzono warunki brzegowe dla przemieszczeń wyznaczone w badaniach modelowych przy pomocy programu Badania Modelowe 1.2 korzystając w wcześniej utworzonego pliku tekstowego zawierającego wyniki przemieszczeń wszystkich węzłów próbki.

całkowania (explicit). Należy ona do większej grupy metod bezpośredniego całkowania dynamicznych równań ruchu. Narzędzie traktowano jako ciało idealnie sztywne ($E \rightarrow \infty$), natomiast do opisu właściwości materiału ciętego przyjęto model materiałowy sprężysto/lepko – plastyczny Cowpera–Symonds’a dla danych materiałowych plasteliny. W modelu wykorzystuje się warunek plastyczności Hubera–Misesa–Hencky’ego oraz stowarzyszone prawo płynięcia. Przedmiot dyskretyzowano elementami 4 węzłowymi typu PLANE 162. Odebrano translacyjne oraz rotacyjne stopnie swobody dla węzłów na spodzie i bokach przedmiotu do wysokości 1.5 [cm]. Obszar kontaktu zamodelowano za pomocą modułu SINGLE SURFACE–AUTO 2D. Na klin zadano przemieszczenie na kierunku osi X wynoszące $u_x=8$ [mm]. Otrzymane wyniki przemieszczeń wybranych węzłów zestawiono w tab. 3.3.



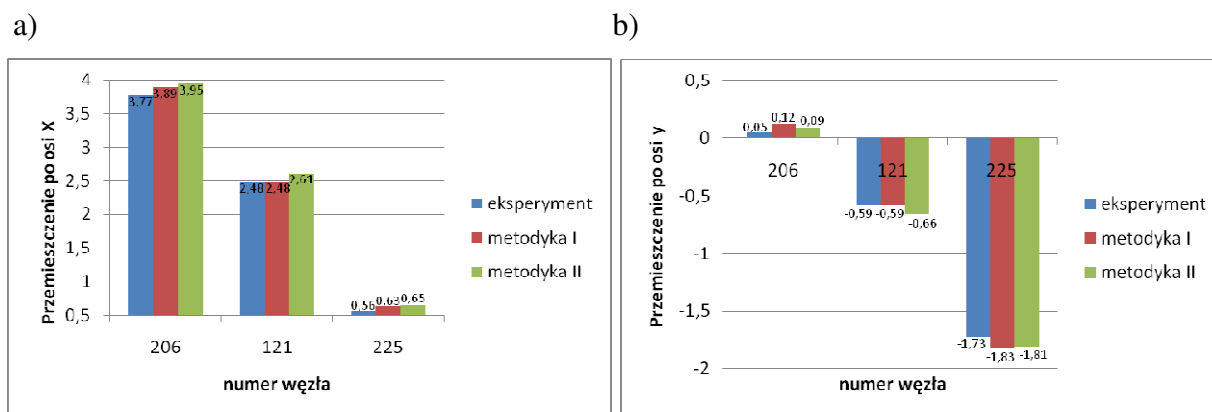
Rys. 3.32. Wyniki analizy numerycznej dla $a_p=9$ [mm] i kąta $\gamma=-30^\circ$: a) widok zdeformowanego podłoża wraz z widocznymi elementami skończonymi klina zagęszczonymi w obszarze kontaktu, b) zaznaczone wybrane węzły siatki

Tabela 3.3. Obliczone wyniki przemieszczeń wybranych węzłów dla $a_p=9$ [mm] i $\gamma=-30^\circ$

Węzeł	Kierunek	Wartość [mm]
206	UX	3.95
206	UY	0.09
121	UX	2.61
121	UY	-0.66
225	UX	0.65
225	UY	-1.81

5.3. Walidacja modelu komputerowego

Sprawdzenie poprawności opracowanej aplikacji komputerowej w systemie ANSYS do symulacji procesu przemieszczania klina w warunkach modelowych przeprowadzono w dwóch etapach. W pierwszym porównano deformację siatek zarejestrowanych w badaniach modelowych z deformacją siatki wygenerowanej w programie ANSYS dla dwóch metodyk obliczeniowych, następnie analizie poddano przemieszczenie wybranych węzłów zaznaczonych m. in. na rys. 3.32b. Porównanie przemieszczeń punktów z badań modelowych z wynikami obliczeń (metoda I), oraz (metoda II) uzyskanymi w programie wskazuje na dobrą zgodność (rys. 3.33), a zatem i na poprawność opracowanej aplikacji.



Rys. 3.33. Wykresy przemieszczeń analizowanych węzłów: a) przemieszczenie po osi x [mm]; b) przemieszczenie po osi y [mm]

6. Wnioski z badań modelowych

Z przeprowadzonych badań modelowych i symulacji numerycznych na obiekcie modelowym wynikają następujące wnioski:

- 1) W złożonych procesach obróbki plastycznej, w których materiał kształtowany ma więcej niż jeden stopień swobody, takich jak skrawania czy nagniatanie, intuicja lub doświadczenie mogą okazać się niewystarczające w przewidywaniu mechaniki procesu. Wizualizacja procesu jest w tym przypadku bardzo przydatnym i efektywnym narzędziem. Modelowanie jakościowe może być wykorzystane do uzyskania szybkiej odpowiedzi na pytanie: ***jak i gdzie popłynie odkształcony materiał w procesie np. nagniatania?***
- 2) W badaniach modelowych określono obszary silnych nieliniowości zarówno geometrycznych jak i materiałowych w zależności od warunków realizacji procesu a także historii materiału.
- 3) Wyznaczone przemieszczeniowe warunki brzegowe tj. węzłów położonych na powierzchniach kontaktowych modelu są niezbędne do weryfikacji aplikacji wykorzystywanych do obliczeń numerycznych metodą elementów skończonych. Mogą być również wykorzystane do weryfikacji wyników otrzymanych z symulacji numerycznych na obiekcie rzeczywistym.
- 4) Duża liczba czynników wpływających na jakość uzyskanego wyrobu powoduje, że w celu uniknięcia kosztownych badań eksperymentalnych celowe jest prowadzenie badań modelowych i symulacyjnych przy zastosowaniu metody elementów skończonych i systemów komercyjnych jak np. ANSYS.
- 5) Opracowana aplikacja w systemie ANSYS umożliwia analizę czasową stanów przemieszczeń, odkształceń w dowolnym miejscu próbki oraz w dowolnej chwili trwania procesu przemieszczania klina, z uwzględnieniem historii, dla następujących danych:
 - parametry materiałowe próbki wykonanej z tworzywa modelowego: moduł Younga, współczynnik Poissona, początkowe naprężenie uplastyczniające, moduł umocnienia, wrażliwość na prędkość odkształcenia, moduł umocnienia materiału zależny od prędkości, odkształcenie graniczne,
 - geometria próbki: kształt, wymiary,
 - kształt klina, jego promień zaokrąglenia i kąty rozwarcia,
 - warunki tarcia w strefach kontaktu,
 - różny schemat zagłębienia klina w materiał przy założeniu, że warunki brzegowe dla przemieszczeń są nieznane lub są znane – wyznaczone w badaniach modelowych.

- 6) Wykazano, że różnice przemieszczeń wybranych punktów węzłowych w modelu obliczone dwoma metodami oraz zmierzone eksperymentalnie nie różnią się istotnie na poziomie istotności $\alpha=0,05$. Świadczy to o poprawnie wykonanych aplikacjach w systemie ANSYS oraz upoważnia do wykorzystania tych aplikacji do symulacji numerycznych zarówno na tworzywie modelowym jak i rzeczywistym.
- 7) Wyniki obliczeń numerycznych potwierdzają możliwość dokonania poprawnej analizy procesu przemieszczania i odkształcania materiału podczas przesuwania klina zarówno według metodyki I (zadanych warunków brzegowych), jak i metodyki II, bez znajomości warunków brzegowych w obszarze kontaktu. Dla pierwszej metodyki konieczne było wykonanie badań wizjoplastycznych. Narzucone w programie obliczeniowym ograniczenia definiowania warunków brzegowych są jednak pracochłonne. Wadą tej metody jest również brak możliwości wyznaczenia nacisków w obszarze kontaktu. Metoda druga umożliwia prognozowanie stanów przemieszczeń i odkształceń, kierunków płynięcia materiału, warunków tworzenia się wióra w dowolnej chwili trwania procesu bez konieczności wprowadzania warunków brzegowych punktów.
- 8) Zmiana wartości zagłębienia klina i jego pochylenia istotnie wpływają na stany przemieszczeń i odkształceń. Podczas kształtowania powierzchni obrabianej przemieszczeniu materiału towarzyszą zjawiska ścinania, zgniatania, ściskania, nagniatania i tworzenia się wióra. Stosowanie małych kątów natarcia klina powoduje znaczny wzrost oporu, tarcia oraz siły potrzebnej do przemieszczenia materiału, zwiększa stopień deformacji próbki przyczyniając się do większej energochłonności procesu. Powoduje powstawanie charakterystycznych stref dużych deformacji materiału obrabianego na powierzchni natarcia klina, w których materiał ulega umocnieniu powodując wzrost oporu w czasie obróbki. Zwiększa również wielkość wyływek. Czynniki te decydują o mechanice płynięcia materiału oraz wpływają na stany przemieszczeń i odkształceń.
- 9) Z przeprowadzonych badań wynika, iż najbardziej optymalnym rozwiązaniem ze względu na jakość uzyskanego wyrobu oraz energochłonność procesu jest stosowanie klinów o dużych kątach natarcia i małym promieniu zaokrąglenia naroża. Ostre narzędzia ulegają jednak szybszemu zużyciu, stąd też konieczne jest dalsze optymalizowanie ich kształtu. W zależności od warunków realizacji procesu niewielka zmiana kształtu ostrza może spowodować zmianę rozkładu nacisków i zwiększenie jego trwałości bez większego wpływu na deformację siatki. Wyniki symulacji mogą posłużyć do określenia wpływu kształtu narzędzi na m. in. stan przemieszczeń czy odkształceń.

Rozdział IV

MODELOWANIE PROCESU PRZEMIESZCZANIA KLINA

1. Wprowadzenie

Niezbędnym etapem prac związanych z modelowaniem procesu przemieszczania klina, który może odzwierciedlać proces skrawania bądź nagniatania ślizgowego gładkościowego, jest modelowanie matematyczne i fizyczne. Procesy ten rozpatrzono jako geometrycznie i fizycznie nieliniowe zagadnienie brzegowo – początkowe, w którym występują nieliniowe, ruchome oraz zmienne w czasie i przestrzeni warunki brzegowe. Przy czym warunki brzegowe w obszarach kontaktu narzędzia z przedmiotem są nieznane.

Model matematyczny to system założeń, pojęć i zależności między nimi pozwalający opisać (zamodelować) w sposób przybliżony jakiś aspekt rzeczywistości. W skład modelu matematycznego wchodzi zbiory związków matematycznych (równania algebraiczne i różniczkowe, nierówności, funkcje warunkowe itd.). Na podstawie tych zbiorów możliwe jest przewidywanie przebiegu modelowanego procesu. Przez model fizyczny rozumie się uproszczony obraz zjawiska zawierający zbiór istotnych informacji o jego naturze fizycznej. Model ten jest niesformalizowany pod względem matematycznym.

Istotnym etapem modelowania jest wyodrębnienie założeń, czyli warunków, które określają zakres ważności modelu (zmniejszają zakres ogólności modelu) oraz uproszczenia, czyli warunki, które pogarszają dokładność modelu (pomijają się w modelu fizycznym zjawiska, o których sądzi się, że w konkretnych warunkach mało wpływają na dokładność odwzorowania modelu na obiekt badań).

2. Koncepcja opisu przyrostowego

Matematyczny opis zjawisk nieliniowych, wymaga stosowania innych niż w zagadnieniach liniowych, zasad formułowania problemów brzegowo – początkowych i bardziej złożonych metod ich rozwiązywania.

Z punktu widzenia mechaniki, proces przemieszczania klina jest traktowany jako podwójnie nieliniowy problem brzegowo-początkowy z nieliniowymi, ruchomymi źródłami i granicami oraz z częściową znajomością warunków brzegowych. W procesie występują nieliniowości: geometryczna, fizyczna oraz nieliniowe warunki brzegowe w obszarze kontaktu.

Poprzez nieliniowość geometryczną należy rozumieć nieliniową zależność pomiędzy odkształceniem a przemieszczeniem. Jest ona spowodowana zmianą geometrii przedmiotu podczas procesu np. toczenia (deformacje, pękanie).

Nieliniowość fizyczna (materiałowa) jest spowodowana nieliniowym opisem właściwości mechanicznych materiału naprężenie – odkształcenie.

Do opisu zjawisk na typowym kroku przyrostowym wykorzystano uaktualniony opis Lagrange'a, przyjmując trzy układy ortogonalnych współrzędnych kartezjańskich. Stany odkształcenia i prędkości odkształcenia opisano zależnościami nieliniowymi bez żadnych linearyzacji. Zastosowano adekwatne miary przyrostu odkształceń i przyrostu naprężeń w tym opisie, tj. przyrost tensora odkształceń Greena – Lagrange'a i przyrost drugiego symetrycznego tensora naprężeń Pioli – Kirchhoffa. Podano zasady akumulacji wielkości przyrostowych. Opisu nieliniowości materiału dokonano modelem przyrostowym uwzględniając wpływ historii odkształceń i prędkości odkształceń. Przedmiot (materiał obrabiany) traktuje się, jako ciało, w którym mogą wystąpić odkształcenia sprężyste (w zakresie odkształceń odwracalnych) oraz lepkie i plastyczne (w zakresie odkształceń nieodwracalnych), z nieliniowym umocnieniem. Ciało to oznaczono skrótowo E/VP. Do budowy modelu materiałowego zastosowano nieliniowy warunek plastyczności Hubera – Misesa – Hencky'ego, stowarzyszone prawo płynięcia oraz wzmocnienie mieszane (izotropowo – kinematyczne). Uwzględniono również stan materiału po obróbkach poprzedzających przez wprowadzenie początkowych stanów: przemieszczeń, naprężeń, odkształceń i ich prędkości. Opracowany przyrostowy model kontaktowy obejmuje siły kontaktowe, sztywność kontaktową, kontaktowe warunki brzegowe oraz warunki tarcia w tym obszarze. Model matematyczny uzupełniono przyrostowymi równaniami ruchu obiektu oraz warunkami jednoznaczności. Następnie, wprowadzono funkcjonal przyrostowy całkowitej energii układu. Z warunku stacjonarności tego funkcjonału wyprowadzono wariacyjne, nieliniowe równania ruchu i deformacji obiektu dla typowego kroku przyrostowego. Równanie to rozwikłano stosując przestrzenną dyskretyzację metodą elementów skończonych otrzymując dyskretne układy równań ruchu i deformacji obiektu w procesie przemieszczania klina.

Celem analizy przyrostowej jest określenie geometrii ciała oraz istniejącego w tym ciele stanu przyrostu przemieszczeń, prędkości przemieszczeń, przyspieszeń, odkształceń, prędkości odkształceń, naprężeń itd., w kolejnych, dyskretnych chwilach czasu $\tau = 0, \Delta t, 2\Delta t, \dots$, odpowiadających pewnemu niewielkiemu przyrostowi czasu.

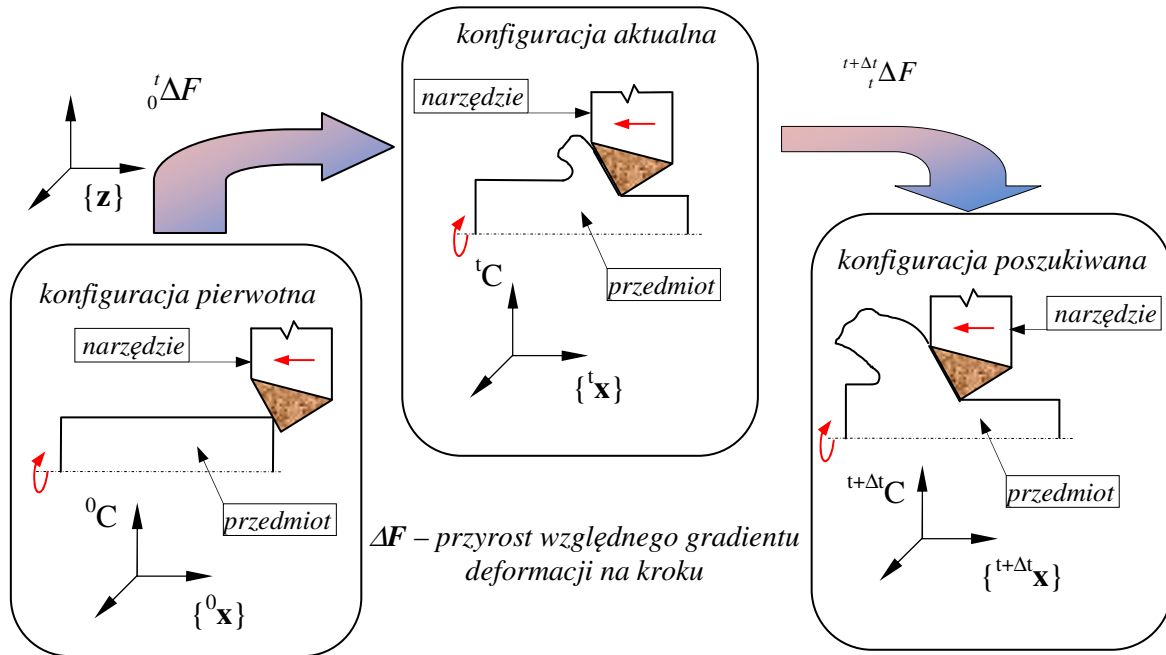
Zakłada się, że znane są rozwiązania dla wszystkich kroków czasowych z przedziału $[0, t]$ (włącznie z chwilą t), poszukiwane zaś będą rozwiązania w chwili $t+\Delta t$. Powtarzając tę procedurę dla kolejnych chwil Δt uzyskuje się rozwiązanie w zadanym przedziale czasu.

Zagadnienia dotyczące opisu przyrostowego zostały przedstawione w pracach m.in. M. Kleibera [Klei1985]. W pracach tych dokonano analizy różnych koncepcji opisu przyrostowego w nieliniowej mechanice, głównie opisów Lagrange'a (ogólnego i uaktualnionego) i w oparciu o tę analizę zaproponowano tzw. uogólniony opis Kleibera. Podstawą tego opisu jest przyjęcie pewnej porównawczej konfiguracji odniesienia, nazywanej beznaprężeniową, która nie musi być konfiguracją przyjmowaną przez ciało w trakcie jego ruchu.

W niniejszej rozprawie do opisu procesu przemieszczania klina przyjęto uaktualniony opis Lagrange'a (rys. 4.1) charakteryzujący się dużą uniwersalnością, bazujący na założeniu addytywności poszczególnych składowych odkształcenia na konfiguracji pierwotnej lub aktualnej.

Według uaktualnionego opisu Lagrange'a w chwilach $\tau < t$ znane są wartości wszystkich występujących w zagadnieniu funkcji. Zgodnie z powyższym założeniem w aktualnej chwili t znana jest konfiguracja początkowa (pierwotna) ciała 0C i konfiguracja aktualna tC . Poszukiwana jest natomiast następna konfiguracja równowagi ${}^{t+\Delta t}C$, w chwili $\tau = t+\Delta t$. Algorytm rozwiązania dla jednego, typowego kroku przyrostowego $t \rightarrow \tau = t+\Delta t$, jest następujący:

- a) Rozwiązując iteracyjnie przyrostowy układ równań ruchu obiektu, w układzie współrzędnych $\{^t\mathbf{x}\}$ względem konfiguracji odniesienia tC , określa się odpowiednie przyrosty przemieszczeń, prędkości, przyspieszeń, a następnie przyrosty odkształceń i naprężeń.
- b) Zgodnie z regułami akumulacji wielkości przyrostowych, określa się wszystkie parametry charakteryzujące nową konfigurację odniesienia tC względem konfiguracji aktualnej tC , w układzie współrzędnych $\{^t\mathbf{x}\}$.



Rys. 4.1. Uaktualniony opis Lagrange'a dla stanu deformacji ciała

- c) Poszukuje się nowej konfiguracji odniesienia ${}^t C$ z nowym układem współrzędnych $\{{}^t \mathbf{x}\}$ obróconym względem układu $\{{}^0 \mathbf{x}\}$ o kąt odpowiadający przyrostowi ortogonalnego tensora obrotu ${}^t \Delta \mathbf{R}$. Wykorzystuje się przy tym następujące twierdzenie o rozkładzie polarnym tensora deformacji względnej dla małych przyrostów po czasie: ${}^t \Delta \mathbf{F} = {}^t \Delta \mathbf{R} \cdot {}^t \mathbf{U} + {}^t \mathbf{R} \cdot {}^t \Delta \mathbf{U}$, gdzie: ${}^t \mathbf{R}$ jest ortogonalnym tensorem obrotu, ${}^t \mathbf{U}$ jest symetrycznym (prawym) tensorem rozciągania, zaś ${}^t \Delta \mathbf{R}$ i ${}^t \Delta \mathbf{U}$ są przyrostami tych tensorów na rozpatrywanym kroku przyrostowym. Po uwzględnieniu zależności ${}^t \mathbf{U} = 1$ i ${}^t \mathbf{R} = 1$ otrzymuje się wzór: ${}^t \Delta \mathbf{F} = {}^t \Delta \mathbf{R} + {}^t \Delta \mathbf{U}$.
- d) Wszystkie wielkości charakteryzujące konfigurację ${}^t C$ odnosi się do nowego układu współrzędnych $\{{}^t \mathbf{x}\}$.

Dla określenia kolejnej konfiguracji równowagi ${}^{t+2\Delta t} C$ należy powtórzyć tok postępowania wyznaczony krokami a) ÷ d).

Z tak sformułowanym opisem przyrostowym w nieliniowej analizie procesu wiąże się szereg istotnych problemów. Dotyczą one wyboru odpowiednich układów współrzędnych, zdefiniowania miar odkształcenia i naprężenia oraz ich przyrostów, a także ustalenia reguł ich akumulacji na każdym kroku przyrostowym.

2.1. Miary przyrostów przemieszczenia, odkształcenia, prędkości odkształcenia i naprężenia w procesie przemieszczania klina

W analizie przyrostowej zasadniczą rolę odgrywają przyrosty poszczególnych wielkości. Stąd zastosowano konwencję oznaczeń podobną do mechaniki ośrodków ciągłych nawiązując do jej standardowej symboliki. Przyrost ${}^t \Delta f({}^t \mathbf{x}, \tau)$ dowolnej funkcji ${}^t f({}^t \mathbf{x}, t)$ na typowym kroku $t \rightarrow \tau = t + \Delta t$ definiuje się, stosując formalizm różnicowy, w postaci:

$${}^{\tau}\Delta f({}^{\tau}\mathbf{x}, \tau) \stackrel{\text{df}}{=} {}^{\tau}f({}^{\tau}\mathbf{x}, \tau = t + \Delta t) - {}^t f({}^t\mathbf{x}, t), \quad (4.1)$$

gdzie ${}^{\tau}\mathbf{x}$ jest wektorem (o składowych ${}^{\tau}x_i$, $i = 1, 2, 3$) położenia cząstki ciała X w dowolnej chwili czasu τ . Zapis ${}^{\tau}\Delta f$ oznacza przyrost funkcji f od chwili t do chwili τ (indeks górny lewy) wyrażony w układzie $\{{}^t\mathbf{x}\}$ i odniesiony do konfiguracji tC w chwili t (indeks dolny lewy). Ruch ciała opisywany będzie za pomocą gładkiego odwzorowania:

$${}^{\tau}\mathbf{x} = {}^{\tau}\mathbf{x}({}^0\mathbf{x}, \tau). \quad (4.2)$$

Wektor ${}^{\tau}\mathbf{u}$ przemieszczenia cząstki i jego składowe ${}^{\tau}u_i$ oraz wektor ${}^{\tau}\Delta\mathbf{u}$ przyrostu (w czasie) przemieszczenia cząstki i jego składowe ${}^{\tau}\Delta u_i$ mają postać:

$${}^{\tau}\mathbf{u} = {}^{\tau}\mathbf{x} - {}^t\mathbf{x}, \quad {}^{\tau}u_i = {}^{\tau}x_i - {}^t x_i, \quad i = 1, 2, 3, \quad (4.3)$$

$${}^{\tau}\Delta\mathbf{u} = {}^{\tau}\mathbf{u} - {}^t\mathbf{u}, \quad {}^{\tau}\Delta u_i = {}^{\tau}u_i - {}^t u_i, \quad i = 1, 2, 3, \quad (4.4)$$

gdzie wszystkie składowe wektorów odniesione są do wspólnego układu odniesienia tC .

Adekwatną miarą stanu odkształcenia fragmentu przedmiotu kształtowanego, w przyjętym uaktualnionym opisie Lagrange'a jest tensor odkształcenia Greena-Lagrange'a ${}^t\mathbf{T}_{\varepsilon}$, natomiast miarą stanu prędkości odkształcenia jest tensor prędkości odkształcenia Greena-Lagrange'a ${}^t\mathbf{T}_{\dot{\varepsilon}}$, zaś miarą stanu naprężenia jest drugi (symetryczny) tensor naprężenia Pioli-Kirchhoffa ${}^t\mathbf{T}_{\sigma}$. Wymienione tensory zdefiniowane są i odniesione do konfiguracji aktualnej tC . Miarą przyrostu odkształcenia, prędkości odkształcenia i przyrostu naprężenia są odpowiednio przyrosty tensorów odkształcenia ${}^{\tau}\Delta\mathbf{T}_{\varepsilon}$ i prędkości odkształcenia ${}^{\tau}\Delta\mathbf{T}_{\dot{\varepsilon}}$ Greena -Lagrange'a oraz przyrost drugiego tensora naprężenia Pioli - Kirchhoffa ${}^{\tau}\Delta\mathbf{T}_{\sigma}$. Składowe ${}^t\varepsilon_{ij}$ tensora ${}^t\mathbf{T}_{\varepsilon}$ związane są z przemieszczeniami u_i zgodnie ze wzorem w postaci wskaźnikowej [Klei1982]:

$${}^t\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}({}^t u_{i,j} + {}^t u_{j,i} + {}^t u_{k,i} \cdot {}^t u_{k,j}), \quad (4.5)$$

gdzie: ${}^t u_{i,j}$ oznacza pochodną cząstkową: ${}^t u_{i,j} = \partial({}^t u_i) / \partial {}^t x_j$. Składowe ${}^t\varepsilon_{ij}$ rozłożyć można na część liniową:

$${}^t\bar{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2}({}^t u_{i,j} + {}^t u_{j,i}) \quad (4.6)$$

i część nieliniową:

$${}^t\tilde{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2}({}^t u_{k,i} \cdot {}^t u_{k,j}). \quad (4.7)$$

Przyrost składowych ${}^{\tau}\Delta\varepsilon_{ij}$ tensora ${}^{\tau}\Delta\mathbf{T}_{\varepsilon}$ wyprowadzony zostanie w oparciu o definicję przyrostu dowolnej funkcji. Zatem pisząc składowe według wzoru (4.5) w chwilach τ oraz t i podstawiając je do wzoru (4.1), po zastosowaniu dekompozycji przyrostowej (${}^{\tau}u_{i,j} = {}^t u_{i,j} + {}^{\tau}\Delta u_{i,j}$) oraz wykonaniu odpowiednich działań algebraicznych, otrzymuje się:

$$\begin{aligned} {}^t\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_{ij} &= {}^t\boldsymbol{\varepsilon}_{ij} - {}^t\boldsymbol{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2} [({}^t\mathbf{u}_{i,j} + {}^t\mathbf{u}_{j,i} + {}^t\mathbf{u}_{k,i} \cdot {}^t\mathbf{u}_{k,j}) - ({}^t\mathbf{u}_{i,j} + {}^t\mathbf{u}_{j,i} + {}^t\mathbf{u}_{k,i} \cdot {}^t\mathbf{u}_{k,j})] = \\ &= \frac{1}{2} ({}^t\Delta\mathbf{u}_{i,j} + {}^t\Delta\mathbf{u}_{j,i} + {}^t\mathbf{u}_{k,i} \cdot {}^t\Delta\mathbf{u}_{k,j} + {}^t\Delta\mathbf{u}_{k,i} \cdot {}^t\mathbf{u}_{k,j} + {}^t\Delta\mathbf{u}_{k,i} \cdot {}^t\Delta\mathbf{u}_{k,j}), \end{aligned} \quad (4.8)$$

gdzie ${}^t\Delta\mathbf{u}_{i,j} = \partial({}^t\Delta u_i)/\partial^t x_j$ oznacza pochodną cząstkową.

Wzór (4.8) jest słuszny dla różnych opisów przyrostowych. Dla konkretnego opisu należy zastosować odpowiednie jego uproszczenie. I tak, dla przyjętego tutaj uaktualnionego opisu Lagrange'a, wyrażenie ${}^t\mathbf{u}_{k,i} \cdot {}^t\Delta\mathbf{u}_{k,j} + {}^t\Delta\mathbf{u}_{k,i} \cdot {}^t\mathbf{u}_{k,j} = 0$, gdyż ${}^t\mathbf{u}_{k,i} = 0$. Przyrost składowych ${}^t\Delta\varepsilon_{ij}$ można rozłożyć na część liniową [Klei1982]:

$${}^t\Delta\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij} = \frac{1}{2} ({}^t\Delta\mathbf{u}_{i,j} + {}^t\Delta\mathbf{u}_{j,i}), \quad (4.9)$$

i nieliniową:

$${}^t\Delta\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij} = \frac{1}{2} ({}^t\Delta\mathbf{u}_{k,i} \cdot {}^t\Delta\mathbf{u}_{k,j}). \quad (4.10)$$

W podobny sposób otrzymuje się następujące wzory na przyrosty składowych ${}^t\Delta\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}$ tensora przyrostu prędkości odkształceń ${}^t\Delta\mathbf{T}_{\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}}$ dla części liniowej ${}^t\Delta\dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}_{ij}$ [Klei1982]:

$${}^t\Delta\dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}_{ij} = \frac{1}{2} ({}^t\Delta\dot{\mathbf{u}}_{i,j} + {}^t\Delta\dot{\mathbf{u}}_{j,i}) \quad (4.11)$$

i nieliniowej ${}^t\Delta\dot{\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}}_{ij}$:

$${}^t\Delta\dot{\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}}_{ij} = \frac{1}{2} ({}^t\Delta\dot{\mathbf{u}}_{k,i} \cdot {}^t\Delta\dot{\mathbf{u}}_{k,j}). \quad (4.12)$$

Wprowadzenie członów nieliniowych oznacza, że wykorzystywane będą wzory dokładne, bez linearyzacji.

2.2. Zasady akumulacji wielkości przyrostowych

W rachunku wektorowym akumulacja wektorów przyrostu przemieszczenia i tensorów przyrostu odkształcenia polega na dodawaniu odpowiednich ich składowych. Natomiast akumulacja tensorów naprężeń przebiega wg punktów:

- a) Na początku kroku (w chwili t) znany jest drugi tensor naprężenia Pioli-Kirchhoffa ${}^t\mathbf{T}_{\sigma}$, o składowych ${}^t\sigma_{ij}$ zdefiniowany na konfiguracji aktualnej ${}^t\mathbf{C}$ i wyrażony poprzez składowe w układzie współrzędnych kartezjańskich $\{{}^t\mathbf{x}\}$. Tensor ten równy jest tensorowi naprężenia Cauchy'ego ${}^t\mathbf{T}_C$, o składowych ${}^tT_{ij}$ [Klei1982]. Zachodzi zatem następująca równość tensorów i ich składowych:

$${}^t\mathbf{T}_{\sigma} = {}^t\mathbf{T}_C, \quad {}^t\sigma_{ij} = {}^tT_{ij}. \quad (4.13)$$

- b) W wyniku rozwiązania problemu przyrostowego otrzymuje się przyrost drugiego tensora naprężenia Pioli-Kirchhoffa ${}^t\Delta\mathbf{T}_{\sigma}$, wyrażony poprzez składowe w tym samym układzie współrzędnych $\{{}^t\mathbf{x}\}$.

c) Dodając otrzymany przyrost naprężenia do naprężenia całkowitego ${}^t\mathbf{T}_\sigma$ otrzymuje się drugi tensor naprężenia Pioli-Kirchhoffa w chwili $t+\Delta t$, zdefiniowany na konfiguracji aktualnej tC przez składowe w pierwotnym układzie współrzędnych $\{\mathbf{x}\}$:

$${}^t\mathbf{T}_\sigma = {}^t\mathbf{T}_\sigma + {}^\tau\Delta\mathbf{T}_\sigma. \quad (4.14)$$

d) Dokonując transformacji składowych ${}^\tau\sigma_{ij}$ tensora ${}^t\mathbf{T}_\sigma$ zgodnie ze wzorem:

$${}^\tau\sigma_{ij} = {}^\tau J \cdot {}^tU_{im} \cdot {}^t\sigma_{mn} \cdot {}^tU_{nj}, \quad (4.15)$$

gdzie: ${}^\tau J = {}^\tau\rho/{}^t\rho$, zaś ${}^\tau\rho$ i ${}^t\rho$ są gęstościami ośrodka na początku i na końcu kroku, ${}^tU_{im}$ są składowymi tensora rozciągnięcia \mathbf{U} , otrzymuje się drugi tensor naprężenia Pioli-Kirchhoffa ${}^\tau\mathbf{T}_\sigma$ w nowej konfiguracji odniesienia ${}^\tau C$ w nowym układzie współrzędnych kartezjańskich $\{\mathbf{x}\}$.

Obliczenia następnego kroku rozpoczyna się dysponując w chwili τ drugim tensorem naprężenia Pioli - Kirchhoffa ${}^\tau\mathbf{T}_\sigma$.

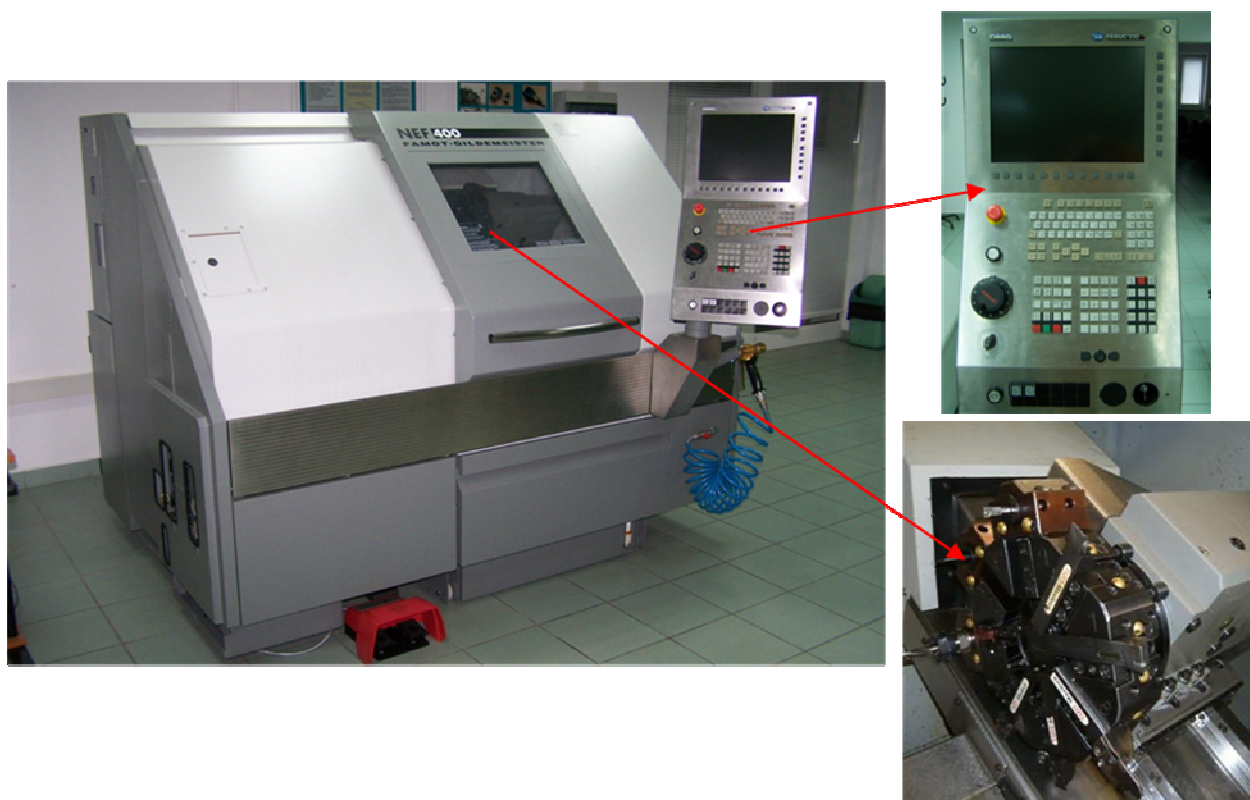
Przedstawiona koncepcja opisu przyrostowego wymaga stosowania innych niż w zagadnieniach liniowych, zasad formułowania problemów brzegowo-początkowych i bardziej złożonych metod ich rozwiązywania. Pomimo tych trudności celowość opracowywania i doskonalenia efektywnych metod modelowania i analizy przemieszczania materiału obrabianego w procesie przemieszczania klina jest bezsporna. Zastosowanie ich w praktyce inżynierskiej pozwala na rozwiązanie szeregu ważnych problemów związanych z tym procesem, takich jak:

- określenie stanu nacisków i sił tarcia w obszarze kontaktu,
- określenie mechanizmu plastycznego płynięcia materiału oraz lokalizację stref przylegania i poślizgu,
- prognozowanie stanu przemieszczeń, odkształceń i naprężeń,
- określenie (lokalizacja) stref rozdzielania i pęknięcia materiału,
- dobór warunków skrawania bądź nagniatania ślizgowego gładkościowego ze względu na przyjęte kryteria np. w celu otrzymania pożądaných właściwości uzyskanego wyrobu lub minimalizacji kosztów realizacji procesu itp.

3. Algorytm modelowania i analizy procesu przemieszczania klina

W niniejszej rozprawie zamodelowano proces przemieszczania klina, który może odzwierciedlać dla pewnych parametrów technologicznych bądź toczenie bądź nagniatanie ślizgowe gładkościowe. Modelując proces toczenia bądź nagniatania wałka wzięto pod uwagę oddziaływanie przedmiotu obrabianego i narzędzia oraz wpływ otoczenia.

Proces np. toczenia wałka rozpoczyna się od kontaktu noża z elementem obrabianym (rys. 4.2). W przypadku procesu nagniatania ślizgowego obróbka materiału następuje w momencie kontaktu twardego elementu nagniatającego z powierzchnią obrabianą. Ruch główny narzędzia ma charakter ruchu złożonego. Wartość prędkości i charakter jej zmiany mogą być różne, od prostych zależności liniowych lub sinusoidalnych do przebiegów złożonych, w przypadku np. toczenia z dużymi prędkościami.



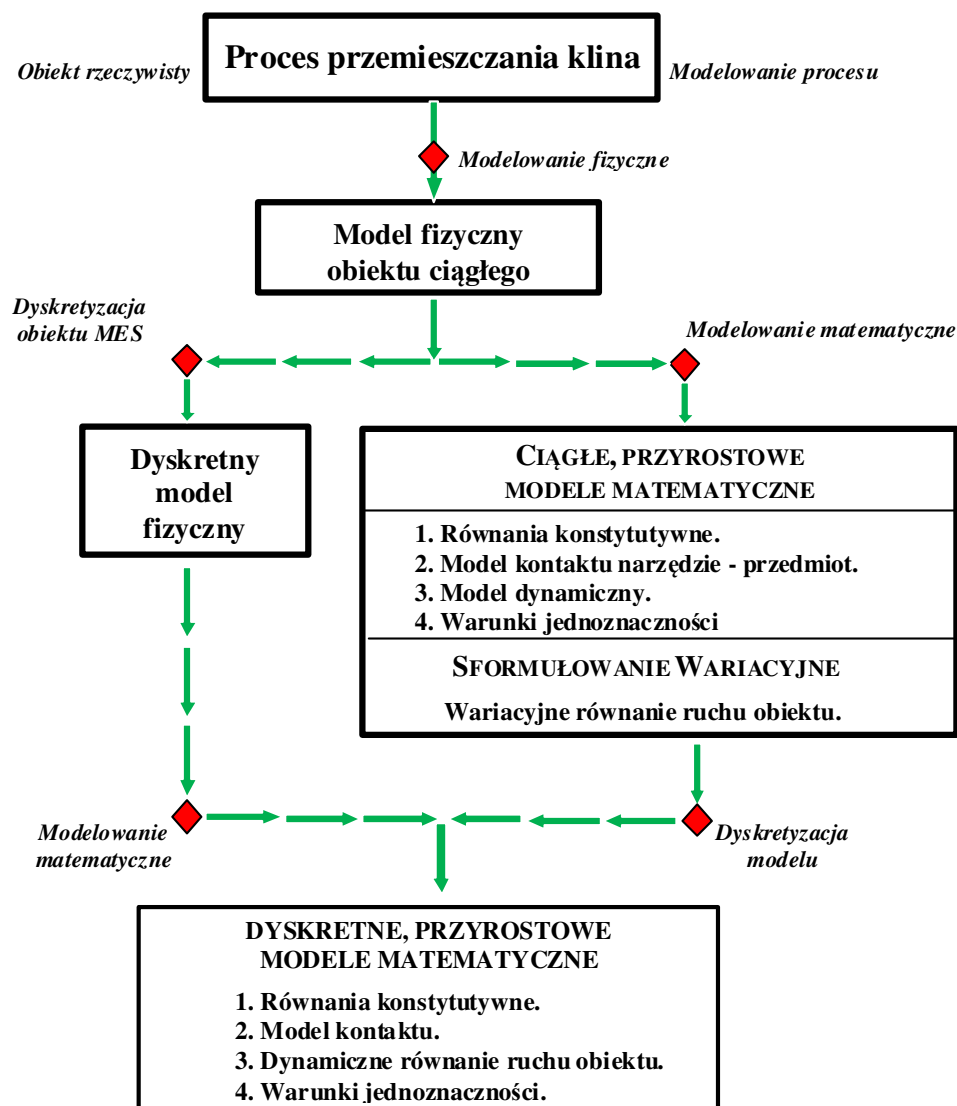
Rys. 4.2. Obiekt rzeczywisty – centrum obróbkowe NEF400

Kompleksową analizę przemieszczania klina przeprowadzono wykorzystując model procesu opracowany zgodnie z przedstawionym algorytmem (rys. 4.3÷4.4).

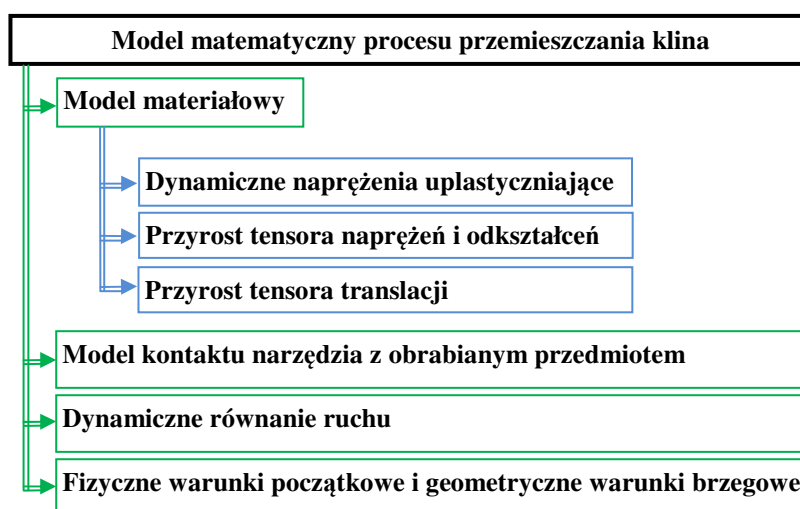
Modelowanie procesu przy zastosowaniu metod wariacyjnych i elementów skończonych przebiega wg następujących etapów:

- 1) Modelowanie fizyczne obiektu rzeczywistego w wyniku, czego uzyskuje się model fizyczny procesu przemieszczania klina (zbiór zjawisk i procesów, jakie występują w badanym obiekcie, zbiór założeń i uproszczeń).
- 2) Modelowanie matematyczne modelu fizycznego w wyniku, którego otrzymuje się ciągłe, przyrostowe modele matematyczne, to jest: równania konstytutywne, model kontaktu narzędzie – przedmiot, model dynamiczny i warunki jednoznaczności. W wyniku sformułowania wariacyjnego otrzymuje się ponadto dynamiczne równanie ruchu obiektu. Alternatywą jest dyskretyzacja obiektu elementami skończonymi, w wyniku, której otrzymuje się dyskretny model fizyczny.
- 3) Aproksymacja ciągłego modelu matematycznego za pomocą metody elementów skończonych (MES) lub modelowanie matematyczne dyskretnego modelu fizycznego, prowadzące do dyskretnych, przyrostowych modeli matematycznych modelu fizycznego.

W rozprawie ze względu na nieliniowe zjawiska zachodzące w procesie przemieszczania klina do opisu matematycznego zastosowano równania nieliniowe bez linearyzacji.



Rys. 4.3. Schemat modelowania procesu przemieszczania klina



Rys. 4.4. Model matematyczny procesu przemieszczania klina

4. Model fizyczny procesu przemieszczania klina

Model fizyczny jest niezbędny do tworzenia modelu komputerowego. Od dokładności modelowania fizycznego zależy również dokładność obliczeń. Dlatego też tworząc model uwzględniono rzeczywiste warunki procesu przemieszczania klina takie jak: kinematyka procesu, warunki tarcia w obszarze kontaktu, przestrzenny stan naprężeń, umocnienie materiału. Pozwoli to prognozować jakość technologiczną a zatem i eksploatacyjną wyrobu już na etapie jego projektowania. W procesie przemieszczania klina, który może odzwierciedlać skrawanie bądź nagniatanie ślizgowe gładkościowe, wyróżnia się następujące ruchy składające się na kinematykę obróbki:

- ruch główny, który jest nadawany przez obrabiarkę lub ręcznie i powoduje przemieszczanie się narzędzia względem przedmiotu obrabianego, przy czym następuje wnikanie np. ostrza tokarskiego w materiał obrabiany,
- ruch posuwowy, który może być nadawany przez obrabiarkę lub ręcznie. Powoduje on dodatkowe przemieszczanie narzędzia względem przedmiotu obrabianego prowadząc np. do powtarzalnego lub ciągłego procesu oddzielania wióra i tworzenia powierzchni obrobionej o pożądanym parametrach.

4.1. Redukcja rzeczywistego obiektu przestrzennego do modelu płaskiego

W rozprawie przyjęto, że w procesie przemieszczania klina występuje przestrzenny stan naprężeń oraz płaski stan przemieszczeń i odkształceń, w płaszczyznach równoległych do płaszczyzny narzędzia. Wówczas przemieszczenia i odkształcenia materiału podczas ww. procesu mogą być traktowane jako seria pojedynczych identycznych procesów, które charakteryzują się małym obszarem kontaktu (w porównaniu z wymiarami przedmiotu i narzędzia) pomiędzy powierzchnią czynną narzędzia.

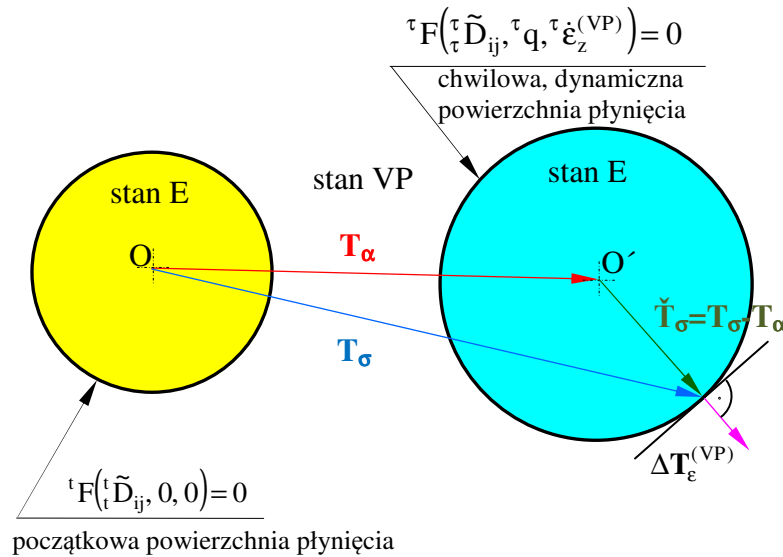
Początkowo, w przypadku przemieszczania klina, kontakt narzędzia z przedmiotem następuje na małych długościach a odkształcenia zachodzą w małych objętościach. Następnie, w miarę zaawansowania procesu strefy te powiększają się, a w końcowej fazie obejmują cały zarys przedmiotu. Ponieważ długość kontaktu i objętość odkształcanego materiału są względnie małe w porównaniu z wymiarami przedmiotu i narzędzia to proces kształtowania można rozpatrywać jako kontakt sztywnego narzędzia z odkształcaną bryłą pół-nieskończoną. Przy takich założeniach, tj. dla płaskiego stanu odkształcenia, w układzie współrzędnych kartezyjskich ($Oxyz$), odkształcenia na kierunkach $x - \varepsilon_x$ i $y - \varepsilon_y$ są istotne natomiast odkształcenie na kierunku z jest nieistotne $\varepsilon_z \approx 0$. Warunek ten, przy założeniu nieściśliwości materiału przedmiotu, prowadzi do następującej zależności: $\varepsilon_y = -\varepsilon_x$.

5. Założenia do modelowania procesu przemieszczania klina

Aby uzyskać możliwość konsekwentnego i ogólnego sformułowania modelu matematycznego procesu przemieszczania klina wprowadzono następujące założenia i definicje modelu fizycznego tych procesów:

- 1) W ogólnym przypadku w przedmiocie obrabianym mogą wystąpić odkształcenia sprężyste (E), lepkie (V) i plastyczne (P). Odkształcenia sprężyste są odwracalne, zaś odkształcenia lepkoplastyczne (VP) są trwałe i pozostają w materiale po ustąpieniu obciążenia. W warstwie wierzchniej materiału pozostaje określony stan odkształceń pozostałych (R) po obróbkach poprzedzających, tzw. historii obróbki. Występowanie poszczególnych odkształceń i ich kolejność zależą od rodzaju materiału i jego stanu oraz od historii obciążania i odciążania dynamicznego przedmiotu. Na początku procesu obciążania występują odkształcenia sprężyste.

Jest to zakres odkształceń liniowych, które zanikają po usunięciu przyczyn. Oznaczono je skrótowo przez E. W zakresie tym obowiązuje uogólnione prawo Hooke'a liniowej sprężystości [Bacz1985]. Po osiągnięciu stanu uplastycznienia, określonego początkową powierzchnią płynięcia $F=0$ występują nieliniowe odkształcenia plastyczne i lepkie, które są ze sobą sprzężone. Na skutek wzmocnienia materiału powierzchnia płynięcia ulega zmianom. Stan ten jest nieodwracalny, w którym obowiązuje teoria lepko-plastyczności [Perz1966], [Bacz1985], [Perz1978]. Zadaniem tej teorii jest jednoczesny opis właściwości reologicznych, uwzględniających efekty dynamiczne i właściwości plastycznych materiału. Taki stan materiału oznaczono skrótowo VP.



Rys. 4.5. Chwilowe, termodynamiczne powierzchnie płynięcia warstwy wierzchniej $f_i = 0$, tensor naprężenia T_σ , tensor translacji T_α oraz przyrost tensora odkształceń lepko-plastycznych $\Delta T_\epsilon^{(VP)}$

- 2) Materiał przedmiotu obrabianego jest izotropowy i homogenny, a przyrosty odkształceń na kroku są bardzo małe (infinitesimalne) i addytywne. Materiał przedmiotu obrabianego należy do klasy materiałów prostych z pamięcią typu prędkościowego rzędu pierwszego [Życz1973]. Oznacza to, że w zakresie odkształceń trwałych VP materiał ten będzie opisywany innym układem równań konstytutywnych w procesie obciążania i innym w procesie odciążania. Ponadto tę klasę materiałów ograniczono do materiałów statecznych. Zgodnie z postulatem Druckera praca wykonana przez przyrost sił zewnętrznych na odpowiednich przyrostach składowych wektora przemieszczenia jest dodatnia.
- 3) Założono, że naprężenie uplastyczniające materiał obrabiany jest funkcją zastępczych odkształceń lepko-plastycznych $\epsilon_z^{(VP)}$ i zastępczych prędkości odkształceń lepko-plastycznych $\dot{\epsilon}_z^{(VP)}$. Naprężenie to nazywa się chwilowym dynamicznym naprężeniem uplastyczniającym i ma postać:

$${}^t\sigma_p = {}^t\sigma_p({}^t\epsilon_z^{(VP)}, {}^t\dot{\epsilon}_z^{(VP)}) = {}^tC, \quad (4.16)$$

gdzie: tC jest stałą w rozpatrywanej chwili, natomiast przyrost zastępczych odkształceń lepko-plastycznych ${}^t\Delta\epsilon_z^{(VP)}$ i przyrost zastępczych prędkości odkształceń lepko-plastycznych ${}^t\Delta\dot{\epsilon}_z^{(VP)}$ są zdefiniowane wzorami [Bedn1995]:

$${}^t\Delta\epsilon_z^{(VP)} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot {}^t\Delta\mathbf{D}_\epsilon \otimes {}^t\Delta\mathbf{D}_\epsilon}, \quad (4.17)$$

$${}^t\Delta\dot{\varepsilon}_z^{(VP)} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot {}^t\Delta\mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}} \otimes {}^t\Delta\mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}}, \quad (4.18)$$

gdzie: „ \otimes ” oznacza mnożenie tensorów, ${}^t\Delta\mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}}$ i ${}^t\Delta\mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}}$ są przyrostami dewiatorów odkształcenia i prędkości odkształcenia. Składowe ${}^t\Delta\dot{\varepsilon}_{ij}^{(VP)}$ dewiatora ${}^t\Delta\mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}}$ oblicza się stosując jedną z następujących metod aproksymacji: metodę różnic centralnych, Houbolta, Newmarka lub Wilsona [Bath1976].

- 4) Naprężenie uplastyczniające ${}^t\sigma_p$ równe jest chwilowym naprężeniom zastępczym ${}^t\sigma_z$. Warunek ten przy założeniu wzmocnienia mieszanego ma postać [Bath1982]:

$${}^t\sigma_p = {}^t\sigma_z = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot {}^t\tilde{\mathbf{D}}_{\sigma} \otimes {}^t\tilde{\mathbf{D}}_{\sigma}, \quad (4.19)$$

zaś $\tilde{\mathbf{D}}_{\sigma}$ jest zredukowanym dewiatorem naprężeń i określony jest wzorem:

$$\tilde{\mathbf{D}}_{\sigma} = \tilde{\mathbf{T}}_{\sigma} - \tilde{\mathbf{A}}_{\sigma}, \quad (4.20)$$

w którym $\tilde{\mathbf{A}}_{\sigma}$ jest zredukowanym aksjATOREM, a $\tilde{\mathbf{T}}_{\sigma}$ zredukowanym tensorem naprężenia o postaci:

$$\tilde{\mathbf{T}}_{\sigma} = \mathbf{T}_{\sigma} - \mathbf{T}_{\alpha}, \quad (4.21)$$

zaś \mathbf{T}_{σ} jest tensorem naprężenia, \mathbf{T}_{α} jest tensorem przesunięć środka aktualnej powierzchni płynięcia (rys. 4.5). Postać tensora \mathbf{T}_{α} zależy od przyjętej hipotezy wzmocnienia.

- 5) Dla rozgraniczenia stanów E i VP w jedenastoelementowej przestrzeni naprężeń, odkształceń zastępczych, prędkości odkształceń zastępczych przyjęto chwilowy, dynamiczny warunek plastyczności M.T. Hubera, R. von Misesa i H. Hencky’ego (HMH):

$${}^tF = {}^tF({}^t\tilde{\mathbf{D}}_{ij}, {}^t\varepsilon_z^{(VP)}, {}^t\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) = \text{const}. \quad (4.22)$$

Warunek (4.22), wobec równości (4.16), (4.17) i (4.18) oraz przy założeniu wzmocnienia mieszanego materiału skrawanego bądź nagniatanego, ma postać:

$${}^tF = {}^tF({}^t\tilde{\mathbf{D}}_{ij}, {}^t\varepsilon_z^{(VP)}, {}^t\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) = \frac{1}{2} \cdot {}^t\tilde{\mathbf{D}}_{ij} \cdot {}^t\tilde{\mathbf{D}}_{ij} - \frac{1}{3} \cdot {}^t\sigma_p^2 ({}^t\varepsilon_z^{(VP)}, {}^t\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) = 0, \quad (4.23)$$

gdzie ${}^t\sigma_p$ jest chwilowym, dynamicznym naprężeniem uplastyczniającym obrabiany materiał.

Stan odwracalny (E) określony jest warunkiem ${}^tF < 0$, a stanom nieodwracalnym (VP) odpowiada warunek ${}^tF = 0$.

- 6) Założono, że w materiale obrabianym istnieje potencjał lepko-plastyczny:

$$f = f[I_2(\tilde{\mathbf{D}}_{\sigma}), q, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}], \quad (4.24)$$

gdzie: $I_2(\tilde{\mathbf{D}}_{\sigma})$ jest drugim niezmiennikiem zredukowanego dewiatora naprężeń $\tilde{\mathbf{D}}_{\sigma}$ określonego wzorem (4.20), zaś q jest parametrem wzmocnienia Odqvista. Według propozycji F.K.G. Odqvista [Łycz1996] i W. Pragera [Prag1955], parametr q równy jest zastępczym odkształceniom lepko-plastycznym $\varepsilon_z^{(VP)}$:

$$q = \varepsilon_z^{(VP)} = \int_0^{\varepsilon_z^{(VP)}} d\varepsilon_z^{(VP)}, \quad (4.25)$$

natomiast według propozycji *G.I Taylora* i *H. Quinney'a* [Mali1981] parametr ten jest równy pracy $W^{(VP)}$ odkształcenia lepko-plastycznego:

$$q = W^{(VP)} = \int_0^{\varepsilon_{ij}^{(VP)}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^{(VP)}. \quad (4.26)$$

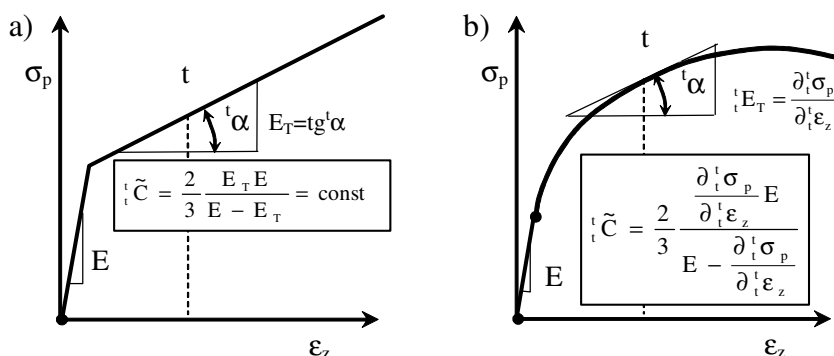
W przypadku warunku plastyczności HMH obie formy (4.25) i (4.26) są równoważne, gdyż prowadzą do tych samych rezultatów.

Założenie według wzoru (4.24) jest uogólnieniem hipotezy istnienia potencjału plastycznego, wprowadzonej przez *R. Misesa* dla przypadku idealnej plastyczności. Zatem w jedenastoelementowej przestrzeni naprężeń, odkształceń zastępczych, prędkości odkształceń zastępczych, istnieje chwilowa hiperpowierzchnia uplastycznienia materiału nazywana również chwilową lub aktualną, dynamiczną powierzchnią płynięcia (rys. 4.5). Równanie tej powierzchni na początku typowego kroku przyrostowego t ma postać [Prag1955, Perz1978]:

$${}^t f = {}^t f[I_2({}^t \tilde{\mathbf{D}}_\sigma), {}^t q, {}^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}] = 0. \quad (4.27)$$

- 7) Chwilowa dynamiczna powierzchnia płynięcia warstwy wierzchniej określona równaniem (4.27) pokrywa się z chwilowym dynamicznym warunkiem plastyczności określonym równaniem (4.23), otrzymuje się więc tożsamość:

$${}^t F \equiv {}^t f. \quad (4.28)$$



Rys. 4.6. Interpretacja graficzna parametru ${}^t \tilde{C}$, chwilowego modułu wzmocnienia ${}^t E_T$ i modułu sprężystości E dla różnych przypadków schematyzacji wykresu rozciągania oraz dla ${}^t T = \text{const}$ i ${}^t \dot{\varepsilon}_z = \text{const}$: a) materiał sprężysto-plastyczny z liniowym wzmocnieniem, b) materiał sprężysto-plastyczny z nieliniowym wzmocnieniem [Kuki1993]

Konsekwencją postulatu Druckera [Kuki1997] uogólnionego na materiały E/VP jest wypukłość i gładkość chwilowej, dynamicznej powierzchni płynięcia oraz ortogonalność tensora przyrostu odkształcenia lepko-plastycznego ${}^\tau \Delta \mathbf{T}_e^{(VP)}$ do tej powierzchni. Analitycznie związek fizyczny dla tego warunku, można zapisać następująco [Perz1978]:

$${}^\tau \Delta \varepsilon_{ij}^{(VP)} = {}^\tau \Delta \lambda \cdot \frac{\partial ({}^t f)}{\partial ({}^t \tilde{S}_{ij})}, \quad (4.29)$$

gdzie: ${}^\tau \Delta \lambda$ jest przyrostem funkcji skalarnej, tzw. mnożnika Lagrange'a, zależnym od naprężenia, przyrostu odkształceń i przyrostu obciążenia termodynamicznego na kroku, ${}^t \tilde{S}_{ij}$ są składowymi zredukowanego dewiatora naprężenia ${}^t \tilde{\mathbf{D}}_\sigma$ i mają postać:

$${}^t\tilde{S}_{ij} = {}^tS_{ij} - {}^t\alpha_{ij}, \quad (4.30)$$

przy czym ${}^tS_{ij}$ są składowymi dewiatora ${}^tD_\sigma$ tensora naprężenia, ${}^t\alpha_{ij}$ są składowymi tensora translacji ${}^tT_\alpha$, ${}^t\tilde{C}$ jest parametrem materiałowym określającym składowe ${}^t\Delta\alpha_{ij}$ przyrostu tensora translacji ${}^t\Delta T_\alpha$. Graficzną interpretację parametru ${}^t\tilde{C}$, chwilowego modułu tE_T wzmocnienia i modułu sprężystości E przedstawiono na rys. 4.6.

- 8) Równanie (4.29) nazywane jest stowarzyszonym (zasocjowanym) prawem płynięcia lepko-plastycznego [Perz1978], gdyż jest stowarzyszone z warunkiem plastyczności HMH (4.23). Proces neutralny, rozgraniczający procesy czynne od biernych, zachodzi wówczas, gdy spełnione jest równanie (4.27), natomiast odkształcenia lepko-plastyczne nie ulegają zmianie:

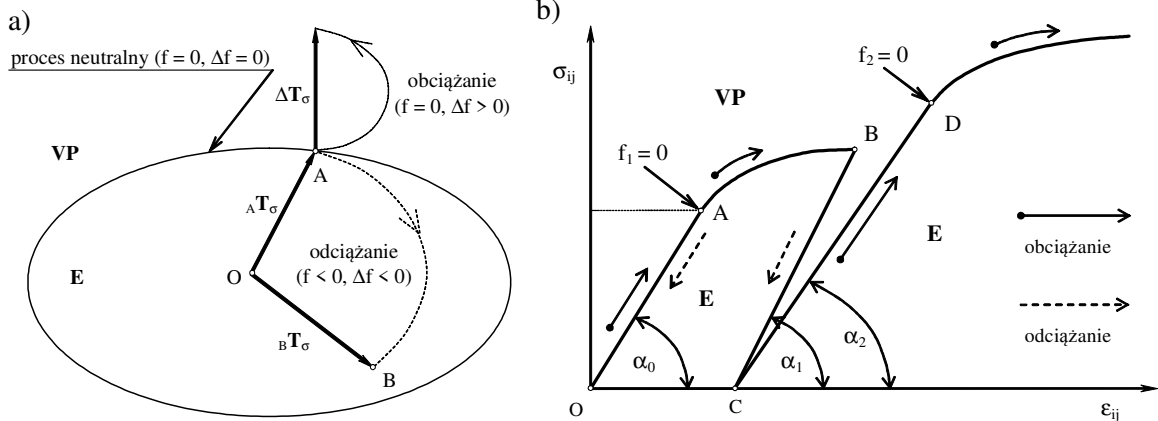
$${}^t\Delta\epsilon_z^{(VP)} = 0 \quad \text{oraz} \quad {}^t\Delta\dot{\epsilon}_z^{(VP)} = 0. \quad (4.31)$$

Dla sformułowania analitycznej postaci tego warunku rozważyć trzeba przyrost powierzchni płynięcia materiału na kroku. W tym celu funkcję (4.27) chwilowej, dynamicznej powierzchni płynięcia wyraża się w postaci przyrostowej:

$${}^t\Delta f_{ij} = {}^tq_{ij} \cdot {}^t\Delta S_{ij} - {}^tl_{ij} \cdot {}^t\Delta\alpha_{ij} - {}^tp \cdot {}^t\Delta\epsilon_z^{(VP)} - {}^t\dot{p} \cdot {}^t\Delta\dot{\epsilon}_z^{(VP)} - {}^tt \cdot {}^t\Delta T = 0 \quad (4.32)$$

gdzie oznaczono:

$$\begin{aligned} {}^tq_{ij} &= \partial({}^tf) / \partial({}^tS_{ij}), \\ {}^tl_{ij} &= -\partial({}^tf) / \partial({}^t\alpha_{ij}), \\ {}^tp_{ij} &= -\partial({}^tf) / \partial({}^t\epsilon_{ij}), \\ {}^t\dot{p}_{ij} &= -\partial({}^tf) / \partial({}^t\dot{\epsilon}_{ij}). \end{aligned} \quad (4.33)$$



Rys. 4.7. Definicje procesu neutralnego oraz procesów obciążania i odciążania dynamicznego dla stanów: a) przestrzennych; b) płaskich

Zatem wobec warunków (4.31), jeżeli zachodzą związki:

$${}^tf = 0, \quad \text{oraz} \quad {}^tq_{ij} \cdot {}^t\Delta S_{ij} - {}^tl_{ij} \cdot {}^t\Delta\alpha_{ij} = 0 \quad (4.34)$$

to taką zmianę stanu nazywa się procesem neutralnym. Natomiast, jeżeli:

$${}^tf = 0 \quad \text{i} \quad {}^t\Delta f > 0, \quad (4.35)$$

zachodzi proces obciążania, zaś gdy:

$${}^t f < 0 \text{ i } {}^t \Delta f < 0, \quad (4.36)$$

zachodzi proces odciążania (rys. 4.7).

- 9) Przyjęto, że podczas odciążania materiał odkształca się zawsze liniowo (rys. 4.7). Obowiązuje wówczas liniowa teoria sprężystości, analogicznie jak dla zakresu odkształceń E. Teoria ta obowiązuje również przy powtórny obciążeniu aż do stanu ponownego uplastycznienia materiału, przy czym w ogólnym przypadku, ze względu na różną historię odciążania (odcinek BC) i powtórny obciążania (odcinek CD), kąty α_1 i α_2 pochylenia odcinków odpowiednio BC i CD mogą być różne ($\alpha_1 \neq \alpha_2$). Również stan naprężenia, przy którym nastąpi powtórne uplastycznienie ($f_2 = 0$, punkt D), może się nie pokrywać ze stanem naprężenia odpowiadającemu początkowi odciążania (punkt B).
- 10) W zakresie odkształceń lepko-plastycznych materiał jest nieściśliwy. Wówczas średni przyrost odkształcenia lepko-plastycznego ${}^t \Delta \epsilon_m^{(VP)}$ i średnia prędkość odkształceń lepko-plastycznych ${}^t \Delta \dot{\epsilon}_m^{(VP)}$ są równe zero:

$${}^t \Delta \epsilon_m^{(VP)} = \frac{1}{3} ({}^t \Delta \epsilon_{11}^{(VP)} + {}^t \Delta \epsilon_{22}^{(VP)} + {}^t \Delta \epsilon_{33}^{(VP)}) = 0, \quad (4.37)$$

$${}^t \Delta \dot{\epsilon}_m^{(VP)} = \frac{1}{3} ({}^t \Delta \dot{\epsilon}_{11}^{(VP)} + {}^t \Delta \dot{\epsilon}_{22}^{(VP)} + {}^t \Delta \dot{\epsilon}_{33}^{(VP)}) = 0.$$

Oznacza to, że tensor przyrostu odkształceń lepko-plastycznych ${}^t \mathbf{T}_{\Delta \epsilon}^{(VP)}$, tensor przyrostu prędkości odkształceń lepko-plastycznych ${}^t \mathbf{T}_{\Delta \dot{\epsilon}}^{(VP)}$ i tensor naprężeń lepko-plastycznych ${}^t \mathbf{T}_{\sigma}^{(VP)}$ pokrywają się z dewiatorami odpowiednio ${}^t \mathbf{D}_{\Delta \epsilon}^{(VP)}$, ${}^t \mathbf{D}_{\Delta \dot{\epsilon}}^{(VP)}$ i ${}^t \mathbf{D}_{\sigma}^{(VP)}$, gdyż:

$${}^t \mathbf{T}_{\Delta \epsilon}^{(VP)} = {}^t \mathbf{D}_{\Delta \epsilon}^{(VP)} - \delta_{ij} \cdot {}^t \Delta \epsilon_{ii}^{(VP)} = {}^t \mathbf{D}_{\Delta \epsilon}^{(VP)}, \quad (4.38)$$

$${}^t \mathbf{T}_{\Delta \dot{\epsilon}}^{(VP)} = {}^t \mathbf{D}_{\Delta \dot{\epsilon}}^{(VP)} - \delta_{ij} \cdot {}^t \Delta \dot{\epsilon}_{ii}^{(VP)} = {}^t \mathbf{D}_{\Delta \dot{\epsilon}}^{(VP)}, \quad (4.39)$$

$${}^t \mathbf{T}_{\sigma}^{(VP)} = {}^t \mathbf{D}_{\sigma}^{(VP)} - \delta_{ij} \cdot {}^t \Delta \sigma_{ii}^{(VP)} = {}^t \mathbf{D}_{\sigma}^{(VP)}, \quad (4.40)$$

gdzie δ_{ij} jest deltą Kroneckera, wynoszącą 1 dla $i = j$ oraz 0 dla $i \neq j$. Z warunków (4.37)÷(4.40) wynikają również następujące związki:

$$\begin{aligned} \mathbf{S}_{ij}^{(VP)} &= \sigma_{ij}^{(VP)}, & \tilde{\mathbf{S}}_{ij}^{(VP)} &= \tilde{\sigma}_{ij}^{(VP)} = \sigma_{ij}^{(VP)} - \alpha_{ij}^{(VP)}, \\ \Delta \epsilon_{ij}^{(VP)} &= \Delta \epsilon_{ij}^{(VP)}, & \Delta \dot{\epsilon}_{ij}^{(VP)} &= \Delta \dot{\epsilon}_{ij}^{(VP)}, \end{aligned} \quad (4.41)$$

zaś $\Delta \epsilon_{ij}^{(VP)}$ i $\Delta \dot{\epsilon}_{ij}^{(VP)}$ są składowymi dewiatorów odpowiednio $\mathbf{D}_{\Delta \epsilon}^{(VP)}$ i $\mathbf{D}_{\Delta \dot{\epsilon}}^{(VP)}$.

- 11) Składowe tensorów ${}^t q_{ij}$ i ${}^t l_{ij}$ oraz skalarów ${}^t p$, ${}^t \dot{p}$ i ${}^t t$ według wzorów (4.33), określa się po obliczeniu występujących w nich pochodnych. Pochodne wyznacza się z termodynamicznego warunku plastyczności HMM danego wzorem (4.23), przy uwzględnieniu warunku (4.28). Wówczas:

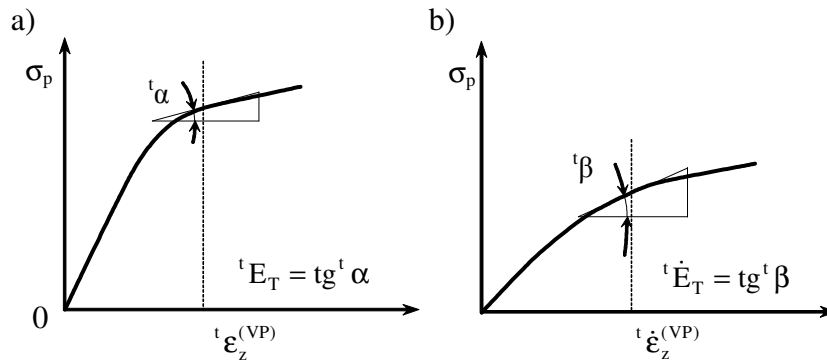
$${}^t q_{ij} = \frac{\partial ({}^t f)}{\partial ({}^t S_{ij})} = {}^t \tilde{S}_{ij} = {}^t S_{ij} - {}^t \alpha_{ij}, \quad (4.42)$$

$${}^t l_{ij} = -\frac{\partial({}^t f)}{\partial({}^t \alpha_{ij})} = {}^t \tilde{S}_{ij} = {}^t S_{ij} - {}^t \alpha_{ij}, \quad (4.43)$$

$${}^t p = -\frac{\partial({}^t f)}{\partial({}^t \varepsilon_z^{(VP)})} = -\frac{\partial({}^t f)}{\partial({}^t \sigma_p)} \cdot \frac{\partial({}^t \sigma_p)}{\partial({}^t \varepsilon_z^{(VP)})} = \frac{2}{3} \cdot {}^t \sigma_p \cdot {}^t E_T, \quad (4.44)$$

$${}^t \dot{p} = -\frac{\partial({}^t f)}{\partial({}^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})} = -\frac{\partial({}^t f)}{\partial({}^t \sigma_p)} \cdot \frac{\partial({}^t \sigma_p)}{\partial({}^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})} = \frac{2}{3} \cdot {}^t \sigma_p \cdot \frac{\partial({}^t \sigma_p)}{\partial({}^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})} = \frac{2}{3} \cdot {}^t \sigma_p \cdot {}^t \dot{E}_T, \quad (4.45)$$

gdzie ${}^t E_T$, jest chwilowym modułem umocnienia (rys. 4.8).



Rys. 4.8. Jednoparametryczne wykresy: a) ${}^t \sigma_p = {}^t \sigma_p({}^t \varepsilon_z^{(VP)})$ dla ${}^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)} = \operatorname{const.}$, b) ${}^t \sigma_p = {}^t \sigma_p({}^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})$ dla ${}^t \varepsilon_z^{(VP)} = \operatorname{const.}$ [Kuki1997]

Analityczne obliczenie następujących pochodnych występujących we wzorach (4.42) ÷ (4.45) pochodne cząstkowe:

$${}^t E_T = \partial({}^t \sigma_p) / \partial({}^t \varepsilon_z^{(VP)}), \text{ i } {}^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)} = \operatorname{const.}, \quad (4.46)$$

$${}^t \dot{E}_T = \partial({}^t \sigma_p) / \partial({}^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}), \text{ i } {}^t \varepsilon_z^{(VP)} = \operatorname{const.}, \quad (4.47)$$

jest niemożliwe, dlatego w niniejszej rozprawie zaproponowano uproszczony sposób wyznaczania tych pochodnych wykorzystując definicję geometryczną i funkcję ${}^t \sigma_p$ dynamicznych naprężeń uplastyczniających materiał w postaci (4.16). Graficzną interpretację tych pochodnych, w dowolnej chwili t , przedstawiono na rysunku 4.8.

- 12) Materiał umacnia się (synonim: wzmacnia się), tzn. następuje wzrost granicy plastyczności wywołany wzrostem odkształcenia lepko-plastycznego, a zatem zmienia się powierzchnia płynięcia warstwy wierzchniej. Jeżeli następuje tylko jej izotropowe rozszerzenie się, to efekt ten nazywa się umocnieniem izotropowym. Jeżeli powierzchnia płynięcia ulega sztywnej translacji, to następuje wzmocnienie kinematyczne, w którym uwzględnia się efekt Bauschingera. Przy jednoczesnym rozszerzaniu się i przesuwaniu powierzchni płynięcia warstwy wierzchniej występuje wzmocnienie mieszane (izotropowo-kinematyczne) [Mali1981, Perz1978]. Dla ogólności rozważań przyjęto przypadek umocnienia mieszanego, gdyż otrzymane równanie ma ogólną postać i może być następnie wykorzystane do otrzymywania rozwiązań szczególnych dla materiałów charakteryzowanych izotropowym i kinematycznym modelem wzmocnienia oraz materiałów nielepkich.

6. Model matematyczny procesu przemieszczania klina

Przyrostowy model matematyczny procesu przemieszczania klina, w uaktualnionym opisie Lagrange'a, zawiera:

- model materiałowy:
 - model dynamicznych naprężeń uplastyczniających,
 - model odkształceń sprężysto/lepko-plastycznych (E/VP),
 - model naprężeń sprężysto/lepko-plastycznych (E/VP),
- model kontaktu narzędzie-przedmiot,
- dynamiczne równanie ruchu,
- warunki jednoznaczności (geometryczne, fizyczne i brzegowo-początkowe).

6.1. Model kontaktu elementu obrabiającego z przedmiotem obrabianym

Oddziaływanie kontaktowe między przedmiotem (wałek) a narzędziami (nóż tokarski, nagniatak) odgrywa kluczową rolę w procesie odpowiednio skrawania i nagniatania. W trakcie procesu zmieniają się warunki geometryczne kontaktu. Algorytm kontaktu powinien efektywnie wykrywać kontakt oraz określać wartość sił oddziaływania kontaktowego w kierunku stycznym i normalnym.

W klasycznych problemach brzegowo-początkowych brzeg ciała, jego obciążenie i warunki brzegowe są zazwyczaj dane i jednoznacznie określone. W przypadku ww. procesów obszar kontaktu (kształt i pole) oraz stan obciążenia dynamicznego w tym obszarze są nieznane, a ich określenie jest jednym z celów analizy. Ponadto wielkości te są ze sobą sprzężone w ten sposób, że obszar kontaktu narzędzia z przedmiotem zmienia się wraz z narastającym obciążeniem i zagłębieniem. Określenie rzeczywistego kształtu obszaru styku ciał wiąże się z koniecznością określenia występujących w tych obszarach stanów obciążenia mechanicznego (naciski, siły tarcia) oraz stanu deformacji materiału przedmiotu, i odwrotnie. W rozważaniach praktycznych stany te rozpręga się w ten sposób, że uprzednio określa się kształt i pole obszaru styku ciał, a następnie, wynikłych dla tych warunków, obciążenia. Z powyższego względu, w omawianym tutaj zagadnieniu kontaktowym, istotne znaczenie mają siły kontaktowe, sztywność kontaktowa, kształt i pole obszaru styku ciał, kontaktowe warunki brzegowe oraz warunki tarcia w tym obszarze.

6.1.1. Siły kontaktowe

W dowolnej chwili t , obciążenie obiektu siłą ${}^t\mathbf{F}_i^{(n)}$, ($i = 1, 2$) oraz momentem ${}^t\mathbf{M}^{(n)}$, a także przemieszczanie się odkształcanego materiału powoduje, że w obszarze wzajemnego styku narzędzia z przedmiotem występują (rys. 4.9): jednostkowa siła nacisku ${}^t\mathbf{q}_N$, jednostkowe siły styczne ${}^t\mathbf{q}_{Tj}$ i jednostkowe siły tarcia ${}^t\mathbf{t}_{Tj}$, $j = 1, 2$.

Siła ${}^t\mathbf{q}_N$ działa prostopadle do powierzchni kontaktu, natomiast siły ${}^t\mathbf{q}_{Tj}$ i ${}^t\mathbf{t}_{Tj}$ są do tej powierzchni styczne. W chwili Δt przyrostowi obciążenia ${}^t\Delta\mathbf{F}_i^{(n)}$ ($i = 1, 2$) oraz momentowi ${}^t\Delta\mathbf{M}^{(n)}$ odpowiadają przyrosty sił jednostkowych $\Delta\mathbf{q}_{Tj}$ i $\Delta\mathbf{t}_{Tj}$, $j = 1, 2$. Z rys. 4.9 wynika następująca zależność pomiędzy przyrostami poszczególnych sił jednostkowych. Siły składowe $\Delta\mathbf{q}_{Tj}$ i $\Delta\mathbf{t}_{Tj}$, działając stycznie do powierzchni kontaktu, dodają się skalarnie dając składowe $\Delta\mathbf{p}_{Tj}$ siły wypadkowej $\Delta\mathbf{p}_T$:

$$\Delta\mathbf{p}_{Tj} = \Delta\mathbf{q}_{Tj} \pm \Delta\mathbf{t}_{Tj}, \quad j = 1, 2. \quad (4.48)$$

$$\Delta p = \Delta p_T + \Delta q_N = \Delta q + \Delta t_T, \quad (4.53)$$

o składowych Δp_i ($i = 1, 2$).

6.1.2. Sztywność kontaktowa

Siły kontaktowe powodują przemieszczenie brzegu ciał będących w kontakcie. Wartość tego przemieszczenia uzależniona jest od tzw. sztywności kontaktowej, którą określa się stosunkiem siły działającej na powierzchnię do wartości przemieszczenia się powierzchni kontaktu w kierunku działania siły. Rozróżnia się sztywność kontaktową normalną i styczną. Zależność siły jednostkowej - przemieszczenie ($p_i - u_i$) aproksymować można za pomocą dwóch linii (rys. 4.10). Pierwsza dotyczy zakresu liniowych przemieszczeń odwracalnych do granicy plastyczności p_i^y (zakres E), natomiast druga obejmuje nieliniowe przemieszczenia trwałe (zakres VP).

Przyrost przemieszczeń całkowitych na kierunku i , na typowym kroku przyrostowym, przy założeniu addytywności przemieszczeń składowych wynosi:

$$\Delta u_i = \Delta u_i^{(E)} + \Delta u_i^*, \quad (4.54)$$

gdzie $\Delta u_i^{(E)}$ jest przyrostem przemieszczeń sprężystych, Δu_i^* jest sumą przyrostów lepkoplastycznych. Z wykresu $p_i - u_i$ wynika, że:

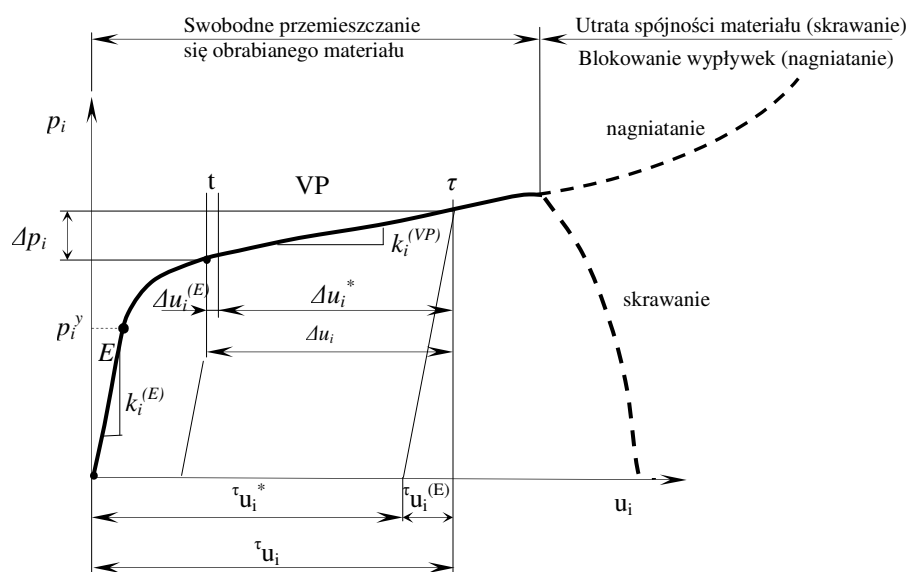
$$\Delta p_i = k_i^{(E)} \Delta u_i^{(E)}, \quad \Delta p_i = k_i^{(VP)} \Delta u_i^*, \quad (4.55)$$

gdzie $k_i^{(E)}$ i $k_i^{(VP)}$ są chwilowymi współczynnikami sztywności kontaktowej na i -tym kierunku, w zakresie przemieszczeń odpowiednio odwracalnych i trwałych. Współczynniki te oblicza się ze wzorów:

$$k_i^{(E)} = \partial p_i / \partial u_i, \quad \text{dla } p_i \leq p_i^y, \quad (4.56)$$

$$k_i^{(VP)} = \partial p_i / \partial u_i, \quad \text{dla } p_i > p_i^y, \quad (4.57)$$

gdzie $u_i^{(E)}$ jest skumulowaną składową przemieszczenia sprężystego, p_i jest skumulowaną składową jednostkowej siły nacisku w chwili t .



Rys. 4.10. Wykres $p_i - u_i$ dla kontaktu narzędzia z przedmiotem

Z zależności (4.56) i (4.57) otrzymuje się następujące związki pomiędzy przyrostem przemieszczeń całkowitych Δu_i i przyrostem nacisków Δp_i :

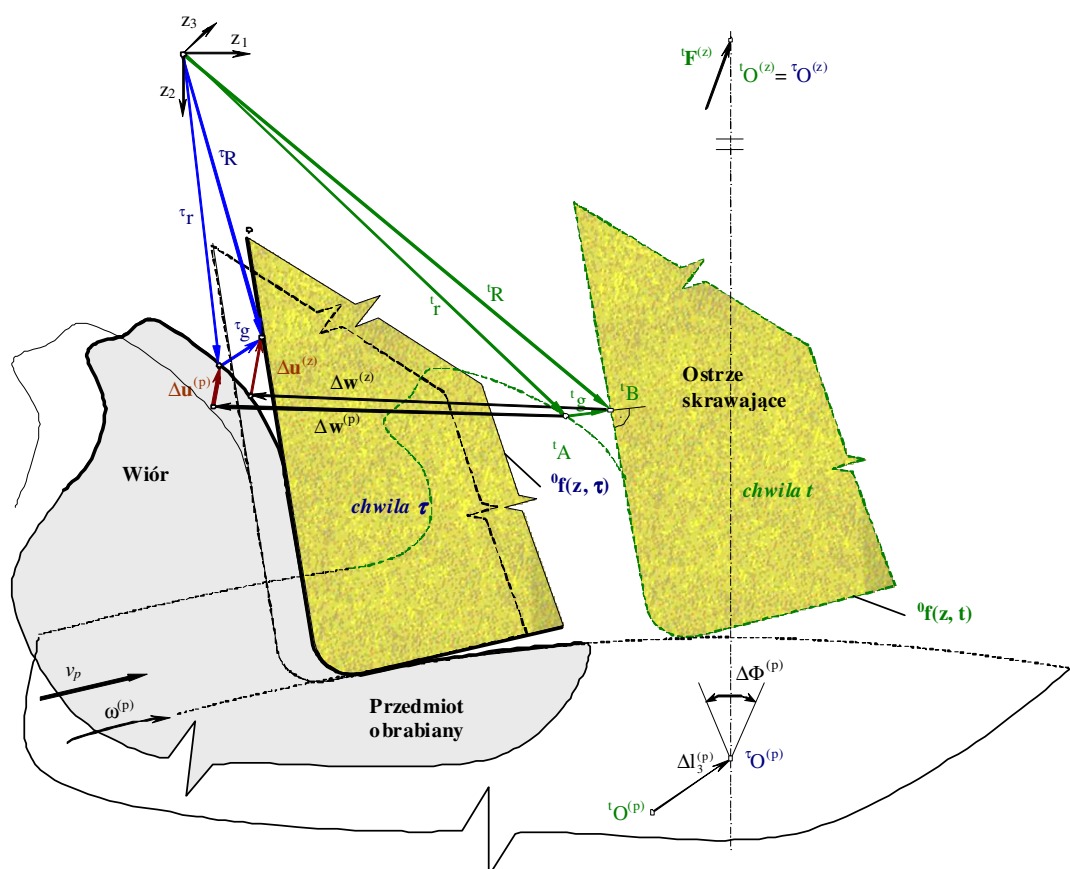
$$\Delta u_i = [k_i^{(E)}]^{-1} \cdot \Delta p_i, \text{ dla } p_i \leq p_i^y, \quad (4.58)$$

$$\Delta u_i = \Delta u_i^{(E)} + \{[k_i^{(VP)}]^{-1} - [k_i^{(E)}]^{-1}\} \cdot \Delta p_i, \text{ dla } p_i > p_i^y. \quad (4.59)$$

Z postaci związków (4.58) i (4.59) wynika, że przyrost wypadkowych nacisków jednostkowych jest funkcją przyrostu przemieszczenia brzegu. Określenie tych związków wymaga znajomości krzywej eksperymentalnej $p_i - u_i$, dla rzeczywistych warunków kontaktu. Wyznaczenie takiej zależności jest często bardzo trudne do zrealizowania, lub wręcz niewykonalne. W niniejszej rozprawie, trudności te wyeliminowało poprzez wariacyjne sformułowanie równań ruchu oraz zastosowanie iteracyjnych metod ich rozwiązywania. Przyjmując, że stan przyrostów sił nacisku i tarcia jest znany z poprzedniej iteracji, chwilowe współczynniki sztywności kontaktowej $k_i^{(E)}$ i $k_i^{(VP)}$ oraz zależność $p_i - u_i$ można określić analitycznie.

6.1.3. Kontaktowe warunki brzegowe

Warunek geometryczny kontaktu (rys. 4.11) określa aktualną odległość g między punktami na powierzchniach stykających się ciał wzdłuż kierunku normalnego, tj. prostopadłego do płaszczyzny stycznej do obu ciał. Warunek geometryczny kontaktu zostanie sformułowany w przyrostach w ogólniejszej postaci, tj. dla stanów przestrzennych, przy założeniu, że zarówno przedmiot, jak i narzędzie odkształcają się oraz ulegają translacji, przy czym narzędzie ma dużo większą sztywność w porównaniu z przedmiotem oraz ulega obrotowi. Ciała pozostają pod działaniem sił i momentów.



Rys. 4.11. Ilustracja geometrycznego warunku kontaktu dla przypadku skrawania

Chwilowa odległość ${}^{\tau}g(z; \tau)$ powierzchni przedmiotu od powierzchni czynnej narzędzia, na kierunku normalnym, wyraża następującą zależność między składowymi wektorów:

$$\begin{aligned} {}^{\tau}g(z; \tau) = & {}^t g(z; t) + {}^0F(z_1 - {}^0z_i^{(On)} - \Delta l_i^{(n)}) - {}^0F(z_1 - {}^0z_i^{(Op)} - {}^t l_i^{(n)}) + {}^t y_1 \omega^{(n)} \Delta t \\ & - {}^0f(z_1 - {}^0z_i^{(Op)} - \Delta l_i^{(p)}) + {}^0f(z_1 - {}^0z_i^{(Op)} - {}^t l_i^{(p)}) + \Delta l_3^{(n)} - \Delta l_3^{(p)} \\ & - \Delta u_3^{(p)}(z; \Delta t) - \Delta u_3^{(p)}(z; \Delta t) \geq 0 \end{aligned} \quad (4.59)$$

lub krócej:

$${}^{\tau}g(z; \tau) = {}^t g(z; t) + \Delta K^{(n,p)}(\cdot) - \Delta u_3^{(p)}(z; \Delta t) - \Delta u_3^{(n)}(z; \Delta t) \geq 0, \quad (4.60)$$

gdzie $\Delta K^{(n,p)}(\cdot)$ jest łącznym wpływem przyrostów translacji oraz obrotów narzędzia i przedmiotu na przyrost przemieszczenia powierzchni przedmiotu $\Delta u_3^{(p)}(z; \Delta t)$ i narzędzia $\Delta u_3^{(n)}(z; \Delta t)$.

Z postaci warunku (4.60) wynikają następujące przypadki:

- jeżeli ${}^{\tau}g(\bullet) > 0$ i ${}^t g(\bullet) > 0$ to rozpatrywany punkt leży poza obszarem kontaktu,
- jeżeli ${}^{\tau}g(\bullet) > 0$ i ${}^t g(\bullet) = 0$ to w rozpatrywanym punkcie został utracony kontakt,
- jeżeli ${}^{\tau}g(\bullet) = 0$ i ${}^t g(\bullet) = 0$ to rozpatrywany punkt będący w obszarze kontaktu pozostaje w nim nadal,
- jeżeli ${}^{\tau}g(\bullet) = 0$ i ${}^t g(\bullet) > 0$ to w rozpatrywanym punkcie nastąpił kontakt.

Warunek (4.60) jest wykorzystywany w obliczeniach numerycznych. Stosując procedurę iteracyjną, z warunku określa się przemieszczeniowe warunki brzegowe w obszarze kontaktu. Wówczas, w procesie iteracji przyjmuje się, że odległości ${}^{\tau}g(\bullet) = 0$ i ${}^t g(\bullet) = 0$ (funkcje są znane z założenia), przyrost przemieszczenia powierzchni narzędzia $\Delta u_3^{(n)}$ w wyniku odkształcenia jest znany z poprzedniej iteracji, natomiast poszukuje się przyrostu przemieszczenia brzegu przedmiotu $\Delta u_3^{(p)}$, z przekształconego wzoru (4.60) do postaci:

$$\Delta u_3^{(p)}(z; \Delta t)^{[i]} = {}^{\tau} \Delta K^{(n,p)}(\bullet)^{[i]} - \Delta u_3^{(n)}(z; \Delta t)^{[i-1]}. \quad (4.61)$$

Przemieszczeniowe warunki brzegowe (4.61) są wykorzystywane w numerycznej analizie rozpatrywanego zagadnienia kontaktowego.

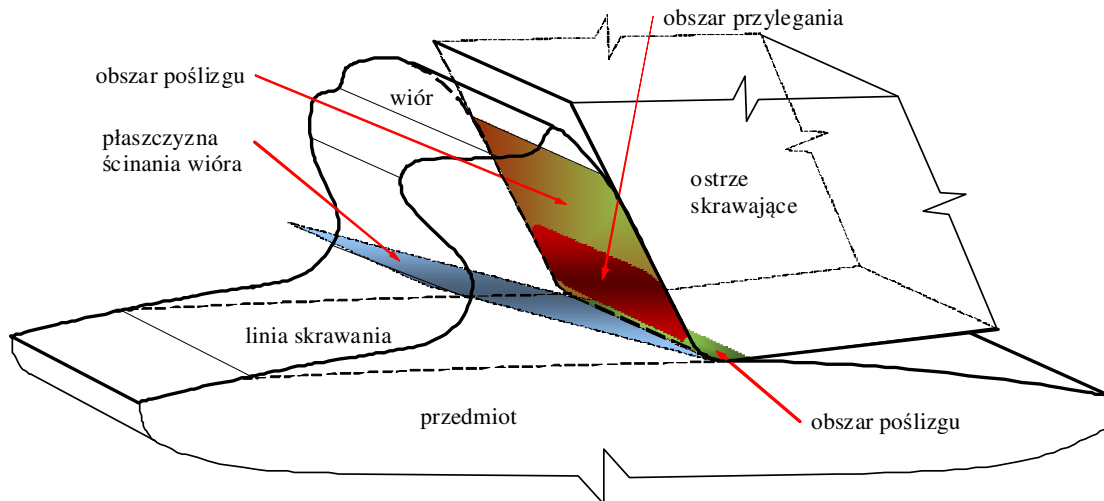
6.1.4. Warunki tarcia w obszarze styku ciał

Podczas procesów skrawania i nagniatania procesowi odkształcania materiału przedmiotu, towarzyszy zjawisko przylegania i poślizgu, występującego w obszarach kontaktu elementu obrabianego z materiałem kształtowanym. Warunki wystąpienia poślizgu lub przylegania zależą od przyjętego prawa tarcia.

W całym obszarze kontaktu (rys. 4.12) tarcie modelowane jest anizotropowym prawem kulombowskim ze wzmocnieniem i w dowolnej chwili t może być wyrażone poprzez wypukłą funkcję w postaci różnicowej:

$$\Delta f(t_{Ti}, p_N) = \frac{\partial f}{\partial t_{Ti}} \cdot \Delta t_{Ti} + \frac{\partial f}{\partial p_N} \cdot \Delta p_N, \quad i = 1, 2, \quad (4.62)$$

gdzie t_{Ti} jest jednostkową siłą tarcia na i -tym kierunku, p_N jest jednostkową siłą normalną, μ_i jest współczynnikiem tarcia, w chwili t .



Rys. 4.12. Strefy tarcia w obszarach kontaktu

W obszarze przylegania brak jest przemieszczeń względnych na rozpatrywanym kroku. Wówczas $|\Delta t_{Ti}| \geq |\Delta p_{Ti}(\Delta u)|$, $\Delta f(t_{Ti}, p_N) < 0$, a warunek tarcia wyraża się: $|\Delta p_{Ti}| < \mu_i |\Delta p_N(\Delta u)|$, przy $\Delta u_{Ti}^{(n)} = \Delta u_{Ti}^{(p)}$, natomiast w obszarach poślizgów $|\Delta t_{Ti}| < |\Delta p_{Ti}(\Delta u)|$ występuje rozwinięta forma tarcia, której odpowiada powierzchnia graniczna $\Delta f(t_{Ti}, p_N) = 0$ oraz warunek tarcia: $|\Delta t_{Ti}| = \mu_i |\Delta p_N(\Delta u)|$, przy $\Delta u_{Ti}^{(n)} \neq \Delta u_{Ti}^{(p)}$. Dla obu warunków tarcia, istotnym problemem jest obliczanie przyrostów pomieszczeń brzegu na kierunku stycznym Δu_{Ti} , zachodzących pod wpływem obciążenia siłami kontaktowymi.

Współczynnik tarcia jest funkcją mierzalną zależną od lokalnych zjawisk zachodzących w procesie i może być opisany funkcją [Kuki1993]:

$$\mu_i = w_1^{(p)} \cdot w_1^{(n)} \cdot w_{2i}^{(p)} \cdot w_{2i}^{(n)} \cdot \mu_F(u_i^{(p)}) \cdot \mu(v_r) \cdot \mu_m, \text{ dla } i = 1, 2, \quad (4.63)$$

gdzie $w_1^{(p)}$ i $w_1^{(n)}$ są współczynnikami uwzględniającymi rodzaj i właściwości materiału przedmiotu i narzędzia, $w_{2i}^{(p)}$ i $w_{2i}^{(n)}$ są współczynnikami zależnymi od struktury geometrycznej powierzchni i narzędzia na i-tym kierunku, funkcja $\mu_m(v_r)$ ujmuje zależność współczynnika tarcia od prędkości v_r wzajemnego poślizgu, μ_m jest współczynnikiem tarcia statycznego, natomiast funkcja $\mu_F(u_i^{(p)})$ ujmuje wpływ przemieszczenia plastycznego materiału.

7. Równanie ruchu i deformacji obiektu

7.1. Wariacyjne sformułowanie równania ruchu

Na temat zastosowania metod wariacyjnych w mechanice ciała stałego istnieje bogata literatura dotycząca zagadnień liniowych oraz nieliniowych. Brak jest natomiast wariacyjnych sformułowań podwójnie nieliniowej dynamiki. Dlatego też, w niniejszym punkcie przedstawione będzie wariacyjne sformułowanie problemu brzegowo-początkowego w procesie przemieszczania klina.

Zgodnie z przyjętym modelem fizycznym procesu przemieszczania klina, narzędzie traktowane jest jako ciało sprężyste o dużej sztywności, natomiast przedmiot traktuje się jako ciało, w którym mogą wystąpić odkształcenia sprężyste (E) i lepko-plastyczne (VP). Ciało to (skrót: E/VP) charakteryzowane jest izotropowym, kinematycznym lub mieszanym (izotropowo-kinematycznym)

modelem wzmocnienia. Rozważony będzie przypadek wzmocnienia mieszanego, gdyż otrzymane równania mają ogólną postać i mogą być następnie wykorzystane do otrzymania rozwiązań szczególnych dla materiałów charakteryzowanych izotropowym lub kinematycznym modelem wzmocnienia. Są to fizycznie i geometrycznie nieliniowe problemy dynamiki ciała E/VP a w takich przypadkach konieczne jest zastosowanie opisu przyrostowego.

W niniejszej rozprawie w celu sformułowania wariacyjnego równania ruchu dobrano funkcjonal będący przyrostem całkowitej energii układu, którego warunkiem stacjonarności są odpowiednie równania problemu.

7.2. Przyrostowy funkcjonal i warunek jego stacjonarności

W celu wariacyjnego sformułowania przyrostowego równania ruchu obiektu dla przypadku przemieszczania klina wprowadzono funkcjonal wariacyjny, w którym występuje tylko jedno niezależne pole, a mianowicie pole przyrostu przemieszczeń. Ponadto przyjęto, że spełnione są równania zgodności oraz warunki początkowe i brzegowe. Takie założenia prowadzą do tak zwanego zgodnego, wyrażonego w przyrostach przemieszczeń, modelu dla zagadnień nieliniowej dynamiki.

W celu sformułowania przyrostowego równania ruchu zastosowano zasadę wariacyjną, która pochodzi ze znanego równania Lagrange'a, zmodyfikowanego tutaj w taki sposób, że wartość stacjonarna jest poszukiwana dla funkcjonału przyrostowego, $\mathbf{J}[\Delta u_i]$ określonego całką względem czasu:

$$\mathbf{J}[\Delta u_i] = \int_{t_p}^{t_k} \Delta E_c dt, \quad (4.64)$$

gdzie: Δu_i jest przyrostem wektora przemieszczeń, ΔE_c jest przyrostem całkowitej energii obiektu i w rozważanym przypadku ma postać:

$$\Delta E_c = \Delta U - \Delta E_k + \Delta E_d = \Delta L + \Delta E_d + \Delta E_f = \Delta E_d - \Delta E_k + \Delta E_f + \Delta E_o + \Delta E_q, \quad (4.65)$$

gdzie:

ΔE_k – przyrost energii kinetycznej poruszającego się obiektu,

$\Delta U = \Delta E_f + \Delta E_o + \Delta E_q$ – przyrost całkowitej energii potencjalnej obiektu,

ΔE_d – przyrost energii dyssypacji (rozpraszania),

$\Delta E_f, \Delta E_o, \Delta E_q$ – przyrost energii potencjalnej sił masowych f , odkształcenia o i obciążeń powierzchniowych q ,

$\Delta L = \Delta E_o - \Delta E_k + \Delta E_q$ – przyrost funkcji Lagrange'a.

Podstawowym twierdzeniem do wariacyjnego sformułowania równań ruchu w liniowej dynamice jest zasada Hamiltona, natomiast w fizycznie i geometrycznie nieliniowej dynamice - przyrostowa wersja tej zasady. Według tej wersji twierdzi się, że *wśród wszystkich dopuszczalnych pól przyrostu przemieszczeń $\Delta u_i(x, \tau)$ spełniających zadane kinematyczne warunki brzegowe, tj. dla przyrostu przemieszczeń oraz przyjmujących zadane warunki w chwilach $\tau = t_p$ i $\tau = t_k$, rzeczywiste pole przemieszczeń czyni stacjonarnym funkcjonal zdefiniowany wzorem (4.64), wówczas:*

$$\delta(\mathbf{J}[\Delta u_i]) = \frac{\partial(\mathbf{J}[\Delta u_i])}{\delta(\Delta u_i)} \delta(\Delta u_i), \quad (4.66)$$

przy czym wariacja δ liczona jest względem przyrostu przemieszczenia $\Delta u_i(x, \tau)$. O wariacjach $\delta(\Delta u_i)$ zakłada się, że znikają na części powierzchni granicznej $\Sigma_{\Delta u}$, gdzie zadane są przyrosty przemieszczenia. Stąd też całka powierzchniowa może być rozpostarta na $\Sigma - \Sigma_{\Delta u}$ zamiast na całej powierzchni Σ .

Warunek (4.66) jest ogólnym warunkiem stacjonarności funkcjonału przyrostowego dla nieliniowych zagadnień dynamicznych i jest słuszny dla dowolnie przyjętego opisu procesu deformacji oraz dla dowolnych ośrodków ciągłych. Postacie szczególne tego warunku otrzymuje się przez zastosowanie:

- a) odpowiedniego opisu procesu deformacji,
- b) właściwych równań konstytutywnych wiążących przyrosty naprężenia i przyrosty odkształcenia,
- c) adekwatnych miar opisu stanu przyrostu: odkształcenia i naprężenia.

Warunek (4.65) zostanie wykorzystany do sformułowania równania ruchu dla omawianych tutaj zagadnień fizycznie i geometrycznie nieliniowej dynamiki procesu przemieszczania klina na materiale o właściwościach E/VP ze wzmocnieniem mieszanym.

Do rozważań przyjęto ciało odkształcalne. Uzyskane zgodnie z wzorem (4.64) przyrostowy funkcjonał poddano operacji wariacji zgodnie ze wzorem (4.66), a następnie całkowania przez części względem zmiennej czasowej t oraz dyskretyzacji metodą elementów skończonych (MES) otrzymując układ równań dyskretnych.

Ważnym etapem modelowania jest dyskretyzacja obiektu. W nowoczesnych systemach obliczeniowych proces ten w dużym stopniu jest zautomatyzowany. Źle przeprowadzona dyskretyzacja jest powodem uzyskiwania znacznych błędów w wynikach symulacji. Najczęściej stosuje się następujące sposoby dyskretyzacji: technika prymitywów, technika superelementów, triangularyzacja i algorytmy adaptacyjne.

W technice prymitywów tworzy się algorytmy podziału siatki dla wybranych najczęściej używanych figur geometrycznych i brył. W systemach obliczeniowych są zaimplementowane gotowe siatki dla np. prostokąta, trójkąta, pierścienia, stożka ściętego, walca sfery i inne. Siatki dla obszarów złożonych można otrzymywać poprzez stosowanie kombinacji różnych prymitywów, odejmowanie lub dodawanie węzłów. Wadą tej techniki jest jej ograniczone zastosowanie dotyczy to głównie obszarów złożonych geometrycznie.

Technika superelementów polega na tym, że obszar dzieli się najpierw zgrubnie na duże elementy skończone (superelementy), a następnie określa się podział z potrzebną gęstością. Technika ta jest bardzo efektywna, szczególnie do tworzenia siatek dla izoparametrowego sformułowania MES oraz w technikach adaptacyjnych.

Technika generowania siatek elementów skończonych zwana triangularyzacją polega na podziału dowolnego obszaru na trójkąty. Najczęściej zadanie to jest definiowane poprzez podanie węzłów leżących na brzegach, węzłów stałych (np. dla zadania warunków brzegowych, obciążeń, itd.) oraz gęstości podziału. Odpowiednio podając te parametry można dyskretyzować każdy obszar z narzuconymi węzłami stałymi, z miejscami zagęszczenia siatki. Algorytmy realizujące triangularyzację charakteryzują się dużą złożonością oraz często są zawodne dla pewnych szczególnych danych.

Szerokie uznanie zyskują techniki adaptacyjne do generowania siatki. Polegają one na tym, że na kroku obliczeniowym jest modyfikowana siatka. Technika ta jest niezwykle przydatna przy modelowaniu dużych deformacji ciała lub podczas modelowania procesów obróbki plastycznej, gdy ciągle zmienia się obszar kontaktu ciał.

W analizowanym przypadku rozpatrzono objętość V będącą sumą objętości przedmiotu ($V^{(p)}$) i objętości narzędzia ($V^{(n)}$). Objętość V dzieli się na E rozłącznych podobjętości ($V^{(e)}$) o prostych kształtach zwane elementami skończonymi. Przy czym, w celu zwiększenia dokładności obliczeń, siatkę elementów w strefie kontaktu ciał zagęszczano. W każdym elemencie skończonym ustala

się zbiór $W_{(e)}$ punktów węzłowych. Elementy łączą się we wspólnych węzłach. Brzeg elementu e oznaczony jest symbolem $\Sigma^{(e)}$ zaś wspólny brzeg dwu sąsiadujących za sobą elementów e i f symbolem $\Sigma^{(ef)}$, $e, f = 1, \dots, E$, $e \neq f$. Każdy z wydzielonych elementów skończonych opisany będzie względem lokalnego układu współrzędnych $\{x^{(e)}\}$.

7.3. Ogólna postać równania ruchu obiektu dyskretnego

Pisząc szczególne równania ruchu dla wszystkich elementów skończonych wydzielonych z narzędzia i przedmiotu, po ich sumowaniu otrzymuje się równanie ruchu procesu przemieszczania klina. Ogólne równanie ruchu obiektu dyskretnego, w uaktualnionym opisie Lagrange'a, na typowym kroku przyrostowym, ma wówczas postać:

$$\mathbf{M} \cdot \Delta \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot \Delta \dot{\mathbf{r}} + (\mathbf{K}_T + \Delta \mathbf{K}_T) \cdot \Delta \mathbf{r} = \Delta \mathbf{R} + \Delta \mathbf{F} + \mathbf{F} + \mathbf{R}, \quad (4.67)$$

gdzie: \mathbf{M} – chwilowa macierz mas układu, \mathbf{C}_T – chwilowa macierz tłumienia, \mathbf{K}_T – chwilowa macierz sztywności, $\mathbf{F}, \Delta \mathbf{F}$ – odpowiednio chwilowy wektor obciążeń wewnętrznych węzłów oraz jego przyrost, $\mathbf{R}, \Delta \mathbf{R}$ – odpowiednio wektor obciążeń powierzchniowych oraz jego przyrost, $\Delta \mathbf{r}$ – wektor przyrostów przemieszczeń węzłów, $\Delta \dot{\mathbf{r}}$ – wektor przyrostu prędkości węzłów, $\Delta \ddot{\mathbf{r}}$ – wektor przyrostów przyspieszeń węzłów.

Równanie macierzowe (4.67) będące układem N równań różniczkowych rzędu drugiego o stałych (na kroku przyrostowym) współczynnikach wraz z odpowiednimi warunkami początkowymi $\{\mathbf{r}(t=0)\} = \{\mathbf{r}_0\}$, $\{\dot{\mathbf{r}}(t=0)\} = \{\dot{\mathbf{r}}_0\}$ i brzegowymi są sformułowaniem przyrostowym równowagi dynamicznej odkształcanych ciał stałych będących w kontakcie, dla przypadku skrawania bądź nagniatania gładkościowego.

Układ równań (4.67) zawiera N równań, w których występuje N znanych elementów wektora sił wewnętrznych \mathbf{F} oraz $3N^2$ elementów macierzy \mathbf{M} , \mathbf{C}_T i \mathbf{K}_T , natomiast $4N$ niewiadomych tj. składowych wektorów: przyrostu przemieszczeń węzłów $\Delta \mathbf{r}$, przyrostu prędkości węzłów $\Delta \dot{\mathbf{r}}$, przyrostu przyspieszeń węzłów $\Delta \ddot{\mathbf{r}}$, przyrostu obciążeń wewnętrznych obiektu $\Delta \mathbf{F}$ oraz N^2 niewiadomych elementów macierzy przyrostu sztywności obiektu $\Delta \mathbf{K}_T$. W równaniu tym również część składowych wektora przyrostu obciążeń zewnętrznych $\Delta \mathbf{R}$ jest nieznana.

7.4. Rozwiązywanie dyskretyzowanych równań ruchu i deformacji

Dokładne rozwiązanie równania (4.67) jest niemożliwe ze względu na nadmiar niewiadomych. Możliwe jest jedynie rozwiązanie przybliżone poprzez zmniejszenie liczby występujących w nim zmiennych. Rozwiązanie zagadnienia dynamiki opisanego równaniem (4.67) z odpowiednimi warunkami początkowymi i brzegowymi polega na przeprowadzeniu całkowania tego równania względem czasu. Całkowanie względem czasu odbywa się w sposób przyrostowy, w którym odkształcone konfiguracje są wyznaczone dla kolejnych chwil $t_1, t_2, \dots, t_{n-1}, t_n, t_{n+1}, \dots, t_k$, gdzie $t_1 = \Delta t_1$, $t_n = t_{n-1} + \Delta t_n$, a Δt_n jest długością kroku całkowania, a n jest numerem kroku całkowania.

Wśród podstawowych podejść stosowanych do przybliżonego rozwiązywania tych równań wyróżnia się:

- częściową linearyzację równania ruchu,
- stosowanie metod iteracyjnych,
- stosowanie metod aproksymacyjnych,
- wprowadzenie warunków brzegowych,
- metodę superelementów.

W niniejszej rozprawie do rozwiązania równania ruchu zastosowano częściową linearyzację oraz dwie metody aproksymacji: metodę explicit i metodę Newmarka.

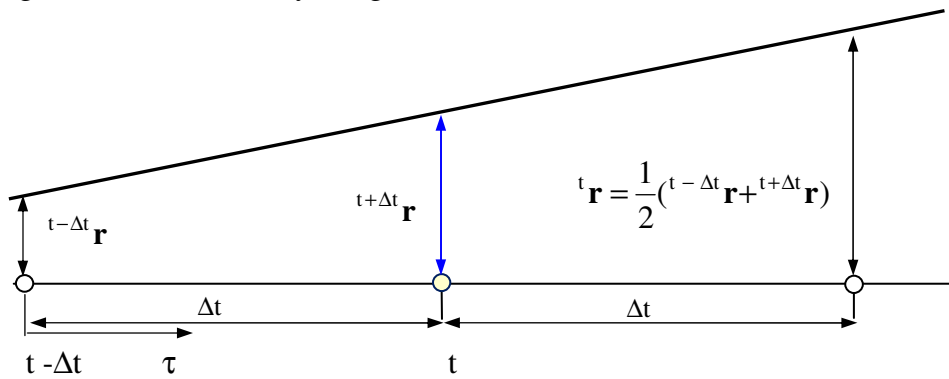
W procedurze częściowej linearyzacji nieliniowego równania przyrostowego (4.67) zakłada się, że przyrost czasu Δt jest bardzo mały. Wówczas możliwe jest przyjęcie założenia, że przyrost macierzy sztywności obiektu $\Delta \mathbf{K}_T$ oraz przyrost wektora obciążeń wewnętrznych obiektu $\Delta \mathbf{F}$ są pomijalnie małe. W ten sposób eliminuje się $N+N^2$ niewiadomych, a równanie (4.67) przyjmuje postać:

$$\mathbf{M} \cdot \Delta \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot \Delta \dot{\mathbf{r}} + \mathbf{K}_T \cdot \Delta \mathbf{r} = \mathbf{F} + \Delta \mathbf{R} + \mathbf{R}. \quad (4.68)$$

W układzie równań (4.68) występuje $3N$ niewiadomych tj. składowych wektorów: przyrostu przemieszczeń węzłów $\Delta \mathbf{r}$, przyrostu prędkości węzłów $\Delta \dot{\mathbf{r}}$, przyrostu przyspieszeń węzłów $\Delta \ddot{\mathbf{r}}$. Również część składowych wektora przyrostu obciążeń zewnętrznych (tj. dotyczących obszarów kontaktu ciał) jest nieznaną. Otrzymane równanie jest dalej nieliniowe względem wektora przyrostu przemieszczeń punktów węzłowych $\Delta \mathbf{r}$ i jego pochodnych czasowych $\Delta \dot{\mathbf{r}}$, $\Delta \ddot{\mathbf{r}}$.

7.4.1. Całkowanie jawne równań ruchu i deformacji

Metoda explicit nazywana również metodą różnic centralnych lub dwukrokową metodą różnicową lub metodą punktu środkowego (ang. mid-point rule) jest jedną z najprostszycy metod bezpośredniego całkowania numerycznego równań ruchu.



Rys. 4.13. Aproksymacja w metodzie różnic centralnych

Zakłada się w niej schodkową aproksymację obliczanej funkcji, pochodne zaś oblicza się przez uśrednianie według wartości współrzędnych dla trzech sąsiednich punktów czasu $t - \Delta t$, t oraz $t + \Delta t$ (rys. 4.13).

W metodzie explicit przyjmuje się różnicową aproksymację pochodnych cząstkowych przemieszczeń zgodnie z równaniami [Bath1982, Klei1985]:

$${}^t \dot{\mathbf{r}} = \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot ({}^{t+\Delta t} \mathbf{r} - {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}), \quad (4.69a)$$

$${}^t \ddot{\mathbf{r}} = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot ({}^{t+\Delta t} \mathbf{r} - 2 \cdot {}^t \mathbf{r} + {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}), \quad (4.69b)$$

lub w sformułowaniu przyrostowym:

$${}^t \dot{\mathbf{r}} = \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot (\Delta \mathbf{r} + {}^t \mathbf{r} - {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}), \quad (4.70a)$$

$${}^t \ddot{\mathbf{r}} = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot (\Delta \mathbf{r} - {}^t \mathbf{r} + {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}). \quad (4.70b)$$

Z teorii schematów różnicowych wiadomo, że wzory (4.69a) i (4.69b) aproksymują z błędami odpowiednio Δt i Δt^2 .

Dalej przedstawione zostanie sformułowanie równania (4.68) dla typowej chwili czasowej. Wykorzystując dalej zasadę dekompozycji przyrostowej:

$$\Delta \ddot{\mathbf{r}} = {}^t \ddot{\mathbf{r}} - {}^{t-\Delta t} \ddot{\mathbf{r}}, \quad \Delta \dot{\mathbf{r}} = {}^t \dot{\mathbf{r}} - {}^{t-\Delta t} \dot{\mathbf{r}}, \quad \Delta \mathbf{R} = {}^t \mathbf{R} - {}^{t-\Delta t} \mathbf{R}, \quad (4.71)$$

równanie (4.68), w chwili t , można zapisać w postaci:

$$\mathbf{M} \cdot {}^t \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}^t \dot{\mathbf{r}} + {}^{t-\Delta t} \mathbf{K}_T \cdot {}^t \Delta \mathbf{r} = {}^t \mathbf{R} + {}^{t-\Delta t} \mathbf{F}_T \quad (4.72)$$

gdzie oznaczono:

$${}^{t-\Delta t} \mathbf{F}_T = \mathbf{M} \cdot {}^{t-\Delta t} \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}^{t-\Delta t} \dot{\mathbf{r}} + {}^{t-\Delta t} \mathbf{F}. \quad (4.73)$$

Równanie (4.72) można rozwiązać dwoma sposobami. Sposób pierwszy polega na dalszym uproszczeniu postaci tego równania poprzez eliminację wyrażenia ${}^{t-\Delta t} \mathbf{K}_T \cdot {}^t \Delta \mathbf{r} - {}^{t-\Delta t} \mathbf{F}_T$, natomiast w sposobie drugim dokonuje się dalszej dekompozycji wektora przyrostu przemieszczeń ${}^t \Delta \mathbf{r}$ i przekształcenia równania (4.72).

Pierwszy sposób rozwiązania. Eliminacja wyrażenia: ${}^{t-\Delta t} \mathbf{K}_T \cdot {}^t \Delta \mathbf{r} - {}^{t-\Delta t} \mathbf{F}_T$.

Ponieważ wektor ${}^{t-\Delta t} \mathbf{F}_T$ można przedstawić jako:

$${}^{t-\Delta t} \mathbf{F}_T = {}^{t-\Delta t} \mathbf{K}_T \cdot {}^t \Delta \mathbf{r} - {}^{t-\Delta t} \mathbf{F}_T, \quad (4.74)$$

równanie (4.72) można dalej uprościć i zapisać ostatecznie w postaci:

$$\mathbf{M} \cdot {}^t \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}^t \dot{\mathbf{r}} = {}^t \mathbf{R} + {}^t \mathbf{F}_T. \quad (4.75)$$

Wprowadzając do równania (4.75) zależności (4.69a) i (4.69b) otrzymuje się następujący układ równań:

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} + \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T \right) {}^{t+\Delta t} \mathbf{r} = {}^t \mathbf{R} + {}^t \mathbf{F}_T + \frac{2}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^t \mathbf{r} - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} - \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T \right) {}^{t-\Delta t} \mathbf{r} \quad (4.76)$$

z którego znając wektory ${}^t \mathbf{r}$ i ${}^{t-\Delta t} \mathbf{r}$ oblicza się N składowych przemieszczeń wektora ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}$ w chwili $t + \Delta t$.

Oznaczając przez $\tilde{\mathbf{M}}$ efektywną macierz mas oraz $\tilde{\mathbf{Q}}$ efektywny wektor obciążeń:

$$\tilde{\mathbf{M}} = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} + \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T, \quad (4.77)$$

$$\tilde{\mathbf{Q}} = {}^t \mathbf{R} + {}^t \mathbf{F}_T + \frac{2}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^t \mathbf{r} - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} - \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T \right) \cdot {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}, \quad (4.78)$$

wówczas równanie (4.76) przyjmuje prostą postać:

$$\tilde{\mathbf{M}} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r} = \tilde{\mathbf{Q}}. \quad (4.79)$$

W celu obliczenia wektora przemieszczeń na końcu kroku ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}$ konieczne jest odwracanie efektywnej macierzy mas $\tilde{\mathbf{M}}$ będącej liniową kombinacją macierzy mas \mathbf{M} i tłumienia \mathbf{C}_T . W wielu praktycznych sytuacjach macierze mas \mathbf{M} i tłumienia \mathbf{C}_T są diagonalne wówczas możliwe jest rozprężenie układu równań oraz analiza na poziomie elementu zgodnie z zależnością:

$${}^{t+\Delta t}r_i = \frac{1}{p_{ii}} \cdot \tilde{Q}_i, \quad (4.80)$$

gdzie:

$$p_{ii} = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot M_{ii} + \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot C_{Tii} > 0, \quad (4.81)$$

$$\tilde{Q}_i = {}^tR_i + {}^tF_{Ti} + \frac{2}{\Delta t^2} \cdot M_{ii} \cdot {}^t r_i - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot M_{ii} - \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot C_{Tii} \right) \cdot {}^{t-\Delta t} r_i, \quad (4.82)$$

są odpowiednio i -tym elementem diagonalnej efektywnej macierzy mas \tilde{M} oraz i -tą składową efektywnego wektora obciążeń układu \tilde{Q} . Jest to bardzo ważną zaletą metody różnic centralnych.

Przy czym podczas startu obliczeń dla $t = t_0$ potrzebna jest znajomość wektora ${}^{t_0-\Delta t}r$. W tym celu, znając wektor ${}^{t_0}r$ najpierw oblicza się wektor przyspieszeń ${}^{t_0}r$ z równania (4.75) przekształconego do postaci:

$${}^{t_0}r = M^{-1} \cdot ({}^{t_0}R + {}^{t_0}F_T - C_T \cdot {}^{t_0}r), \quad (4.83)$$

a następnie poszukiwany wektor ${}^{t_0-\Delta t}r$ z równań (4.69a) i (4.69b) przekształconych do postaci:

$${}^{t_0-\Delta t}r = {}^{t_0}r - \Delta t \cdot {}^{t_0}r + \frac{\Delta t^2}{2} \cdot {}^{t_0}r. \quad (4.84)$$

Drugi sposób rozwiązania. Dalsza dekompozycja wektora przyrostu przemieszczeń Δr . Wykorzystując dalej zasadę dekompozycji przyrostowej:

$$\Delta r = {}^\tau r - {}^t r, \quad (4.85)$$

równanie (4.72), w chwili t , można zapisać w postaci:

$$M_{t-\Delta t} \cdot {}^t r + C_T \cdot {}^{t-\Delta t} r + {}^{t-\Delta t} K_T \cdot {}^{t-\Delta t} r = {}^{t-\Delta t} R + {}^{t-\Delta t} F_T, \quad (4.86)$$

gdzie oznaczono:

$${}^{t-\Delta t} F_T = M_{t-\Delta t} \cdot {}^{t-\Delta t} r + C_T \cdot {}^{t-\Delta t} r + {}^{t-\Delta t} K_T \cdot {}^{t-\Delta t} r + {}^{t-\Delta t} F. \quad (4.87)$$

Wprowadzając do równania (4.86) zależności (4.69a) i (4.69b) otrzymuje się następujący układ równań:

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot M + \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot C_T \right) \cdot {}^{t+\Delta t} r = {}^t R + {}^{t-\Delta t} F_T - \left(K_T - \frac{2}{\Delta t^2} \cdot M \right) \cdot {}^t r - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot M - \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot C_T \right) \cdot {}^{t-\Delta t} r. \quad (4.88)$$

z którego znając wektory ${}^t r$ i ${}^{t-\Delta t} r$ oblicza się N składowych przemieszczeń wektora ${}^{t+\Delta t} r$ w chwili $t + \Delta t$.

Oznaczając przez \tilde{M} efektywną macierz mas oraz \tilde{Q} efektywny wektor obciążeń:

$$\tilde{M} = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot M + \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot C_T, \quad (4.89)$$

$$\tilde{Q} = {}^t R + {}^{t-\Delta t} F_T - \left(K_T - \frac{2}{\Delta t^2} \cdot M \right) \cdot {}^t r - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot M - \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot C_T \right) \cdot {}^{t-\Delta t} r, \quad (4.90)$$

wówczas równanie (4.88) przyjmuje prostą postać:

$$\tilde{\mathbf{M}} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r} = \tilde{\mathbf{Q}}. \quad (4.91)$$

Jeżeli obiekt nie jest tłumiony wówczas równania (4.79) i (4.91) ruchu upraszczają się do postaci:

$$\frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r} = \tilde{\mathbf{Q}}. \quad (4.92)$$

gdzie:

$$\tilde{\mathbf{Q}} = {}^t \mathbf{R} + {}^t \mathbf{F}_T + \frac{2}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^t \mathbf{r} - \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}, \quad (\text{sposób I}) \quad (4.93)$$

$$\tilde{\mathbf{Q}} = {}^t \mathbf{R} + {}^{t-\Delta t} \mathbf{F}_T - \left(\mathbf{K}_T - \frac{2}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \right) \cdot {}^t \mathbf{r} - \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}. \quad (\text{sposób II}) \quad (4.94)$$

Metoda różnic centralnych (skrót: RC) umożliwia efektywnie rozwiązywać układy równań o bardzo dużej liczbie stopni swobody na komputerach o stosunkowo niewielkich mocach obliczeniowych. Nie wymaga odwracania macierzy sztywności. Metoda RC posiada również wady. Postulowanie diagonalnych macierzy mas i tłumienia nie zawsze prowadzi do dostatecznie dobrych wyników. Wadę tę można zmniejszyć zwiększając liczbę stopni swobody, przy zachowaniu diagonalności macierzy. Drugą wadą metody jest brak tzw. bezwarunkowej stabilności algorytmu tj. konieczności doboru długości kroku po czasie Δt w taki sposób, aby był on mniejszy od pewnego czasu krytycznego Δt_{kr} , zależnego od własności całego układu. W celu zapewnienia absolutnej stabilności musi być spełniony warunek:

$$\Delta t \leq \Delta t_{kr} = \frac{T_N}{\pi}, \quad (4.95)$$

gdzie T_N jest najmniejszym okresem drgań własnych układu o N stopniach swobody. Okres ten można obliczyć rozwiązując odpowiednie zagadnienie na wartości własne.

7.4.2. Całkowanie niejawne równań ruchu i deformacji

W metodzie Newmarka przyjmuje się następującą różnicową aproksymację pochodnych czasowych:

$${}^{t+\Delta t} \dot{\mathbf{r}} = {}^t \dot{\mathbf{r}} + [(1-\delta) \cdot {}^t \ddot{\mathbf{r}} + \delta \cdot {}^{t+\Delta t} \ddot{\mathbf{r}}] \cdot \Delta t, \quad (4.96)$$

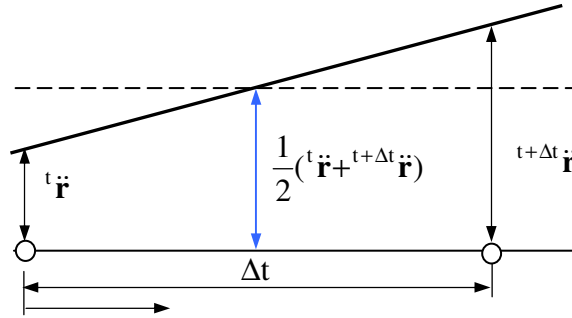
$${}^{t+\Delta t} \mathbf{r} = {}^t \mathbf{r} + {}^t \dot{\mathbf{r}} \cdot \Delta t + \Delta t^2 \cdot [(0,5-\alpha) \cdot {}^t \ddot{\mathbf{r}} - \alpha \cdot {}^{t+\Delta t} \ddot{\mathbf{r}}], \quad (4.97)$$

gdzie α i δ są parametrami metody przyjmowanymi na podstawie rozważań dotyczących dokładności i stabilności otrzymywanych rozwiązań. Metoda Newmarka jest bezwarunkowo stabilna dla $\delta \geq 0,5$ i $\alpha \geq 0,25(\delta+0,5)^2$; zazwyczaj przyjmuje się $\delta = 0,5$, $\alpha = 0,25$. Dla $\alpha = 1/6$ i $\delta = 0,5$ metoda Newmarka sprowadza się do metody liniowego przyspieszenia (rys. 4.14), otrzymywanej także z algorytmu Wilsona dla $\theta = 1$, wówczas funkcja aproksymująca przebieg rzeczywisty jest paraboliczna.

Rozwiązując (4.97) względem ${}^{t+\Delta t} \ddot{\mathbf{r}}$ i podstawiając obliczoną wartość do (4.96), otrzymuje się równania wyrażające ${}^{t+\Delta t} \ddot{\mathbf{r}}$ oraz ${}^{t+\Delta t} \dot{\mathbf{r}}$ w funkcji jedynie nieznanego wektora przemieszczenia ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}$ oraz znanych wartości wektorów ${}^t \mathbf{r}$, ${}^t \dot{\mathbf{r}}$ i ${}^t \ddot{\mathbf{r}}$:

$$\begin{aligned} {}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{r}} &= \frac{1}{\alpha(\Delta t)^2} [{}^{t+\Delta t}\mathbf{r} - {}^t\mathbf{r} - {}^t\dot{\mathbf{r}} \cdot \Delta t - \Delta t^2 \cdot (0,5 - \alpha) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}}] = \\ &= \frac{1}{\alpha(\Delta t)^2} [\Delta\mathbf{r} - {}^t\dot{\mathbf{r}} \cdot \Delta t - \Delta t^2 \cdot (0,5 - \alpha) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}}], \end{aligned} \quad (4.98)$$

$$\begin{aligned} {}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{r}} &= \frac{\delta}{\alpha\Delta t} ({}^{t+\Delta t}\mathbf{r} - {}^t\mathbf{r}) + (1 - \frac{\delta}{\alpha}) \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \Delta t \cdot (1 - \frac{\delta}{2\alpha}) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} = \\ &= \frac{\delta}{\alpha\Delta t} \cdot \Delta\mathbf{r} + (1 - \frac{\delta}{\alpha}) \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \Delta t \cdot (1 - \frac{\delta}{2\alpha}) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}}. \end{aligned} \quad (4.99)$$



Rys. 4.14. Aproksymacja w metodzie Newmarka

Wykorzystując zasadę dekompozycji przyrostowej (4.71) równanie (4.68), w chwili $t+\Delta t$, można zapisać w postaci:

$$\mathbf{M} \cdot {}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{r}} + \mathbf{K}_T \cdot {}^{t+\Delta t}\mathbf{r} + {}^t\mathbf{F}_T = {}^{t+\Delta t}\mathbf{R}, \quad (4.100)$$

gdzie oznaczono:

$${}^t\mathbf{F}_T = \mathbf{M} \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \mathbf{K}_T \cdot {}^t\mathbf{r} - {}^t\mathbf{F}. \quad (4.101)$$

Podstawiając do równania (4.100) zależności (4.98) i (4.99) otrzymuje się:

$$\begin{aligned} \left(\frac{1}{\alpha \cdot \Delta t^2} \cdot \mathbf{M} + \frac{\delta}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T + \mathbf{K}_T \right) \cdot {}^{t+\Delta t}\mathbf{r} = \\ = {}^{t+\Delta t}\mathbf{R} - {}^t\mathbf{F}_T + \mathbf{M} \cdot \left(\frac{1}{\alpha \cdot \Delta t^2} \cdot {}^t\mathbf{r} + \frac{1}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \left(\frac{1}{2\alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} \right) + \\ + \mathbf{C}_T \cdot \left(\frac{\delta}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot {}^t\mathbf{r} + \left(\frac{\delta}{\alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \Delta t \cdot \left(\frac{\delta}{2\alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} \right). \end{aligned} \quad (4.102)$$

Oznaczając przez $\tilde{\mathbf{K}}_T$ efektywną macierz sztywności oraz ${}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}}$ efektywny wektor obciążeń:

$$\tilde{\mathbf{K}}_T = \frac{1}{\alpha \cdot \Delta t^2} \cdot \mathbf{M} + \frac{\delta}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T + \mathbf{K}_T, \quad (4.103)$$

$$\begin{aligned} {}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}} = {}^{t+\Delta t}\mathbf{R} - {}^t\mathbf{F}_T + \mathbf{M} \cdot \left(\frac{1}{\alpha \cdot \Delta t^2} \cdot {}^t\mathbf{r} + \frac{1}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \left(\frac{1}{2\alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} \right) + \\ + \mathbf{C}_T \cdot \left(\frac{\delta}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot {}^t\mathbf{r} + \left(\frac{\delta}{\alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \Delta t \cdot \left(\frac{\delta}{2\alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} \right), \end{aligned} \quad (4.104)$$

wówczas równanie (4.102) przyjmuje prostą postać:

$$\tilde{\mathbf{K}}_T \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r} = {}^{t+\Delta t} \tilde{\mathbf{Q}}. \quad (4.105)$$

Z równania (4.105) oblicza się nieznaną wektor ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}$. Nie jest wymagane opracowanie żadnej procedury startowej, tak jak w przypadku metody różnic centralnych i Houbolta, gdyż przemieszczenia, prędkości i przyspieszenia w chwili $t+\Delta t$ są wyrażane jedynie w funkcji wielkości zdefiniowanych w chwili t .

7.5. Implementacja numeryczna rozwiązywania dyskretyzowanych równań ruchu

Opracowany algorytm metody różnic centralnych (Dynamiczna Metoda Elementów Skończonych), obejmujący omówione sformułowania wykorzystany w obliczeniach numerycznych, przedstawiono w tablicy 4.1 a metody Newmarka w tablicy 4.2.

Tablica 4.1. Algorytm metody explicit

Etap I. Obliczenia wstępne

1. Utworzenie macierzy mas \mathbf{M} tłumienia \mathbf{C}_T (sposób I) i sztywności \mathbf{K}_T (sposób II) oraz początkowych wektorów zewnętrznych obciążeń węzłowych ${}^t_0 \mathbf{R}$ i wewnętrznych sił węzłowych ${}^t_0 \mathbf{F}_T$,
2. Inicjalizacja wektorów: ${}^t_0 \mathbf{r}$, ${}^t_0 \dot{\mathbf{r}}$ i ${}^t_0 \ddot{\mathbf{r}}$,
3. Określenie kroku przyrostowego Δt na podstawie wartości krytycznej Δt_{kr} ,
4. Obliczenie stałych całkowania: $a_0 = 1/\Delta t^2$, $a_1 = 1/(2\Delta t)$, $a_2 = 2a_0$, $a_3 = 1/a_2$.
5. Obliczenie wektora ${}^{t_0-\Delta t} \mathbf{r}$ w chwili $t_0 = 0$: ${}^{-\Delta t} \mathbf{r} = {}^0 \mathbf{r} - \Delta t \cdot {}^0 \dot{\mathbf{r}} + \frac{(\Delta t)^2}{2} \cdot {}^0 \ddot{\mathbf{r}}$,
6. Utworzenie efektywnej macierzy mas $\tilde{\mathbf{M}}$: $\tilde{\mathbf{M}} = a_0 \cdot \mathbf{M} + a_1 \cdot \mathbf{C}_T$.
7. Triangularyzacja macierzy $\tilde{\mathbf{M}}$: $\tilde{\mathbf{M}} = \mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T$

Etap II. Obliczenia na typowym kroku całkowania ($t=1\Delta t, 2\Delta t, 3\Delta t, \dots, n\Delta t$)

1. Wyznaczenie efektywnego wektora obciążeń węzłowych $\tilde{\mathbf{Q}}$

$$\tilde{\mathbf{Q}} = {}^t \mathbf{R} - {}^t \mathbf{F}_T + a_2 \cdot \mathbf{M} \cdot {}^t \mathbf{r} - (a_0 \cdot \mathbf{M} - a_1 \cdot \mathbf{C}_T) \cdot {}^{t-\Delta t} \mathbf{r},$$

2. Uwzględnianie warunków brzegowych dla przemieszczeń. Współrzędne uogólnione modelu dyskretnego oswobodzonego od więzów dzieli się na takie, w których: dana jest siła uogólniona na początku kroku $\tilde{\mathbf{Q}}_1$, a nieznanne jest przemieszczenie na końcu kroku ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1$, czyli n – współrzędnych oraz dana jest siła uogólniona na początku kroku $\tilde{\mathbf{Q}}_2$ i dane jest przemieszczenie na końcu kroku ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2$, czyli w – współrzędnych. Prowadzi to do podziału efektywnej macierzy mas $\tilde{\mathbf{M}}$ oraz wektorów ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}$ i $\tilde{\mathbf{Q}}$ na bloki a równanie ruchu zapisuje się w postaci blokowej jako:

$$\begin{bmatrix} \tilde{\mathbf{M}}_{11}^{n \times n} & \tilde{\mathbf{M}}_{12}^{n \times w} \\ \tilde{\mathbf{M}}_{21}^{w \times n} & \tilde{\mathbf{M}}_{22}^{w \times w} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1} \\ {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2^{w \times 1} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \tilde{\mathbf{Q}}_1^{n \times 1} \\ \tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1} \end{Bmatrix},$$

3. Rozwiązanie. Wektor ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1}$ nieznanego przemieszczenia oblicza się z następującego układu równań dyskretnych w bloku I

$${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1} = \tilde{\mathbf{M}}_{11}^{n \times n^{-1}} \cdot ({}^t \tilde{\mathbf{Q}}_1^{n \times 1} - \tilde{\mathbf{M}}_{12}^{n \times w} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2^{w \times 1}).$$

4. Obliczenie wektor ${}^t \tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1}$ nieznanymi obciążeniami węzłowymi z następującego układu równań dyskretnych w bloku II

$${}^t \tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1} = \tilde{\mathbf{M}}_{21}^{w \times n} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1} + \tilde{\mathbf{M}}_{22}^{w \times w} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2^{w \times 1}.$$

5. Aktualizacja wartości wektorów przemieszczeń

$${}^t \mathbf{r} \rightarrow {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}, \quad {}^{t+\Delta t} \mathbf{r} \rightarrow {}^t \mathbf{r},$$

6. Obliczanie wektorów przyspieszenia i prędkości w chwili t

$${}^t \dot{\mathbf{r}} = a_1 \cdot ({}^{t+\Delta t} \mathbf{r} - {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}),$$

$${}^t \ddot{\mathbf{r}} = a_0 \cdot ({}^{t+\Delta t} \mathbf{r} - 2 \cdot {}^t \mathbf{r} + {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}).$$

Powtarzanie czynności drugiego etapu obliczeń (1÷3), aż do chwili końca procesu t_k .

Tablica 4.2. Algorytm metody Newmarka (metoda niejawna)**Etap I. Obliczenia wstępne**

1. Utworzenie macierzy mas \mathbf{M} , tłumienia \mathbf{C}_T i sztywności $\tilde{\mathbf{K}}_T$ oraz początkowych wektorów zewnętrznych obciążeń węzłowych ${}^{t_0} \mathbf{R}$ i wewnętrznych sił węzłowych ${}^{t_0} \mathbf{F}_T$,
2. Inicjalizacja wektorów: ${}^{t_0} \mathbf{r}$, ${}^{t_0} \dot{\mathbf{r}}$ i ${}^{t_0} \ddot{\mathbf{r}}$,
3. Określenie kroku przyrostowego Δt , oraz parametrów δ i α , zachowując warunki:

$$\delta \geq 0,50, \quad \alpha \geq 0,25(0,5 + \delta)^2$$
4. Obliczenie stałych całkowania: $a_0 = 1/(\alpha \Delta t^2)$, $a_1 = \delta/(\alpha \Delta t)$, $a_2 = 1/\alpha \Delta t$, $a_3 = 1/(2\alpha) - 1$,
 $a_4 = \delta/\alpha - 1$, $a_5 = \Delta t(\delta/\alpha - 2)/2$, $a_6 = \Delta t(1 - \delta)$, $a_7 = \delta \Delta t$.
5. Utworzenie efektywnej macierzy sztywności $\tilde{\mathbf{K}}_T$: $\tilde{\mathbf{K}}_T = a_0 \cdot \mathbf{M} + a_1 \cdot \mathbf{C}_T + \mathbf{K}_T$.
6. Triangularyzacja macierzy $\tilde{\mathbf{K}}_T$: $\tilde{\mathbf{K}}_T = \mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T$.

Etap II. Obliczenia na typowym kroku całkowania ($t=1\Delta t, 2\Delta t, 3\Delta t, \dots, n\Delta t$)

1. Wyznaczenie efektywnego wektora obciążeń węzłowych w chwili $t+\Delta t$ ${}^{t+\Delta t} \tilde{\mathbf{Q}}$

$${}^{t+\Delta t} \tilde{\mathbf{Q}} = {}^{t+\Delta t} \mathbf{R} - {}^t \mathbf{F}_T \cdot (a_0 \cdot {}^t \mathbf{r} + a_2 \cdot {}^t \dot{\mathbf{r}} + a_3 \cdot {}^t \ddot{\mathbf{r}}) \cdot \mathbf{M} + a_1 \cdot {}^t \mathbf{r} + a_4 \cdot {}^t \dot{\mathbf{r}} + a_5 \cdot {}^t \ddot{\mathbf{r}}) \cdot \mathbf{C}_T$$
2. Uwzględnianie warunków brzegowych dla przemieszczeń. Współrzędne uogólnione modelu dyskretnego oswobodzonego od więzów dzieli się na takie, w których: dana jest siła uogólniona na początku kroku ${}^{t+\Delta t} \tilde{\mathbf{Q}}_1$, a nieznane jest przemieszczenie na końcu kroku ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1$, czyli n - współrzędnych oraz dana jest siła uogólniona na początku kroku ${}^{t+\Delta t} \tilde{\mathbf{Q}}_2$ i dane jest przemieszczenie na końcu kroku ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2$, czyli w - współrzędnych. Prowadzi to do podziału efektywnej macierzy mas $\tilde{\mathbf{M}}$ oraz wektorów ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}$ i ${}^t \tilde{\mathbf{Q}}$ na bloki a równanie ruchu zapisuje się w postaci blokowej jako:

$$\begin{bmatrix} (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{n \times n} & (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{n \times w} \\ (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{w \times n} & (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{w \times w} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1} \\ {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2^{w \times 1} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} {}^{t+\Delta t} \tilde{\mathbf{Q}}_1^{n \times 1} \\ {}^{t+\Delta t} \tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1} \end{Bmatrix}$$

3. Rozwiązanie. Wektor ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1}$ nieznanego przemieszczenia oblicza się z następującego układu równań dyskretnych w bloku I:

$${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1} = (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{n \times n}^{-1} \cdot ({}^{t+\Delta t} \tilde{\mathbf{Q}}_1^{n \times 1} - (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{n \times w} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2^{w \times 1})$$

4. Obliczenie wektor ${}^t \tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1}$ nieznanymi obciążeniami węzłowymi z następującego układu równań dyskretnych w bloku II:

$${}^{t+\Delta t} \tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1} = (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{w \times n} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1} + (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{w \times w} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2^{w \times 1}$$

5. Aktualizacja wartości wektorów przemieszczeń:

$${}^{t-\Delta t} \mathbf{r} \rightarrow {}^{t-2\Delta t} \mathbf{r}, \quad {}^t \mathbf{r} \rightarrow {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}, \quad {}^{t+\Delta t} \mathbf{r} \rightarrow {}^t \mathbf{r},$$

6. Obliczanie wektorów przyspieszenia i prędkości w chwili $t+\Delta t$:

$$\begin{aligned} {}^{t+\Delta t} \ddot{\mathbf{r}} &= a_0 \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r} - {}^t \mathbf{r} - a_2 \cdot {}^t \dot{\mathbf{r}} - a_3 \cdot {}^t \ddot{\mathbf{r}} \\ {}^{t+\Delta t} \dot{\mathbf{r}} &= {}^{t+\Delta t} \dot{\mathbf{r}} + a_6 \cdot {}^t \mathbf{r} + a_7 \cdot {}^{t+\Delta t} \ddot{\mathbf{r}} \end{aligned}$$

7. Powtarzanie czynności drugiego etapu obliczeń (1÷6) aż do chwili końca procesu t_k .

8. Podsumowanie i wnioski z modelowania procesu przemieszczania klina

W rozdziale przedstawiono podstawowe sformułowanie metody elementów skończonych wykorzystywane w niniejszej rozprawie. Sformułowanie teoretyczne zagadnienia kontaktu dotyczy przypadku z tarciami dla układu ciał odkształcalnych. Podano ograniczenia kontaktowe dla kontaktu bez tarcia oraz z tarciami. Przedstawiono sformułowanie lokalne i globalne zagadnienia kontaktowego. Przeprowadzono dyskretyzację przestrzenną typową dla metody elementów skończonych oraz dostosowano warunki kontaktowe do zagadnienia dyskretyzowanego. W rozwiązaniu numerycznym regularyzowano warunki kontaktowe stosując metodę funkcji kary.

Zagadnienie modelowania i analizy kontaktu przedstawiono stosunkowo obszernie, gdyż problem kontaktu jest ważnym elementem niniejszej rozprawy ze względu na przedstawione zastosowania praktyczne w procesie przemieszczania klina (czyli skrawania bądź nagniatania).

Sformułowano algorytm kontaktu pozwalający badać różne przypadki kontaktu, występujące w modelu metody elementów skończonych. W zagadnieniu kontaktowym układu ciał odkształcalnych rozpatrywany będzie kontakt z tarciami. Rozdział zawiera sformułowanie teoretyczne ciągłego zagadnienia kontaktowego, jego dyskretyzację oraz implementację w rozwijanej aplikacji numerycznej.

Rozwiązanie zagadnienia ruchu obiektu z ograniczeniami kontaktowymi mogą być uzyskane za pomocą: nieoznaczonych mnożników (czynników) Lagrange'a, metody funkcji kary i rozszerzonej metody mnożników Lagrange'a (będącej kombinacją zwykłej metody mnożników Lagrange'a i metody funkcji kary). W niniejszej rozprawie stosuje się metodę funkcji kary. W sformułowaniach jawnych metody elementów skończonych jest to metoda najczęściej stosowana ze względu na łatwość jej implementacji w jawnym schemacie rozwiązania równań ruchu. W metodzie funkcji kary ograniczenia kontaktu są spełnione tylko w sposób przybliżony, dopuszcza się nieznaczne naruszenie więzów. Metoda funkcji kary jest również metodą regularyzacji warunków kontaktowych, gdyż usuwa niejednoznaczność zależności oddziaływania kontaktowego od wielkości geometrycznych.

Przedstawiono sformułowanie teoretyczne zagadnienia ruchu ciała odkształcalnego. Wprowadzono równania opisujące zagadnienie ruchu w postaci wariacyjnej (słabej). Przedstawiono procedurę dyskretyzacyjną prowadzącą do dyskretnych równań ruchu w metodzie elementów skończonych. Przedstawiono podstawowe założenia elementów skończonych stosowanych w niniejszej rozprawie do dyskretyzacji obiektów trójwymiarowych. W końcowej części rozdziału omówiono jawne (otwarte, ang. explicit) i niejawne (zamknięte, ang. implicit) schematy całkowania dyskretnych równań ruchu względem czasu. Metody jawne zakładają spełnienie równań ruchu na początku kroku czasowego i ekstrapolują rozwiązanie w czasie Δt , natomiast metody niejawne spełniają (zazwyczaj iteracyjnie) równanie ruchu na końcu kroku.

Zaletą metod jawnych jest niewielki koszt wyznaczenia nowego przybliżenia (w kolejnej chwili czasu). Kolejne wartości poszukiwanych funkcji uzyskuje się bezpośrednio poprzez rozwiązanie układu równań otrzymanych po zastosowaniu schematów różnicowych. Rozwiązanie jawne jest szczególnie łatwe jeśli stosuje się diagonalizację macierzy mas. Wówczas układ równań MES rozpręga się i nie ma potrzeby kosztownego numerycznego odwracania macierzy dla wyznaczenia rozwiązania układu równań algebraicznych. Wadą tych metod jest warunkowa stabilność, ograniczająca długość kroku całkowania, co sprawia, że rozwiązanie wymaga stosowania dużej liczby kroków całkowania. Zaletą metod niejawnych jest możliwość zbudowania algorytmu bezwarunkowo stabilnego. Koszt otrzymania nowego przybliżenia jest jednak znacznie większy. Rozwiązanie niejawne wymaga zazwyczaj zastosowania procedury iteracyjnej. Konieczność uzyskania zbieżności na kroku rozwiązania jest jedną z niedogodności schematów niejawnych, gdyż w wielu przypadkach, np. w zagadnieniach z kontaktem lub w problemach silnie nieliniowych, mogą wystąpić problemy ze zbieżnością rozwiązania iteracyjnego.

Do zalet metod jawnych należą małe wymagania wobec pamięci komputera, dzięki temu że nie buduje się macierzy sztywności układu. Złożoność obliczeniowa, zarówno czasowa jak i pamięciowa, jest liniowa w zależności od liczby stopni swobody, co w metodach niejawnych jest najczęściej niemożliwe. W przypadku dużych modeli zalety metod jawnych przeważają nad ich wadami i niedogodnościami, co sprawia, że są chętnie wykorzystywane w praktyce do analizy zagadnień inżynierskich, prowadzących do dużych modeli obliczeniowych.

Metoda elementów skończonych z jawnym całkowaniem równań ruchu jest popularnym narzędziem w wielu zastosowaniach praktycznych, jak np. analiza konstrukcji poddanych obciążeniom uderzeniowym, symulacja procesów tłoczenia blach, symulacja procesów dynamicznych i inne. Przedstawione sformułowania teoretyczne zostały zaimplementowane w opracowanych aplikacjach numerycznych. Możliwości zostaną przedstawione w aplikacjach zawartych w niniejszej rozprawie.

Rozdział V

ESTYMACJA PARAMETRÓW MODELU MATERIAŁOWEGO DLA WYBRANYCH GATUNKÓW STALI

1. Wprowadzenie

Ze względu na wysokie koszty ponoszone przy wdrażaniu nowych technologii obróbki plastycznej lub wzrostu jej efektywności lub poprawy jakości wyrobów itp., istnieje ciągła potrzeba poszukiwania bardziej efektywnych metod ich projektowania. W krajach Unii Europejskiej i USA obserwuje się proces stopniowego wypierania tradycyjnych (empirycznych) metod modelowania przez metody numeryczne. Proces ten jest w znacznym stopniu stymulowany koniecznością wprowadzania nowych materiałów stosowanych w konstrukcji narzędzi do nagniatania czy skrawania, jak również ciągłym wzrostem prędkości (wydajności) tychże procesów, wpływającego na trwałość narzędzi i jakość przedmiotu po obróbce. Właściwe projektowanie procesów nagniatania i skrawania jest trudne ze względu na dużą liczbę czynników, które determinują zachowanie materiału podczas trwania procesu, decydujących o jakości powierzchni. W metodach numerycznych zasadniczą kwestią jest wybór lub opracowanie odpowiedniego modelu konstytutywnego, definiującego odpowiedź układu poddanego działaniu obciążeń technologicznych. Obecnie inżynierowie dysponują efektywnymi narzędziami w postaci komercyjnych programów metody elementów skończonych (MES), które pozwalają na modelowanie i analizę różnych procesów technologicznych. Wykorzystanie gotowego oprogramowania, przy uwzględnieniu nieliniowości geometrycznych i materiałowych, wymaga jednak dużej wiedzy w zakresie mechaniki ciał odkształcalnych i mechaniki kontaktu. Konieczne jest zatem opracowanie nowych, adekwatnych modeli matematycznych opisujących zachowanie się materiałów w różnorodnych, złożonych obciążeniach wynikających z warunków obróbki oraz ich implementacja w komercyjnych programach MES.

Równania konstytutywne są to zależności pomiędzy tensorem odkształcenia i odpowiednim tensorem naprężenia. Są to równania zwane również modelem materiałowym [Klei1985], [Bath1996], [Raje1995a]. W niniejszej rozprawie przyjęto założenie, że materiał w trakcie skrawania bądź nagniatania ulega odkształceniom sprężystym, lepkiemu i plastycznemu oraz dodatkowo umacnia się nieliniowo. Jest to, zatem ciało sprężyste (w zakresie odkształceń odwracalnych) oraz lepko-plastyczne z umocnieniem nieliniowym (w zakresie odkształceń nieodwracalnych) - skrót: ciało E/VP. Pominięto natomiast odkształcenia termiczne traktując wyżej wymienione procesy jako procesy izotermiczne. Wówczas model materiałowy ciała E/VP zawiera:

model odkształceń sprężysto/lepko-plastycznych,

- model naprężeń sprężysto/lepko-plastycznych,
- model translacji sprężysto/lepko-plastycznych,
- model dynamicznych naprężeń uplastyczniających materiał w funkcji odkształceń i prędkości odkształceń.

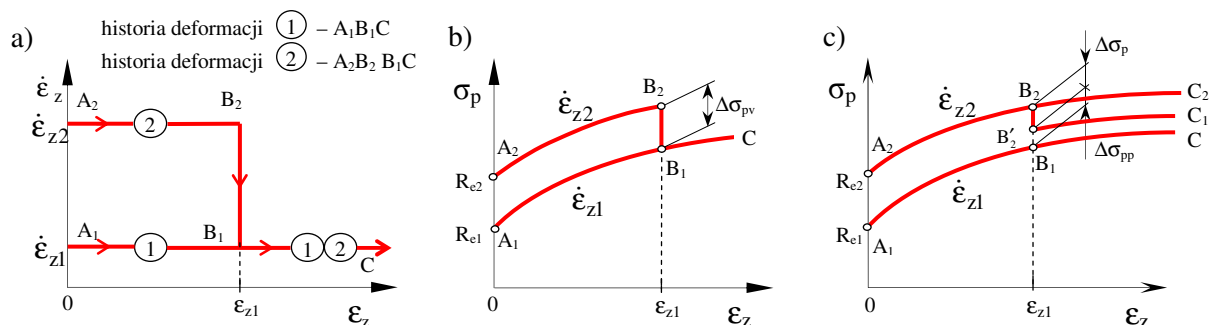
Tak opracowany model materiałowy charakteryzuje fizycznie nieliniowy, izotropowy ośrodek ciągły, przy założeniu wzmocnienia mieszanego oraz możliwości występowania w nim odkształceń sprężystych, lepkich i plastycznych (ciało E/VP).

Zastosowanie komputerowych metod matematycznego modelowania i projektowania procesów nagniatania bądź skrawania wymaga poprawnego doboru funkcji do opisu dynamicznego naprężenia uplastyczniającego. Zawarte w bazach danych charakterystyki technologicznej plastyczności muszą spełniać warunek poprawnego opisu naprężenia uplastyczniającego σ_p i odkształcenia granicznego ε_g dla warunków przebiegu odkształcenia odpowiadających zakresowi rzeczywistych wartości lokalnych parametrów opisujących warunki i przebieg odkształcenia dla całej objętości odkształcanego ciała.

W omawianych procesach technologicznym występują nieliniowości geometryczna i fizyczna, a przebieg zjawisk fizycznych zależy nie tylko od aktualnej wartości zmiennych, z których najważniejszymi są: odkształcenie zastępcze ε_z i zastępcza prędkość odkształcenia $\dot{\varepsilon}_z$, ale także od historii: odkształcenia h_ε i prędkości odkształcenia $h_{\dot{\varepsilon}}$ [Erbe1981] (rys. 5.1):

$$\sigma_p = \sigma_p(\varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z, h_\varepsilon, h_{\dot{\varepsilon}}). \quad (5.1)$$

Wynika stąd konieczność opracowania modelu naprężeń uplastyczniających, w którym materiał będzie traktowany jako ciało, w którym występują odkształcenia sprężyste, lepkie i plastyczne, z nieliniowym wzmocnieniem. Ponadto równania muszą uwzględniać zależność naprężenia od historii odkształcenia, prędkości odkształcenia i zmian struktury materiału, za pomocą parametrów strukturalnych oraz równań opisujących zmiany tych parametrów, zwanych równaniami ewolucji [Marc1985].



Rys. 5.1. Historia deformacji (a) oraz krzywe naprężeń uplastyczniających dla materiałów niezależnych od historii deformacji (b) i zależnych od historii deformacji (c)

Związki konstytutywne stosowane najczęściej do rozwiązywania zagadnień brzegowych, opisujących zachowanie materiału w trakcie procesu obróbki, uwzględniają jedynie sprężyste i/lub sztywno-plastyczne własności materiału, bez umocnienia oraz z pominięciem historii odkształcenia i historii prędkości odkształcenia. Tymczasem przy dużych wartościach obciążeń pojawiają się również nieliniowe odkształcenia plastyczne, które generowane są natychmiastowo, gdyż nie zależą one od prędkości obciążenia a jedynie od jego intensywności. Jednoczesne uwzględnienie efektów związanych z uplastycznieniem i lepkością materiałów pozwala na analizę zjawisk zachodzących w materiale w szerokim zakresie intensywności obciążeń i ich prędkości oraz ich historii.

W rozdziale przedstawiono sformułowania modeli konstytutywnych materiałów implementowanych przez autora w programach numerycznych i wykorzystywanych w modelowaniu stanów deformacji i naprężeń w materiale. Przedstawione modele konstytutywne dla ośrodka ciągłego mogą być stosowane do opisu dużych deformacji metali w zakresie sprężystym i niesprężystym,

z uwzględnieniem efektu wzmocnienia mieszanego po przekroczeniu granicy plastyczności. Na początku rozdziału omówiono sformułowanie modelu dla odkształceń sprężysto-plastycznych metali. W opisie kinematyki odkształceń wykorzystano addytywny rozkład tensora odkształceń składowych. Opracowano przyrostowy model naprężeń uplastyczniających z uwzględnieniem historii odkształceń i historii prędkości odkształceń. Podano zależności na chwilowe naprężenia uplastyczniające oraz metodyki estymacji stałych w tych modelach. Wartości stałych identyfikowano w badaniach eksperymentalnych w próbach rozciągania. Przykładowo wyznaczono stałe dla stali 40H (41Cr4). Stałe dla innych gatunków stali wyznacza się analogicznie. Algorytm całkowania związków fizycznych został zaimplementowany w równaniach ruchu obiektu oraz w opracowanych aplikacjach w ramach komercyjnego oprogramowania MES – systemy ANSYS/Multiphysics i ANSYS/LS-Dyna.

2. Modele matematyczne ciała sprężysto/lepko-plastycznego z umocnieniem mieszanym

Dla ogólności rozważań przyjęto model materiału wykazującego własności sprężyste, lepkie i plastyczne, z mieszanym modelem umocnienia. Przyjęta zasada dekompozycji naprężeń i odkształceń może być przedstawiona za pomocą odpowiednich schematów reologicznych. Tensor całkowitych odkształceń rozkładamy na część sprężystą, lepką i plastyczną. Odkształcenia sprężyste są odwracalne, podczas gdy lepkie i plastyczne nie zanikają po zdjęciu obciążenia. Odkształcenia lepkie i plastyczne są sprzężone i mogą być rozpatrywane łącznie. Założono, że dla części sprężystej obowiązuje liniowy związek Hooke'a, natomiast część lepko-plastyczna jest wyznaczona z prawa płynięcia stowarzyszonego z nieliniowym warunkiem plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego (HMH).

2.1. Model matematyczny przyrostu odkształceń całkowitych

Podstawowym założeniem do sformułowania równania konstytutywnego na przyrost odkształcenia całkowitego ciała E/VP jest przyjęcie addytywności przyrostów odkształceń składowych. Założenie to pozwala na oddzielne rozpatrzenie równań opisujących poszczególne rodzaje odkształceń. Następnie, wykorzystując jawne postacie tych równań można wyprowadzić równanie na przyrost odkształcenia całkowitego.

Składowe $\Delta\varepsilon_{ij}$ tensora ΔT_e przyrostu odkształceń całkowitych, dla ciała E/VP, określa wzór:

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \Delta\varepsilon_{ij}^{(E)} + \Delta\varepsilon_{ij}^{(V)} + \Delta\varepsilon_{ij}^{(P)}, \quad (5.2)$$

gdzie $\Delta\varepsilon_{ij}^{(E)}$, $\Delta\varepsilon_{ij}^{(V)}$, $\Delta\varepsilon_{ij}^{(P)}$ są składowymi tensora przyrostu odkształceń sprężystych, lepkich i plastycznych.

Ze względu na sprzężenia efektów odkształceń lepkich i plastycznych, odkształcenia te będą dalej rozpatrywane jako odkształcenia lepko-plastyczne, zatem ich składowe wynoszą:

$$\Delta\varepsilon_{ij}^{(VP)} = \Delta\varepsilon_{ij}^{(V)} + \Delta\varepsilon_{ij}^{(P)}. \quad (5.3)$$

W celu otrzymania jawnej postaci wzoru (5.2) należy wyprowadzić modele konstytutywne na przyrosty odkształceń składowych.

Składowe tensora przyrostu odkształceń sprężystych wyznaczono z prawa Hooke'a otrzymując:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^{(E)} = \mathbf{D}_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \sigma_{kl}, \quad (5.4)$$

gdzie $\mathbf{D}_{ijkl}^{(E)}$ są składowymi tensora $\mathbf{D}^{(E)}$, który jest odwrotnością tensora Hooke'a $\mathbf{C}^{(E)}$ charakteryzującego właściwości sprężyste materiału, o składowych [Fung1969]:

$$\mathbf{C}_{ijkl}^{(E)} = \lambda \cdot \delta_{ij} \cdot \delta_{kl} + \mu \cdot (\delta_{ik} \cdot \delta_{jl} - \delta_{il} \cdot \delta_{jk}), \quad (5.5)$$

w którym λ i μ są stałymi Lamego, δ_{ij} jest deltą Kroneckera.

Natomiast składowe tensora przyrostu odkształceń lepko-plastycznych wyprowadzono wykorzystując założenia i definicje. Podstawiając do równania różnicowego oraz uwzględniając zależności [Kuki2008a]:

$$\Delta \mathbf{S}_{ij} = \mathbf{C}_{ijkl}^E \cdot (\Delta \varepsilon_{kl} - \Delta \varepsilon_{kl}^{(VP)}), \quad (5.6)$$

$$\Delta \alpha_{ij} = \tilde{\mathbf{C}}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \Delta \lambda \cdot \tilde{\mathbf{S}}_{ij}, \quad (5.7)$$

$$\Delta \varepsilon_{ij}^{(VP)} = \Delta \lambda \cdot \frac{\partial f}{\partial \mathbf{S}_{ij}} = \Delta \lambda \cdot \tilde{\mathbf{S}}_{ij}, \quad (5.8)$$

$$\mathbf{I}_{ij} \cdot \Delta \alpha_{ij} = \tilde{\mathbf{C}} \cdot \Delta \lambda \cdot \tilde{\mathbf{S}}_{ij} \cdot \tilde{\mathbf{S}}_{ij} = \frac{2}{3} \cdot \tilde{\mathbf{C}}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \Delta \lambda \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}), \quad (5.9)$$

otrzymuje się następujące równanie:

$$\begin{aligned} \tilde{\mathbf{S}}_{ij} \cdot \mathbf{C}_{ijkl}^E \cdot (\Delta \varepsilon_{kl} - \Delta \lambda \cdot \tilde{\mathbf{S}}_{kl}) - \frac{2}{3} \cdot \tilde{\mathbf{C}} \cdot \Delta \lambda \cdot \sigma_p^2 - \frac{4}{9} \cdot \Delta \lambda \cdot \sigma_p^2 \cdot \mathbf{E}_T + \\ - \frac{2}{3} \cdot [\mathbf{t} \sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})] \frac{\partial \sigma_p}{\partial \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z^{(VP)} = 0. \end{aligned} \quad (5.10)$$

Rozwiązując równanie (5.10) względem funkcji skalarnej $\Delta \lambda$ (mnożnik Lagrange'a) otrzymuje się następujący wzór dla obciążeń złożonych:

$$\begin{aligned} \Delta \lambda = \frac{\tilde{\mathbf{S}}_{ij} \cdot \mathbf{C}_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl} - \frac{2}{3} \cdot \sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \frac{\partial \sigma_p}{\partial \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}}{\tilde{\mathbf{S}}_{ij} \cdot \mathbf{C}_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{\mathbf{S}}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{\mathbf{C}}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot \frac{\partial \sigma_p}{\partial \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}} \right)} = \\ = \frac{\tilde{\mathbf{S}}_{ij} \cdot \mathbf{C}_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl} - \frac{2}{3} \cdot \sigma_p \cdot \dot{\mathbf{E}}_T \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z}{\tilde{\mathbf{S}}_{ij} \cdot \mathbf{C}_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{\mathbf{S}}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{\mathbf{C}}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot \mathbf{E}_T \right)} = \\ = \frac{\tilde{\mathbf{S}}_{ij} \cdot \mathbf{C}_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl} - \mathbf{A}}{\tilde{\mathbf{S}}_{ij} \cdot \mathbf{C}_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{\mathbf{S}}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{\mathbf{C}}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot \mathbf{E}_T \right)}, \end{aligned} \quad (5.11)$$

gdzie:

$$- \mathbf{A} = \frac{2}{3} \cdot \sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \dot{\mathbf{E}}_T \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z \text{ jest skalarzem,}$$

- $\tilde{C}(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)})$ jest parametrem materiałowym określającym składowe $\Delta\alpha_{ij}$ przyrostu tensora translacji $\Delta\mathbf{T}_\alpha$,
- $\epsilon_{ij}^{(E)}$ jest skumulowaną składową tensora odkształceń sprężystych w chwili t ,
- $E_T = \frac{\partial\sigma_p}{\partial\epsilon_z^{(VP)}}$ jest chwilowym modułem umocnienia materiału,
- $\dot{E}_T = \frac{\partial\sigma_p}{\partial\dot{\epsilon}_z^{(VP)}}$ określa wrażliwość materiału na prędkość odkształceń,
- $\sigma_p(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)})$ są dynamicznymi naprężeniami materiału w chwili t .

Przyrost odkształceń lepkoplastycznych wyznaczono ze stowarzyszonego z warunkiem plastyczności prawa płynięcia o postaci:

$$\Delta\epsilon_{ij}^{(VP)} = \Delta\lambda \cdot \frac{\partial f}{\partial \tilde{S}_{ij}}, \quad (5.12)$$

gdzie \tilde{S}_{ij} są składowymi zredukowanego dewiatora naprężeń \tilde{D}_σ i mają postać: $\tilde{S}_{ij} = S_{ij} - \alpha_{ij}$, w którym S_{ij} są składowymi dewiatora naprężeń $\mathbf{D}_\sigma = \mathbf{T}_\sigma - \mathbf{A}_\sigma$, α_{ij} są składowymi tensora translacji \mathbf{T}_α , $\Delta\lambda$ jest przyrostem funkcji skalarnej, tzw. mnożnika Lagrange'a, zależnym od: odkształceń, naprężeń, prędkości odkształceń na początku kroku oraz od przyrostu odkształceń, przyrostu prędkości odkształceń, przyrostu naprężeń.

Po podstawieniu do wzoru (5.12) zależności (5.11) oraz po obliczeniu pochodnej cząstkowej $\frac{\partial f}{\partial \tilde{S}_{ij}}$ z nieliniowego warunku plastyczności:

$$\frac{\partial f}{\partial \tilde{S}_{ij}} = \frac{\partial}{\partial \tilde{S}_{ij}} \left[\frac{1}{2} \cdot \tilde{D}_{ij} \cdot \tilde{D}_{ij} - \frac{1}{3} \cdot \sigma_p^2(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \right] = \tilde{S}_{ij}, \quad (5.13)$$

otrzymuje się następujący wzór na przyrost składowych tensora odkształceń lepkoplastycznych:

$$\begin{aligned} \Delta\epsilon_{ij}^{(VP)} = \Delta\lambda \cdot \tilde{S}_{ij} &= \frac{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta\epsilon_{kl} - A}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{C}(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot E_T \right)} \cdot \tilde{S}_{ij} = \\ &= \tilde{S}_{ij}^* \cdot \tilde{S}_{kl} \cdot C_{klmn}^{(E)} \cdot \Delta\epsilon_{mn} - A \cdot \tilde{S}_{ij} = \tilde{S}^{**} \cdot \Delta\epsilon_{ij} + \Delta\epsilon_{ij}^{**}, \end{aligned} \quad (5.14)$$

gdzie zastosowano następujące oznaczenia zastępcze:

$$\tilde{S}^{**} = \tilde{S}_{ij}^* \cdot \tilde{S}_{mn} \cdot C_{ijmn}^{(E)}, \quad (5.15)$$

$$\Delta\epsilon_{ij}^{**} = -A \cdot \tilde{S}_{ij}^*. \quad (5.16)$$

We wzorach (5.14)÷(5.16) oznaczono:

$$\tilde{S}_{ij}^* = \frac{\tilde{S}_{ij}}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{C}(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot E_T \right)}, \quad (5.17)$$

$$A = \frac{2}{3} \cdot \sigma_p(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \dot{E}_T \cdot \Delta\dot{\epsilon}_z, \quad (5.18)$$

gdzie $\dot{E}_T = \frac{\partial \sigma_p}{\partial \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}}$, przy czym \tilde{S}^{**} i A są skalarami, natomiast \tilde{S}_{ij}^* i $\Delta \varepsilon_{ij}^{**}$ są składowymi tensorów.

Z kolei podstawiając wzór (5.14) do równania (5.2) otrzymano:

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \frac{1}{1 - \tilde{S}^{**}} (\Delta \varepsilon_{ij}^{(E)} + \Delta \varepsilon_{ij}^{**}). \quad (5.19)$$

Natomiast po podstawieniu do wzoru (5.19) zależności (5.4) oraz (5.16)÷(5.18) otrzymano następującą postać modelu na składowe przyrostu odkształcenia całkowitego ciała E/VP:

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \frac{1}{1 - \tilde{S}^{**}} \cdot \left(D_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \sigma_{kl} - \frac{\frac{2}{3} \cdot [\sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})] \cdot \dot{E}_T \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z \cdot \tilde{S}_{ij}}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{C}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot E_T \right)} \right). \quad (5.20)$$

2.2. Model matematyczny składowych tensora przyrostu naprężeń

W celu wyprowadzenia równania konstytutywnego wiążącego składowe przyrostu tensora naprężeń wypadkowych ze składowymi przyrostu tensorów odkształceń składowych, wykorzystuje się równanie odwrócone do równania (5.4), tj. równanie postaci:

$$\Delta \sigma_{ij} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl}^{(E)}. \quad (5.21)$$

Po wyznaczeniu ze wzoru (5.1) składowych przyrostu odkształceń sprężystych $\Delta \varepsilon_{ij}^{(E)}$ i podstawieniu do równania (5.21) otrzymano:

$$\Delta \sigma_{ij} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot (\Delta \varepsilon_{kl} - \Delta \varepsilon_{kl}^{(VP)}) = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl} - C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl}^{(VP)}, \quad (5.22)$$

gdzie przyrost odkształceń $\Delta \varepsilon_{kl}^{(VP)}$ określa wzór (5.14). Po podstawieniu do wzoru (5.22) zależności (5.14) otrzymuje się:

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{ij} &= C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl} - C_{ijkl}^{(E)} \cdot (\tilde{S}^{**} \cdot \Delta \varepsilon_{ij} + \Delta \varepsilon_{ij}^{**}) = C_{ijkl}^{(E)} \cdot (1 - \tilde{S}^{**}) \cdot \Delta \varepsilon_{ij} - C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{ij}^{**} = \\ &= C_{ijkl}^{(E)*} \cdot \Delta \varepsilon_{ij} + \Delta \sigma_{ij}^*, \end{aligned} \quad (5.23)$$

gdzie zastosowano następujące oznaczenia zastępcze:

$$C_{ijkl}^{(E)*} = (1 - \tilde{S}^{**}) \cdot C_{ijkl}^{(E)}, \quad (5.24)$$

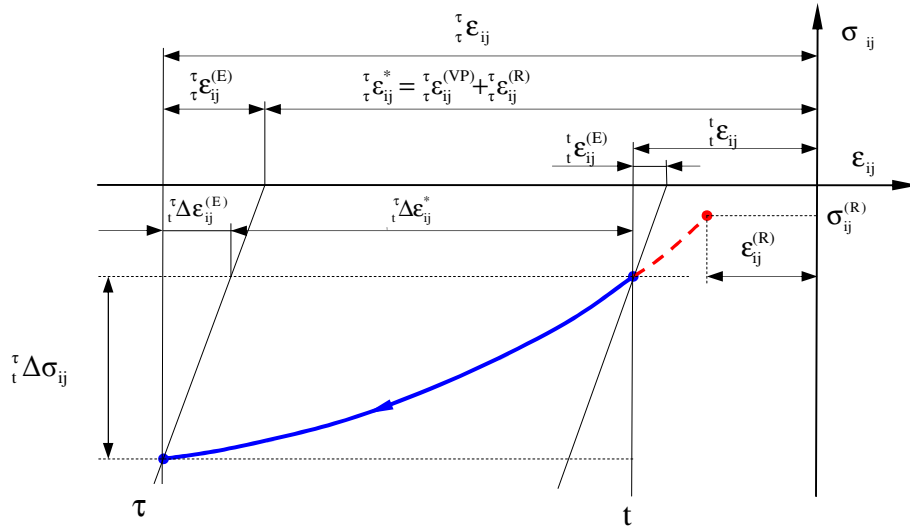
$$\Delta \sigma_{ij}^* = -C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{ij}^{**}. \quad (5.25)$$

Wzór (5.23) dla ciała E/VP można zapisać w następującej postaci pełnej:

$$\Delta \sigma_{ij} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \left(\Delta \varepsilon_{kl} - \frac{\tilde{S}_{kl} \cdot \left\{ \tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl} - \frac{2}{3} \cdot \sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \dot{E}_T \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z \right\}}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{C}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot E_T \right)} \right), \quad (5.26)$$

który jest wykorzystywany do wariacyjnego sformułowania równań ruchu obiektu.

Geometryczną interpretację składowych poszczególnych tensorów naprężeń i odkształceń oraz ich przyrostów zobrazowano na rysunku 5.2. Opracowany model uwzględnia również stan odkształceń ($\varepsilon_{ij}^{(R)}$) i naprężeń ($\sigma_{ij}^{(R)}$) w półwyrobie po obróbkach poprzedzających.



Rys. 5.2. Geometryczna interpretacja składowych tensorów naprężenia i odkształcenia oraz ich przyrostów na kroku w zakresie odkształceń trwałych dla ciała E/VP w procesie nagniatania

2.3. Model matematyczny składowych tensora przyrostu translacji

Tensor translacji \mathbf{T}_α posiada cechy tensora naprężenia \mathbf{T}_σ . Składowe α_{ij} tensora \mathbf{T}_α muszą być tak określone, aby były równe zero, gdy nie ma odkształceń plastycznych. W literaturze podawane są różne hipotezy wzmocnienia kinematycznego i różne postacie zależności na składowe $\Delta\alpha_{ij}$ przyrostu tensora translacji. Należą do nich hipotezy W. Pragera [Prag1955], Ju. N. Kadeszewicza i W. W. Nowożyłowa, M. A. Eisenberga i A. Philipisa, Z. Mroza, H. P. Shrivastova i R. N. Debey'a [Mróz1966] oraz H. Zieglera [Zien1972].

Przykładowo rozważony zostanie jeden z przypadków umocnienia kinematycznego tzw. translacji liniowej zgodnie z prawem Pragera. Wówczas przesunięcie środka powierzchni płynięcia zachodzi w kierunku odkształcenia, a składowe $\Delta\alpha_{ij}$ są proporcjonalne do składowych przyrostu tensora odkształceń lepko – plastycznych $\Delta\varepsilon_{ij}^{(VP)}$:

$$\Delta\alpha_{ij} = \tilde{C} \cdot \Delta\varepsilon_{ij}^{(VP)}, \quad (5.27)$$

przy czym chwilowa wartość parametru $\tilde{C}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})$ związana jest z chwilowym modułem umocnienia E_T i modułem sprężystości E wyrażeniem [Mali1981]:

$$\tilde{C} = \frac{2}{3} \frac{E_T \cdot E}{E - E_T}, \quad \text{dla } T = \text{const i } \dot{\varepsilon}_z^{(VP)} = \text{const}. \quad (5.28)$$

Po podstawieniu odpowiednich wzorów otrzymuje się:

$$\Delta\alpha_{ij} = \tilde{C} \cdot \Delta\lambda \cdot \tilde{S}_{ij} = \frac{2}{3} \cdot \frac{E_T \cdot E}{E - E_T} \cdot \Delta\lambda \cdot \tilde{S}_{ij}, \quad (5.29)$$

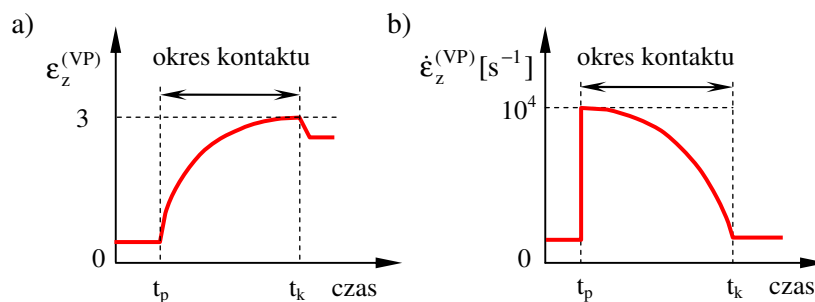
gdzie $\Delta\lambda$ jest mnożnikiem Lagrange'a według wzoru (5.11). W podobny sposób otrzymuje się wzory na składowe przyrostu tensora translacji dla innych przypadków umocnienia kinematycznego.

2.4. Model matematyczny dynamicznych naprężeń uplastyczniających materiały metalowe

Obliczenie składowych tensora przyrostu odkształceń ze wzoru (5.20) i składowych tensora przyrostu naprężeń ze wzoru (5.25) i (5.29) wymaga znajomości naprężeń uplastyczniających w rozpatrywanej chwili σ_p oraz ich przyrostów na kroku przyrostowym $\Delta\sigma_p$. Jest to najważniejszy parametr charakteryzujący opór plastyczny odkształcanego materiału. Znajomość naprężenia uplastyczniającego jest niezbędna m.in. do analizy procesu odkształcania materiału oraz do określenia: pól tensorowych naprężeń chwilowych i wynikowych, pól wektorowych obciążenia przedmiotu i narzędzia, pracy odkształcenia plastycznego i wielkości odkształcenia granicznego, itp. Pośrednio, naprężenia te są wykorzystywane głównie do obliczania: nacisków i sił w procesie skrawania i nagniatania oraz do określenia właściwości fizycznych wyrobu po procesie, decydujących o jego jakości.

Opracowanie modelu naprężeń uplastyczniających, który będzie przydatny dla powyższych celów, wymaga określenia:

- zbioru czynników badanych i zakresu ich zmienności w procesie nagniatania i skrawania,
- ogólnego modelu konstytutywnego naprężeń uplastyczniających w funkcji czynników różnicujących,
- ogólnych modeli jednoparametrycznych naprężeń w funkcji czynników różnicujących,
- wartości stałych w modelach jednoparametrycznych, w zależności od składu chemicznego materiału i jego historii,
- wartości współczynników w modelu konstytutywnym, w zależności od warunków dynamicznych obciążania,
- zależności matematycznych, wiążących czynniki bezpośrednio wpływające na naprężenia uplastyczniające ze stanem wyjściowym przedmiotu i warunkami nagniatania bądź skrawania.



Rys. 5.3. Historia odkształcenia zastępczego $\varepsilon_z^{(VP)}$ i prędkości odkształcenia zastępczego $\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}$ materiału przedmiotu w obszarach kontaktu z narzędziem w procesie nagniatania gładkościowego

Efekty prędkości deformacji zmieniają charakter umocnienia plastycznego przedmiotu, mierzonego przyrostem naprężenia uplastyczniającego oraz zdolność materiału do odkształceń plastycznych. Na podstawie analizy literatury [Erbe1981, Kaca2001, Kuki2000, Kuki2001, Pawl2005, Pełc1983, Perz1966, Wiec1980] stwierdzono, że głównymi czynnikami, które bezpośrednio wpływają na naprężenia uplastyczniające σ_p materiałów metalowych są:

- skład chemiczny, struktura materiału i jego stan (y) – np. wielkość i kształt ziaren,
- zastępcze odkształcenia lepko-plastyczne ($\varepsilon_z^{(VP)}$),

– zastępcza prędkość odkształceń lepko-plastycznych ($\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}$).

Dla przypadku procesu nagniatania bądź skrawania model σ_p może mieć następującą postać jakościową:

$$\sigma_p = (y, \varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}). \quad (5.30)$$

Przeważnie funkcję taką przedstawia się w formie wykresów:

$$\sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}), \sigma_p(\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}), \sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}), \quad (5.31)$$

lub też podaje się postać analityczną np.:

$$\sigma_p = R_e(y) \cdot (\varepsilon_0 + \varepsilon_z^{(VP)})^{n_1} \cdot (1 + \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})^{n_2}, \quad (5.32)$$

gdzie: $R_e(y)$, n_1 , n_2 , ε_0 są stałymi materiałowymi.

W dotychczasowej praktyce obliczeniowej, w nieliniowej mechanice ośrodków ciągłych, naprężenia uplastyczniające opisuje się za pomocą funkcji regresji typu: $\sigma_p = (\varepsilon_z^{(VP)})$ i $\sigma_p = (\dot{\varepsilon}_z^{(VP)})$ oraz rzadziej dwuparametrycznych $\sigma_p = (\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})$. W nielicznych publikacjach próbowano do izotermicznych funkcji typu $\sigma_p = (\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})$ wprowadzić zmienność temperatury. Funkcje te dla celów modelowania i analizy procesu nagniatania bądź skrawania są nieprzydatne gdyż:

- 1) Nie uwzględniają wszystkich czynników istotnie wpływających na naprężenia uplastyczniające.
- 2) Przedziały zmienności argumentów $\varepsilon_z^{(VP)}$, $\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}$ są zbyt wąskie. Przedział zmienności $\varepsilon_z^{(VP)}$ wynosi (0; 0,5). Ponadto powinno się operować nie odkształceniem umownym $\varepsilon_z^{(VP)}$, lecz logarytmicznym (rzeczywistym) $\varphi_z^{(VP)}$, gdyż już przy $\varepsilon = 0,4$ różnice między nimi wynoszą 6,35 %.
- 3) Brak jest uzależnienia argumentów od stanu wyjściowego przedmiotu i warunków obróbki. Ponadto modele naprężeń (5.31) i (5.32) mogą być zastosowane jedynie w przypadku, gdy właściwości materiału nie zależą od historii deformacji (rys. 5.1b).

W przypadku procesu nagniatania bądź skrawania właściwości materiału zależą od historii deformacji (rys. 5.1c). Dlatego też naprężeń uplastyczniających nie można opisywać za pomocą funkcji (5.30), gdyż funkcja taka nie istnieje, albowiem dla różnej historii procesu, pomimo osiągnięcia identycznych wartości zmiennych w rozpatrywanej chwili, wartości naprężeń uplastyczniających są różne [Erbe1981]. Celowe jest natomiast zastosowanie opisu przyrostowego. Na podstawie powyższych stwierdzeń konieczne jest określenie, z dokładnością dostateczną dla praktyki inżynierskiej, ogólnych równań konstytutywnych dynamicznych naprężeń uplastyczniających, ujmujących wpływ wszystkich istotnych czynników bezpośrednich, których przedziały wyznaczone są warunkami procesu i słusznych dla różnych materiałów metalicznych. Następnie dla określonego rodzaju materiału – określenie równań szczególnych.

2.5. Model matematyczny przyrostu dynamicznych naprężeń uplastyczniających

Przyjęto, że naprężenie uplastyczniające σ_p zależy od: początkowej granicy plastyczności R_e oraz od warunków jego odkształcania, a więc od zastępczego odkształcenia ε_z i zastępczej prędkości odkształcenia lepko-plastycznego $\dot{\varepsilon}_z$ [Marc1985]:

$$\sigma_p = F(R_e, \varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z). \quad (5.33)$$

Z kolei funkcja R_e uwzględniająca początkową granicę plastyczności zależy od początkowej struktury materiału (y): $\sigma_0 = \sigma_0(y)$. Zatem model naprężeń uplastyczniających w chwili t ma postać jakościową:

$$\sigma_p = F[\bullet] = F[R_e(y), \varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z]. \quad (5.34)$$

lub multiplikatywną:

$$\sigma_p = F[\bullet] = R_e(y) \cdot F_1(\varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z). \quad (5.35)$$

Przyrost naprężenia uplastyczniającego na typowym kroku $t \rightarrow \tau = t + \Delta t$ określa następujące równanie [Kuki2001, Kuki2001a, Kuki2001b]:

$$\Delta \sigma_p = F_2(y) \cdot \Delta y + \frac{\partial F[\bullet]}{\partial \dot{\varepsilon}_z} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z + \frac{\partial F[\bullet]}{\partial \varepsilon_z} \cdot \Delta \varepsilon_z, \quad (5.36)$$

gdzie: $\Delta \varepsilon_z$, $\Delta \dot{\varepsilon}_z$ są przyrostami odpowiednio lepko-plastycznego odkształcenia zastępczego i prędkości odkształcenia zastępczego na kroku, i są zdefiniowane następującymi wzorami:

$$\Delta \varepsilon_z^{(VP)} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \Delta \mathbf{D}_\varepsilon \otimes \Delta \mathbf{D}_\varepsilon}, \quad (5.37)$$

$$\Delta \dot{\varepsilon}_z^{(VP)} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \Delta \mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}} \otimes \Delta \mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}}}, \quad (5.38)$$

gdzie: znak „ \otimes ” oznacza mnożenie tensorów, $\Delta \mathbf{D}_\varepsilon$ i $\Delta \mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}}$ są przyrostami dewiatorów odpowiednio odkształcenia i prędkości odkształcenia.

$F_2(y) \cdot \Delta y = \frac{\partial \sigma_0(y)}{\partial y} \cdot \Delta y$ - składowa określająca zmianę początkowej granicy plastyczności wynikająca ze zmiany struktury materiału,

$\frac{\partial F[\bullet]}{\partial \varepsilon_z} \cdot \Delta \varepsilon_z = \sigma_0(y) \cdot \left. \frac{\partial F_1(\varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z)}{\partial \varepsilon_z} \right|_{\dot{\varepsilon}_z = \text{const.}} \cdot \Delta \varepsilon_z$ - składowa charakteryzująca zmianę chwilowej granicy plastyczności (umacnianie lub osłabianie materiału) wywołane jego odkształceniem i wynika z relacji $\sigma_p - \varepsilon_z$,

$\frac{\partial F[\bullet]}{\partial \dot{\varepsilon}_z} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z = \sigma_0(y) \cdot \left. \frac{\partial F_1(\varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z)}{\partial \dot{\varepsilon}_z} \right|_{\varepsilon_z = \text{const.}} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z$ - składowa charakteryzująca zmianę chwilowej granicy plastyczności wraz ze zmianą intensywności prędkości odkształceń lepko-plastycznych i wynika z relacji $\sigma_p - \dot{\varepsilon}_z$.

W celu obliczenia przyrostu naprężeń uplastyczniających z równania przyrostowego (5.36) należy dokonać doboru parametrów stanu materiału a następnie wyznaczyć funkcje: R_e , F_1 i F_2 . Optymalnym rozwiązaniem tego problemu byłoby wyznaczenie tych funkcji na podstawie znajomości zjawisk fizycznych decydujących o lepko-plastycznych właściwościach metali. Jednak próby sformułowania fizykalnie uzasadnionych związków konstytutywnych napotykać szereg poważnych trudności i jak dotychczas nie dały rezultatów przydatnych w praktyce inżynierskiej.

Natomiast możliwe jest uzyskanie równań naprężeń uplastyczniających w oparciu o zastosowane w niniejszej pracy, planowane badania eksperymentalne. Przedstawiony przyrostowy model naprężenia uplastyczniającego jest modelem makroskopowym, tzn. równania konstytutywne odniesiono do całego przedmiotu jako jednorodnego materiału.

2.6. Matematyczny model chwilowych dynamicznych naprężeń uplastyczniających

Analiza procesu nagniatania bądź skrawania wymaga zastosowania modelu matematycznego dynamicznych naprężeń, który powinien być ciągły i różniczkowalny w całym przedziale zmienności czynników: intensywność odkształceń lepko-plastycznych ($\varphi_z^{(VP)}$) oraz intensywności prędkości odkształceń lepko-plastycznych ($\dot{\varphi}_z^{(VP)}$). Stwierdzono, że krzywe umocnienia otrzymane dla różnych warunków badań są podobne, tzn. że można je otrzymać mnożąc krzywe statyczne umocnienia przez parametr, który jest funkcją prędkości odkształcenia:

$$\sigma_p = \sigma_{p0}(y) \cdot \sigma_{p1}(\varphi_z^{(VP)}) \cdot \sigma_{p2}(\dot{\varphi}_z^{(VP)}), \quad (5.39)$$

Model (5.39) można również zapisać w postaci [Kaca2001]:

$$\sigma_p = \sigma_{p0}(y, \varphi_z^{(VP)}) \cdot \sigma_{p1}(\varphi_z^{(VP)}) \cdot K_\phi, \quad (5.40)$$

lub:

$$\sigma_p = \sigma_{p0}(y, \varphi_z^{(VP)}) \cdot K_\phi \cdot K_\phi = \sigma_{p0} \cdot K_\phi \cdot K_\phi = \sigma_{p0} \cdot K, \quad (5.41)$$

gdzie:

$$K = K_\phi \cdot K_\phi. \quad (5.42)$$

W równaniach (5.39) i (5.40) zastosowano następujące oznaczenia:

$$\sigma_{p0}(y, \varphi_z^{(VP)}) = \sigma_{p0}(y) \cdot \sigma_{p0}(\varphi_z^{(VP)}) \quad (5.43)$$

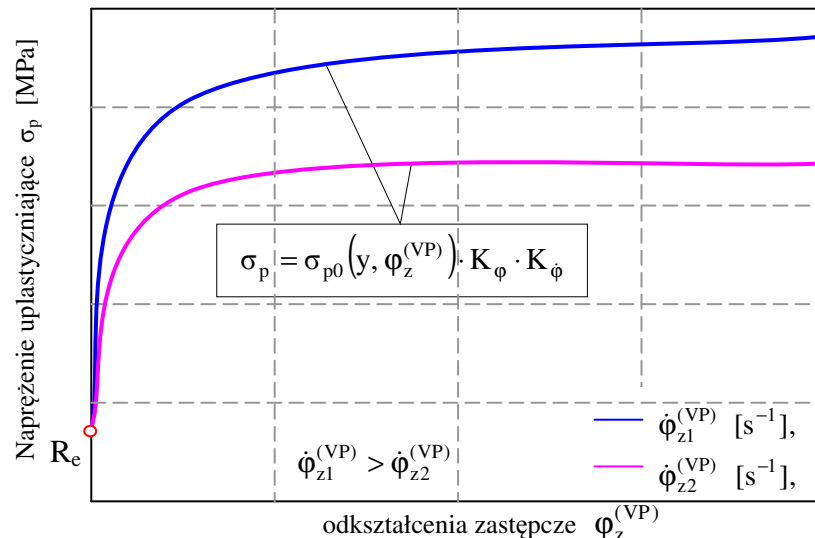
jest początkową granicą plastyczności (granica sprężystości) materiału zależną od odkształceń początkowych materiału φ_0 , natomiast:

$$\sigma_{p0}(y, \varphi_z^{(VP)}) \cdot \sigma_{p1}(\varphi_z^{(VP)}) = \sigma_{p0}(y) \cdot \sigma_{p0}(\varphi_z^{(VP)}) \cdot \sigma_{p1}(\varphi_z^{(VP)}) \quad (5.44)$$

chwilowe naprężenie uplastyczniające materiał dla $K_\phi = 1$ i $K_\phi = 1$ [Kuki2001b],

$$K_\phi = \sigma_{p1}(\varphi_z^{(VP)}), \quad K_\phi = \sigma_{p2}(\dot{\varphi}_z^{(VP)}), \quad (5.45)$$

są współczynnikami (funkcjami) ujmującymi wpływ na naprężenia uplastyczniające odpowiednio zastępczych odkształceń i zastępczych prędkości odkształceń.



Rys. 5.4. Jakościowe krzywe $\sigma_p - \varphi_z^{(VP)}$ zależności naprężeń uplastyczniających od zastępczych odkształceń dla różnych zastępczych prędkości odkształceń

Przyjęcie modelu naprężeń uplastyczniających w postaci (5.39) wymaga, aby jednoparametryczne funkcje (współczynniki) spełniały następujące warunki początkowe:

$$\sigma_{p0}(y) \cdot \sigma_{p1}(\phi_z^{(VP)} = 0) = R_e(y), \quad (5.46)$$

$$\sigma_{p2}(\phi_z^{(VP)} \cong 0) = 1, \quad (5.47)$$

gdzie $R_e(y) = \sigma_{p0}(y, \phi_z^{(VP)} = 0)$ jest początkową granicą plastyczności (granicą sprężystości) materiału.

W celu otrzymania ogólnej postaci modelu matematycznego naprężeń uplastyczniających (5.39), należy ustalić ogólne postacie występujących w nim funkcji jednoparametrycznych, natomiast w celu otrzymania szczególnej postaci funkcji naprężeń uplastyczniających, obowiązującej tylko dla danego rodzaju materiału i jego stanu należy po ustaleniu ogólnych postaci występujących funkcji jednoparametrycznych, określić stałe materiałowe na podstawie empirycznych badań identyfikacyjnych.

W dalszej części rozprawy przedstawiono wyniki aproksymacji wyników pomiarów funkcjami jednoparametrycznymi, obowiązującymi dla wybranego materiału metalowego, a następnie funkcje szczególne obowiązujące dla stali 40H.

3. Warunki przeprowadzenia próby rozciągania i opracowanie wyników

Przeprowadzenie prób rozciągania próbek walcowych stalowych ma na celu określenia charakterystycznych wielkości materiałowych tj. graniczne wartości naprężeń i odkształceń. W przypadku odkształceń możliwe jest obliczenie ich wartości rzeczywistych i umownych. Określone poniżej parametry materiałowe zostaną wykorzystane jako dane wejściowe w programie ANSYS/LS-Dyna. Precyzyjne określenie tych parametrów wpłynie znacząco na zwiększenie dokładności wyników z symulacji komputerowych.

Próby rozciągania przeprowadzono na wałkach ze stali 40H poddanych wyzarzaniu odprężającym zgodnie z normą PN-EN 10002-1+AC1 (rys. 5.8). Wykonano próbki walcowe znormalizowane (rys. 5.5) oraz trójstopniowe (rys. 5.6) w celu określenia całej charakterystyki materiałowej. Metodę wyznaczania stałych materiałowych za ich pomocą opracował *R. H. Heyer*. Wyznaczanie stałych materiałowych w przypadku próbek trójstopniowych polega na ich rozciąganiu do momentu pojawienia się przewężenia w najmniejszym przekroju (rys. 5.13). Jeśli szerokość próbki w strefie A wynosi: b_{A0} to szerokość w strefie B równa się $b_{B0} = 1,01 \cdot b_{A0}$ i w strefie C $b_{C0} = 1,1 \cdot b_{A0}$. Pośrodku równoległej części każdego odcinka naniesiono cienkopisem rysy w odległości $l_{B0} = l_{C0} = 20$ mm. Po rozciągnięciu próbki aż do pojawienia się w najwęższej jej części (część A) przewężenia zmierzono długości l_B i l_C między ryskami na pozostałych częściach próbki B i C i obliczono stąd wydłużenie obu tych części ϕ_B i ϕ_C . Ponieważ siła osiowa przenoszona przez obie te części próbki jest jednakowa, przeto zachodzi musi następujący związek między naprężeniami σ_{pB} a σ_{pC} występującymi w końcowej fazie rozciągania i odkształcania:

$$b_{B0} \frac{l_{B0}}{l_B} \sigma_{pB} = b_{C0} \frac{l_{C0}}{l_C} \sigma_{pC}. \quad (5.48)$$

Po podstawieniu związków $\sigma_{pB} = C\phi_B^n$ i $\sigma_{pC} = C\phi_C^n$ oraz pamiętając, że $\phi_C = \ln \frac{l_C}{l_{C0}}$ i $\phi_B = \ln \frac{l_B}{l_{B0}}$

otrzyma się równanie:

$$b_{B0} \frac{l_{B0}}{l_B} \left(\ln \frac{l_B}{l_{B0}} \right)^n = b_{C0} \frac{l_{C0}}{l_C} \left(\ln \frac{l_C}{l_{C0}} \right)^n, \quad (5.49)$$

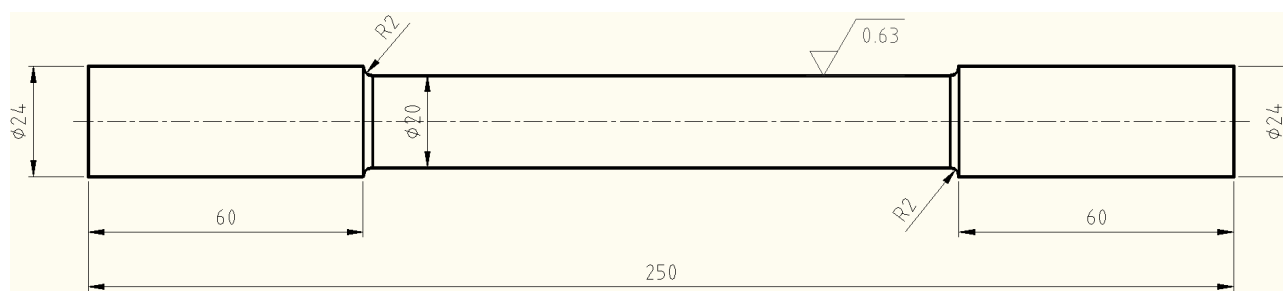
z którego przez logarytmowanie można wyznaczyć wykładnik potęgowy n .

$$n = \frac{\ln\left(\frac{b_{C0} \cdot l_{C0} \cdot l_B}{b_{B0} \cdot l_{B0} \cdot l_C}\right)}{\ln\left[\frac{\ln\left(\frac{l_B}{l_{B0}}\right)}{\ln\left(\frac{l_C}{l_{C0}}\right)}\right]}, \quad (5.50)$$

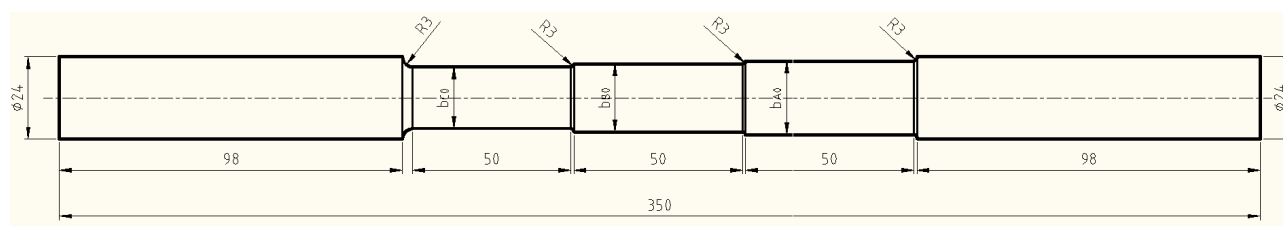
lub

$$n = \frac{\ln\frac{b_{C0}}{b_{B0}} + \varphi_B - \varphi_C}{\ln\varphi_B - \ln\varphi_C}. \quad (5.51)$$

Wszystkie próbki poddano wyżarzaniu odprężającym w temperaturze 850⁰C przez okres dwóch godzin i pozostawiono w stygnącym piecu w celu określenia górnej i dolnej granicy plastyczności. Przeprowadzono standardową próbę rozciągania w celu wyznaczenia granic: sprężystości, plastyczności, wytrzymałości oraz zerwania. Przyjęto stałą wartość początkowej długości pomiarowej dla standardowych próbek – $L_0=100$ [mm]. Próby przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej ZD40 (rys. 5.7) z możliwością bezpośredniego odczytu siły z zegara oraz zapisu zależności przemieszczenia od siły na wydruku, mieszczącej się w Laboratorium Wytrzymałości Materiałów i Konstrukcji Budowlanych Wydziału Budownictwa i Inżynierii Środowiska Politechniki Koszalińskiej.

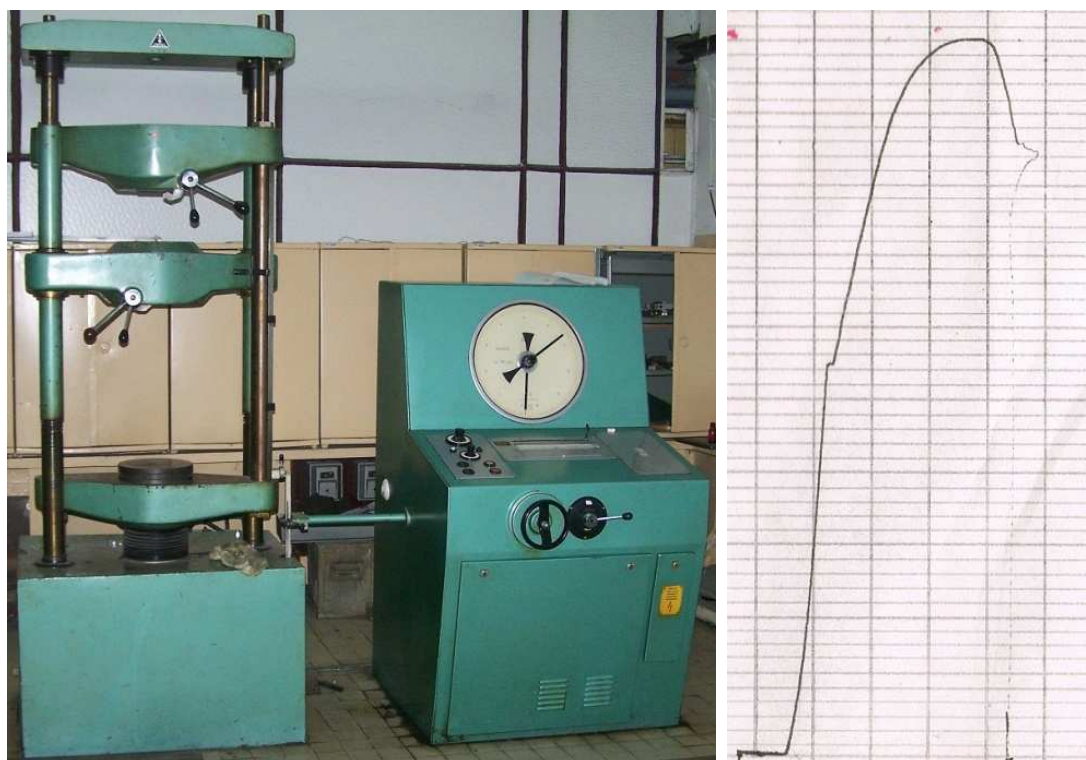


Rys. 5.5. Kształt próbki walcowej znormalizowanej do rozciągania



Rys. 5.6. Kształt próbki walcowej trójstopniowej do wyznaczania stałych n i K krzywej umocnienia

Przygotowane próbki zamocowano w specjalnych uchwytach maszyny wytrzymałościowej (rys. 5.9) i (rys. 5.10). Zakres siłomierza maszyny wytrzymałościowej to 0÷400 [kN]. Elementarna podziałka wynosi 2000 [N]. Badania przeprowadzono w temperaturze otoczenia wynoszącej 18⁰C. Badania przeprowadzono dla 5 próbek walcowych normalizowanych i dla 5 próbek walcowych trójstopniowych.



Rys. 5.7. Widok maszyny wytrzymałościowej ZD40 i otrzymany wykres z badań wytrzymałościowych dla jednej z próbek walcowych znormalizowanych



Rys. 5.8. Próbkę znormalizowaną i trójstopniową użyte w doświadczeniu

W tabeli 5.1 przedstawiono wyniki otrzymane w trakcie zrywania próbek walcowych znormalizowanych. Poddanie próbek wyżarzaniu odprężającym w temperaturze 850°C spowodowało ujednoczenie struktury stali 40H. Wartości dolnej i górnej granicy plastyczności były na zbliżonym poziomie dla wszystkich próbek. Podobnie przedstawiają się wartości wytrzymałości na rozciąganie R_m . Wartości najmniejszej powierzchni przekroju poprzecznego próbki po zerwaniu S_u zmalały na skutek powstawania charakterystycznej „szyjki” z $314 \text{ [mm}^2\text{]}$ do ok. $175,8 \text{ [mm}^2\text{]}$ co stanowi niecałe 56 [%] wartości początkowej. Średnia wartość średnicy (rys. 5.12) po zerwaniu dla

próbek zwykłych walcowych wyniosła 14,96 [mm]. Średnie wydłużenie procentowe po rozerwaniu dla pięciu próbek wynosiło $\bar{A} = 43,9$ [%] a średnie przewężenie procentowe przekroju $\bar{Z} = 22,5$ [%]

Tabela. 5.1. Wyniki rozciągania próbek walcowych znormalizowanych

Lp	Rodzaj próbki	próbka			Własności wytrzymałościowe						Własności plastyczne			
		d	S_0	L_0	R_{eL}/R_{eH}		F_m	R_m	$\frac{R_e}{R_m} \cdot 100$		L_u	S_u	A	Z
		[mm]	[mm ²]	[mm]	[MPa]		[kN]	[MPa]	[%]		[mm]	[mm ²]	[%]	[%]
1	znorm.	20	314	100	350	359	206	649	53,9	55,3	122,0	176,7	43,7	22,0
2	znorm.	20	314	100	351	360	208	644	54,5	55,9	121,4	176,7	43,7	21,4
3	znorm.	20	314	100	349	358	206	647	53,9	55,3	123,0	175,3	44,1	23,0
4	znorm.	20	314	100	350	359	202	640	54,6	56,0	123,5	175,7	44,0	23,5
5	znorm.	20	314	100	350	358	204	645	54,2	55,5	122,9	174,8	44,3	22,9
Średnia:		20	314	100	350	358,8	205,2	645	54,2	55,6	122,5	175,8	43,9	22,5

Na rysunkach 5.9÷5.10 przedstawiono zamocowane w specjalnych uchwytych maszyny wytrzymałościowej ZD40 próbki, odpowiednio znormalizowanej walcowej i walcowej trójstopniowej. Taki sposób mocowania zapewniał osiowe działanie siły. Ważne jest to w przypadku wyznaczania naprężeń granicznych a także granicy plastyczności. Przebieg badania wytrzymałości w trakcie rozciągania próbek przebiegał dla stałej prędkości przesuwu kolumn prasy i nie ulegał zmianie w trakcie trwania doświadczeń. Celowo zaprojektowano próbki z długimi częściami chwytowymi aby zapobiec wyślizgiwaniu się ich ze szczęk w trakcie trwania eksperymentu. Rysy na próbkach naniesiono czarnym cienkopisem. Wynikało to z chęci braku ingerencji mechanicznej dotyczącej nanoszenia rys na próbki elementem metalowym. Takie zachowanie wykluczyło powstawanie dodatkowych lokalnych naprężeń w wierzchniej warstwie próbek a także nie powodowało powstawania karbów co mogło spowodować przedwczesne rozerwanie próbki. Taki zabieg z pewnością przyczynił się do otrzymania bardziej wiarygodnych wyników podczas trwania badań wytrzymałościowych.



Rys. 5.9. Sposób mocowania próbki walcowej znormalizowanej do rozciągania w uchwytych maszyny wytrzymałościowej ZD 40

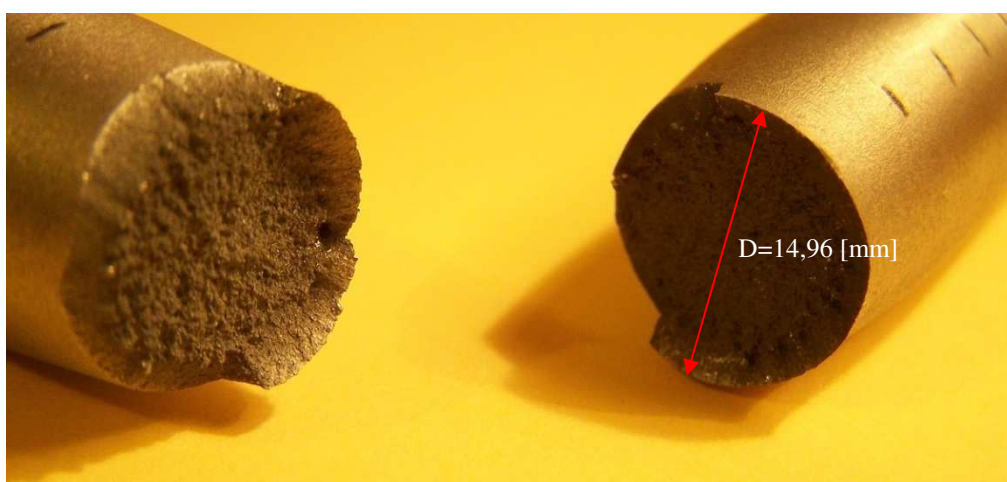


Rys. 5.10. Sposób mocowania próbki trójstopniowej w uchwytach maszyny wytrzymałościowej ZD 40

Na rysunku 5.11 przedstawiono zdjęcie próbki zwykłej walcowej po zerwaniu z naniesionym odcinkiem pomiarowym $L_0=100$ [mm]. Długość pomiarowa po rozerwaniu wyniosła średnio $L_u=122.5$ [mm]. W trakcie doświadczenia zaobserwowano w pierwszej fazie plastyczne płynięcie materiału by pod koniec zaobserwować charakterystyczne zjawisko tworzenie się tzw. „szyjki” i gwałtowny rozłam materiału.



Rys. 5.11. Próbka znormalizowana po zerwaniu



Rys. 5.12. Powierzchnia próbki znormalizowanej po zerwaniu z naniesioną wartością średnią pięciu średnic

Rys. 5.12 przedstawia powierzchnię po zerwaniu jednej z próbek wraz z naniesioną wartością średnią z pięciu pomiarów średnic próbek zwykłych walcowych. Powierzchnia po zerwaniu jest chropowata. Zaobserwować można liczne pory. Struktura materiału jest jednolita. Nie zaobserwowano wtrąceń bądź innych zanieczyszczeń materiału. Materiał zachowuje się podobnie jak w przypadku zrywania próbek płaskich. W pierwszej fazie następuje rozłam wewnątrz próbki podczas którego materiał leżący na zewnątrz próbki jeszcze płynie by w końcowej fazie i on uległ rozerwaniu. Stąd powstałe charakterystyczne nieciągłości na zewnątrz powierzchni rozerwanej.

Rys. 5.13 przedstawia powierzchnię próbki trójstopniowej z powstałym przewężeniem. Po jego powstaniu nastąpił koniec rozciągania próbki i zostały zmierzone wydłużenia dwóch sąsiednich początkowych długości pomiarowych.

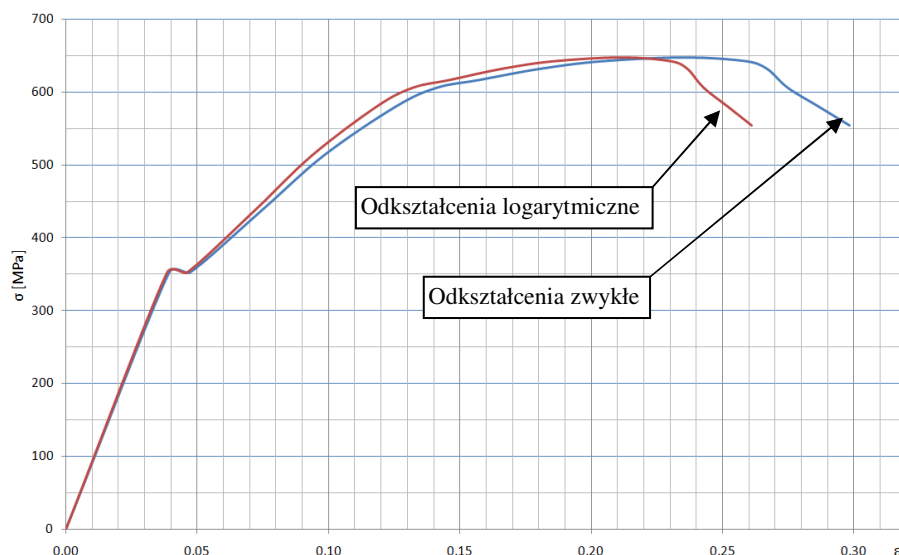


Rys. 5.13. *Próbka trójstopniowa z widocznym przewężeniem*

Przebiegi zmierzonych zależności siły od przemieszczenia przedstawia rys. 5.7. W próbce wyżarzonej zaobserwowano wyraźnie górną i dolną granicę plastyczności. Wynikały one bezpośrednio z wprowadzenia poprzez wyżarzanie dodatkowych płaszczyzn poślizgu, które spowodowały powstanie przystanku plastyczności. Siła konieczna do zapoczątkowania poślizgu jest większa niż siła potrzebna do kontynuowania poślizgu. Reasumując, można przyjąć, że wystąpienie takiego charakteru przystanku na granicy plastyczności, jest wywołane nagłym wzrostem ilości ruchomych dyslokacji na samym początku plastycznego płynięcia metalu. Przystanek taki występuje za każdym razem, kiedy wyjściowa gęstość ruchomych dyslokacji jest mała, przy równoczesnej możliwości znacznego ich rozmnożenia na początku plastycznego odkształcenia. Początkowy niedomiar ruchomych dyslokacji, może wynikać z wysokiej doskonałości budowy kryształu lub zakotwiczeniem istniejących dyslokacji [Kuli2003, Dobr2000].

W kryształach rzeczywistych ruchome dyslokacje mogą być zakotwiczone w różnym stopniu intensywności. Przy słabym zakotwiczeniu, płynięcie plastyczne rozwija się w wyniku łatwego ich zrywania bez generacji nowych. Jeśli dyslokacje są zakotwiczone silnie, to płynięcie odbywa się przez generację nowych dyslokacji. Granice ziaren w polikryształach ograniczają rozprzestrzenianie się płynięcia do chwili, gdy koncentracja naprężeń na końcu pasma poślizgu w jednym ziarnie wywoła plastyczne płynięcie w ziarnie sąsiednim. Rozprzestrzenianie się płynięcia w ziarnie sąsiednim wywołane jest przez zerwanie dyslokacji lub przez generację nowych dyslokacji.

Na rysunku 5.14 przedstawiono wykres zależności naprężeń od odkształceń. Naprężenia liczone były względem przekroju początkowego próbki zwykłej walcowej. Dane z wykresu umownego nie są precyzyjne i nie mogą być stosowane w programach korzystających z metody elementów skończonych, gdyż tam liczone są odkształcenia poszczególnych elementów. Określenie naprężeń rzeczywistych nie jest możliwe gdyż należałoby w każdej chwili procesu znać i zapisywać wartości siły i przekroju próbki. Określenie rzeczywistych odkształceń jest równie trudne, gdyż należałoby znać w każdej chwili trwania procesu przyrost pewnego minimalnego odcinka próbki w stosunku do początkowej wartości tego odcinka.



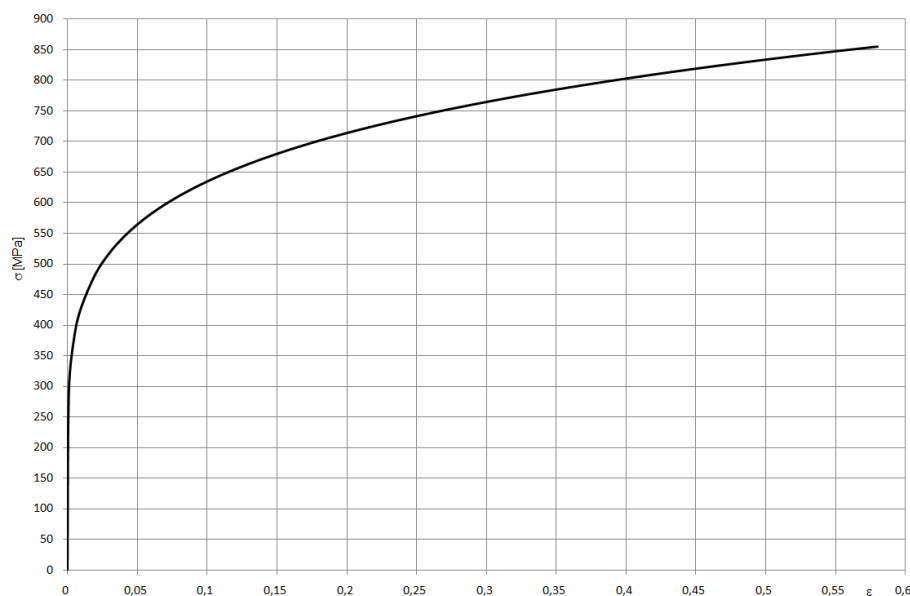
Rys. 5.14. Zależność odkształcenia od naprężeń dla dwóch wyliczonych odkształceń

Z próbek trójstopniowych natomiast określono bezpośrednio (rys. 5.15) całą charakterystykę materiałową dla równania $\sigma_p = K \cdot \epsilon^n$. Wychodząc ze wzoru 5.50 można obliczyć współczynnik n :

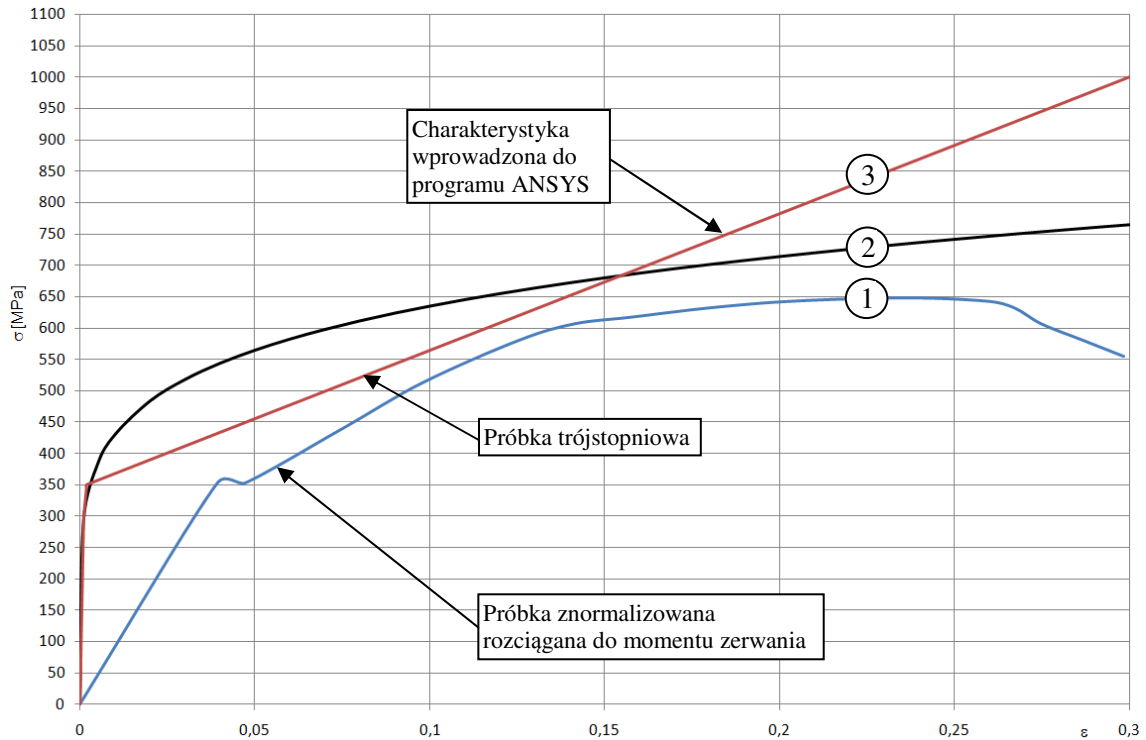
$$n = \frac{\ln\left(\frac{b_{C0} \cdot l_{C0} \cdot l_B}{b_{B0} \cdot l_{B0} \cdot l_C}\right)}{\ln\left[\frac{\ln\left(\frac{l_B}{l_{B0}}\right)}{\ln\left(\frac{l_C}{l_{C0}}\right)}\right]} = \frac{\ln\left(\frac{19,8 \cdot 20 \cdot 22,46}{18,18 \cdot 20 \cdot 20,952}\right)}{\ln\left[\frac{\ln\left(\frac{22,46}{20}\right)}{\ln\left(\frac{20,952}{20}\right)}\right]} = 0,1694, \quad (5.52)$$

oraz współczynnik K :

$$K = \frac{F_{max}}{b_{C0} \cdot g_0 \cdot \frac{l_{C0}}{l_C} \cdot \ln\left(\frac{l_C}{l_{C0}}\right)} = \frac{164000}{19,8 \cdot 307,9 \cdot \frac{20}{20,952} \cdot \ln\left(\frac{20,952}{20}\right)} = 938 \text{ [MPa]}. \quad (5.53)$$



Rys. 5.15. Charakterystyka materiałowa stali 40H po wyżarzaniu normalizującym sporządzona na podstawie rozciągania próbek trójstopniowych



Rys. 5.16. Przebiegi zależności naprężenia od odkształcenia wyznaczone i szacowane

Na rysunku 5.16 zamieszczono wszystkie wykresy obliczone jak i teoretyczne. Linia nr 1 przedstawia zależność wyznaczoną z próbki walcowej znormalizowanej rozciąganej do momentu zerwania. Linia nr 2 przedstawia zależność obliczoną na podstawie próbek trójstopniowych z parametrów (5.52) i (5.53). Jest to zależność bardziej dokładna niż obliczana na podstawie znormalizowanej próbki. Linia nr 3 określa natomiast zależności rzeczywiste wprowadzane do programu ANSYS. Są one niekiedy większe bądź mniejsze ze względu na to, że modele te nie uwzględniają anizotropii płaskiej, która w znacznym stopniu wpływa na umocnienie materiału. Dlatego trzeba rekompensować to odniesieniem do rzeczywistych naprężeń materiału, mimo tego, że te naprężenie jest wyznaczone szacunkowo na podstawie porównania wstępnych badań numerycznych z eksperymentalnymi.

4. Charakterystyka modelu materiałowego Cowper'a – Symonds'a

Do przeprowadzenia symulacji komputerowych zostanie wykorzystany model materiałowy sprężysto/lepko - plastyczny Cowper'a-Symonds'a. Na potrzeby niniejszej rozprawy zastosowano model ten po raz pierwszy w kraju. Uwzględnia on powstawanie wyłtywek i wióra a także odrywanie się jego od podłoża oraz umożliwia przewidywanie jakości powierzchni po obróbce. W modelu wykorzystuje się warunek plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego oraz stowarzyszone prawo płynięcia. Model Cowper'a-Symonds'a uwzględnia mieszane: izotropowo-kinematyczne ($\beta = 1$), lub kinematyczne ($\beta = 0$) wzmocnienie plastyczne oraz wpływ intensywności prędkości odkształcenia plastycznego, według zależności potęgowej [Ansy2007]:

$$\sigma_p = \left[1 + \left(\frac{\dot{\phi}_z^{(p)}}{C} \right)^m \right] (R_e + \beta \cdot E_p \cdot \phi_z^{(p)}), \quad (5.54)$$

gdzie:

- β – jest parametrem umocnienia,
- R_e – początkowa, statyczna granica plastyczności [MPa],

$\dot{\varphi}_z^{(p)}$ – prędkość zastępczych odkształceń plastycznych [s^{-1}],

C – parametr materiałowy określający wpływ prędkości odkształcenia plastycznego [s^{-1}],

$m = 1/P$ – stała materiałowa określająca wrażliwość materiału na prędkość odkształcenia plastycznego,

$\varphi_z^{(p)}$ [-] – intensywność odkształcenia plastycznego,

$E_p = \frac{E_T \cdot E}{E - E_T}$ – parametr materiałowy zależny od modułu umocnienia plastycznego

$E_T = \partial \sigma_p / \partial \varphi_z^{(p)}$ i modułu sprężystości Younga E .

Dla modelu materiałowego Cowper'a-Symonds'a z umocnieniem liniowym (rys. 5.16 linia bordowa) dla stali 40H wyznaczono następujące współczynniki:

$E = 210$ [GPa] – moduł Younga,

$\nu = 0,30$ [-] – liczba Poissona,

$\rho = 7950$ [kg/m^3] – gęstość stali,

$R_e = 350$ [MPa] – granica plastyczności,

$E_T = 1050$ [MPa] – moduł umocnienia,

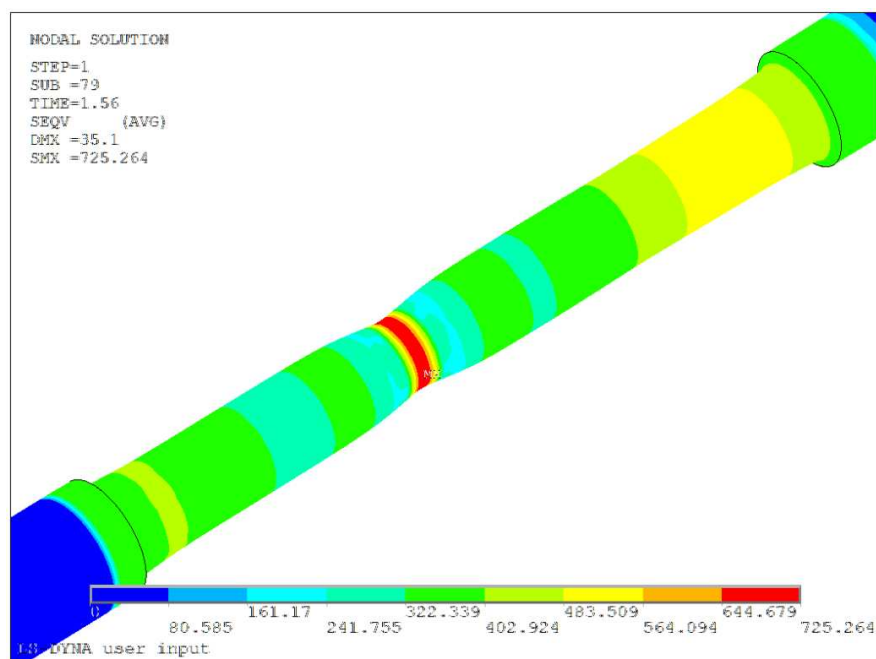
$\varepsilon_f = 0,65$ [-] – odkształcenie graniczne (ang. failure strain),

$C = 40$ [s^{-1}],

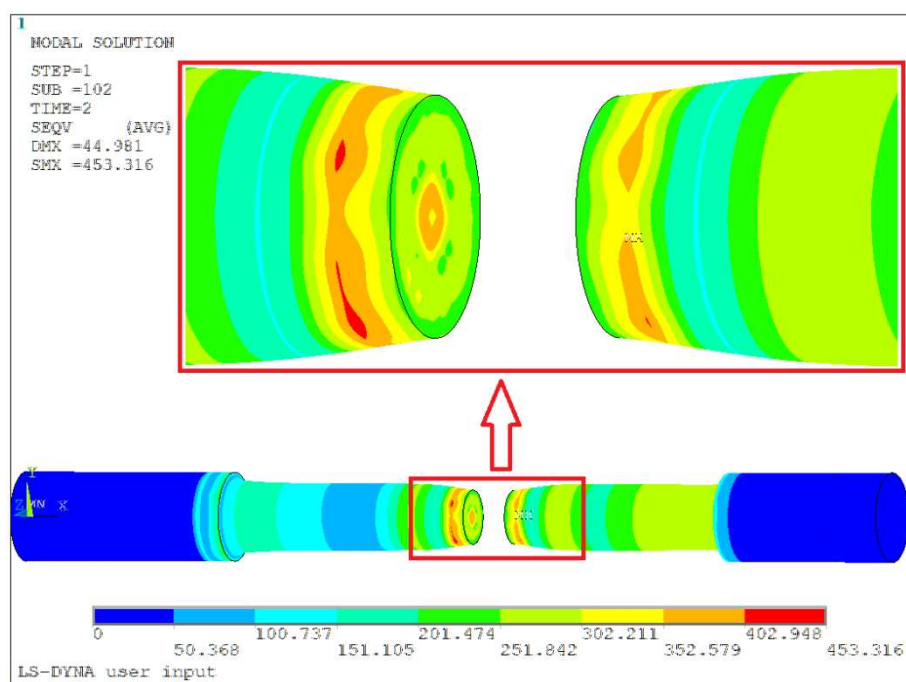
$P=5$, $m = 1/5$.

5. Weryfikacja numeryczna modelu materiałowego

W celu weryfikacji wyznaczonych parametrów materiałowych przeprowadzono analizę numeryczną rozciągania próbki walcowej znormalizowanej. Skrypt autorskiej aplikacji do obliczeń w programie ANSYS/LS-Dyna zamieszczono w załączniku Z.1. Jako dane wejściowe do symulacji wprowadzono wcześniej wyznaczone z eksperymentu parametry materiałowe dla modelu potęgowego. Na rysunkach 5.17÷19 przedstawiono wybrane etapy podczas rozciągania próbki. Rys. 5.17 przedstawia już etap formowania się tzw. „szyjki”. Jest on kolejnym etapem po etapie sprężystego odkształcania. Nastąpiło płynięcie materiału i formowanie się przewężenia. Po nim następuje już plastyczne umacnianie się materiału. W momencie powstania przewężenia tzw. „szyjki” występuje koncentracja naprężeń w tymże obszarze. Zdolność umocnienia materiału nie jest już na tyle duża żeby pokonać ubytek szerokości i grubości materiału (rys. 5.17). Po przekroczeniu dopuszczalnych odkształceń następuje zerwanie próbki w jej najmniejszym przekroju (rys. 5.18). Przy czym największe naprężenia występują pod powierzchnią próbki w miejscu zerwania. To właśnie w tym obszarze następuje najpierw pęknięcie. Dopiero wtedy przemieszcza się ono na zewnątrz próbki.

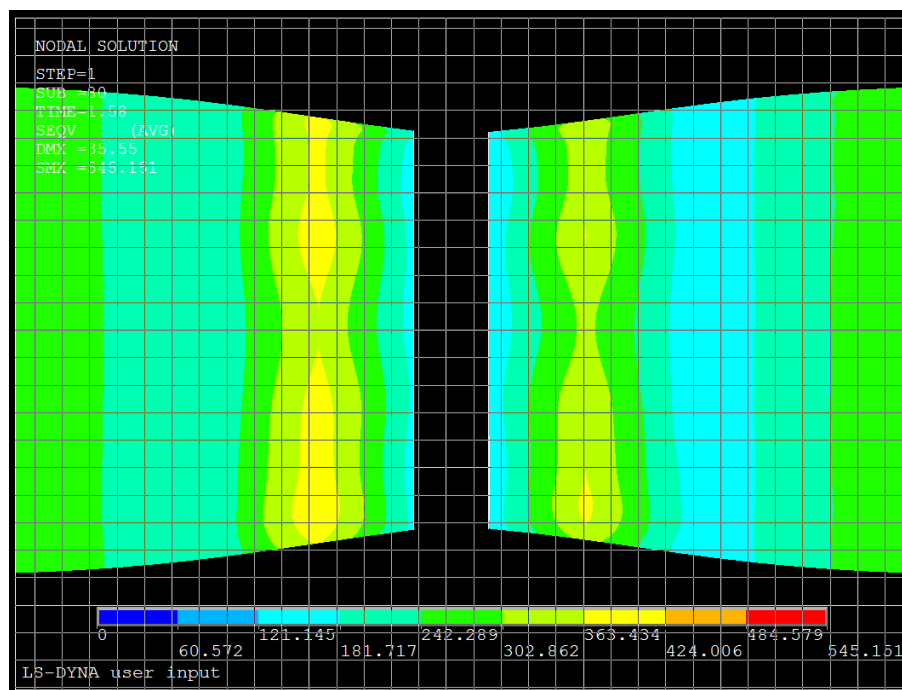


Rys. 5.17. Widok powstałej szyjki podczas symulacji procesu rozciągania próbki walcowej tuż przed zerwaniem i widoczna koncentracja naprężeń w najmniejszym przekroju próbki



Rys. 5.18. Etap zerwania próbki walcowej podczas rozciągania

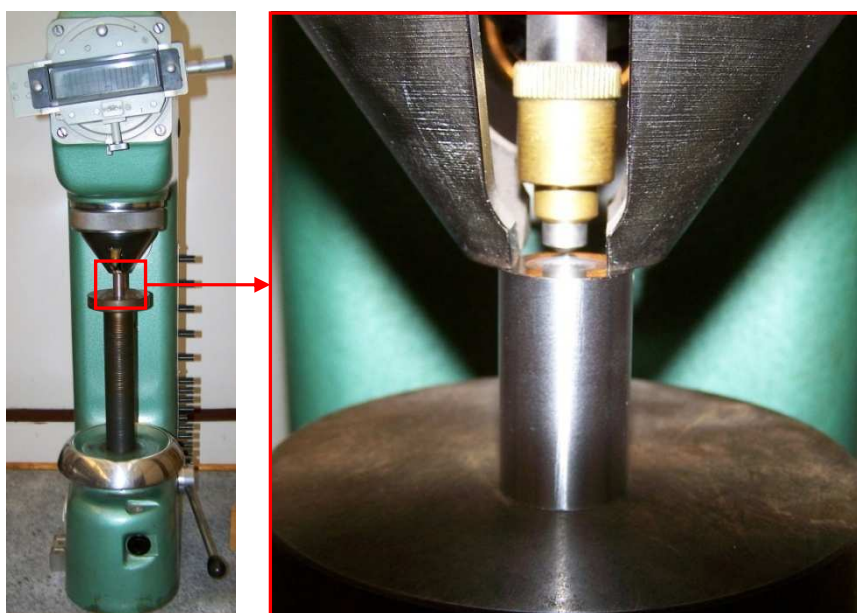
Przeprowadzono także numeryczny pomiar długości próbki po zerwaniu. W tym celu naniesiono siatkę o skoku 1 mm (rys. 5.19). Uzyskano całkowitą długość części pomiarowej równą 14,5 [mm], natomiast wynik uzyskany z eksperymentu to 14,98 [mm], czyli wyniki są zgodne ze sobą na poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Świadczy to o poprawności opracowanego modelu i aplikacji numerycznej.



Rys. 5.19. Numeryczny pomiar średnicy zerwanej próbki

6. Pomiar twardości

Na potrzeby pracy przeprowadzono również pomiar twardości metodą Vickersa (rys. 5.20) zgodnie z normą PN-EN ISO 6507. Pomiar polegał na wciskaniu diamentowego węgelnika o podstawie kwadratu w kształcie ostrosłupa o kącie wierzchołkowym 136° . Twardość w metodzie Vickersa określamy m. in. obliczając stosunek siły wciskającej węgelnik w badany materiał do pola powierzchni bocznej odcisku. Można ją również odczytać z tablic dla wyliczonej przekątnej rombu i znanej siły wciskającej. Badanie twardości przeprowadzono na przygotowanej specjalnie próbce w kształcie walca ze stali 40H poddanej wyżarzaniu normalizującym.



Rys. 5.20. Widok twardościomierza typ HPO-250 wraz z próbką użytą w badaniu

Zadane obciążenie wynosiło 294 [N] (HV30). Dokonano trzech prób dla których średnia arytmetyczna wartości długości przekątnych odcisku wyniosła $d = 0,467$ [mm]. Czas wciskania węgelnika to 15 [s]. Obliczona ze wzoru (5.55) twardość wyniosła:

$$HV = 0,102 \frac{2F \sin \frac{\alpha}{2}}{d^2} \approx 0,1891 \frac{F}{d^2} = 254,9 \left[\frac{N}{mm^2} \right], \quad (5.55)$$

gdzie:

F – całkowita siła obciążająca węgelnik [N],

d – średnia arytmetyczna wartości długości przekątnych odcisku d_1 i d_2 [mm].

Wartość tą zweryfikowaną z danymi z tablic. Dla przekątnej $d = 0,467$ [mm] i siły $F = 294$ [N] odczytana twardość wyniosła $HV = 255$.

7. Podsumowanie i wnioski z estymacji parametrów modelu materiałowego dla wybranych gatunków stali

W rozdziale przedstawiono modele matematyczne dynamicznych naprężeń uplastyczniających materiały metalowe a także metodę wyznaczania nieliniowych charakterystyk materiałowych. Estymacja parametrów materiałowych umożliwiła opracowanie parametrów dla dwóch modeli materiałowych: podwójnie liniowego i potęgowego. Modele te charakteryzowały się różnym stopniem złożoności. Wszystkie modele charakteryzowały się brakiem wpływu temperatury na stany odkształceń i naprężeń (izotermiczne). Model podwójnie liniowy oraz model potęgowy dodatkowo charakteryzowały się tym, że materiał we wszystkich kierunkach wykazywał te same właściwości (izotropowość). Przeprowadzona analiza numeryczna rozciągania próbki walcowej zwykłej, dla uzyskanych z eksperymentu parametrów materiałowych, potwierdziła prawidłowe opracowanie tych parametrów. Uzyskano identyczne wartości średnic po zerwaniu z wyników numerycznych jak i eksperymentalnych.

Opracowanie parametrów materiałowych dla dwóch modeli miało na celu porównanie uzyskanych dla nich wyników symulacyjnych przedstawionych w rozdziale VI oraz określenie wpływu przyjętych uproszczeń na dokładność wyników.

Określone parametry materiałowe zostaną wykorzystane jako dane wejściowe w programie ANSYS/LS-Dyna. Precyzyjne określenie tych parametrów wpłynie znacząco na zwiększenie dokładności wyników z symulacji komputerowych. Do analizy zastosowano model materiałowy Cowper'a-Symonds'a uwzględniający wpływ prędkości odkształceń na wartość naprężeń.

Rozdział VI

ANALIZY NUMERYCZNE PROCESU PRZEMIESZCZANIA KLINA

1. Wprowadzenie

Ciągły wzrost wymagań, co do jakości wyrobów skrawanych i nagniatanych spowodował zwiększenie liczby czynników, jakie należy wziąć pod uwagę podczas ich projektowania. Dlatego też, dla możliwie wiernego modelowania ww. procesów wykorzystuje się metodę elementów skończonych MES. Dzięki postępowi w dziedzinie sprzętu komputerowego i oprogramowania stosowanie MES jest łatwiejsze i efektywniejsze. Programy MES, wykorzystujące jawne całkowanie równań ruchu względem czasu, stały się bardzo popularne w zastosowaniu do symulacji procesów dynamicznych. Programy jawne charakteryzują się dużą efektywnością rozwiązania na pojedynczym kroku przyrostowym i małymi wymaganiami pamięci. Nieiteracyjny algorytm rozwiązania jest niezawodny w działaniu. Aczkolwiek z powodu warunkowej stabilności numerycznej jawnego schematu całkowania długość kroku całkowania jest ograniczona i konieczne jest stosowanie dużej liczby kroków całkowania, to jednak w przypadku dużych modeli obliczeniowych zalety tej metody przeważają nad jej wadami i to czyni tę metodę popularną w zastosowaniu do rzeczywistych procesów.

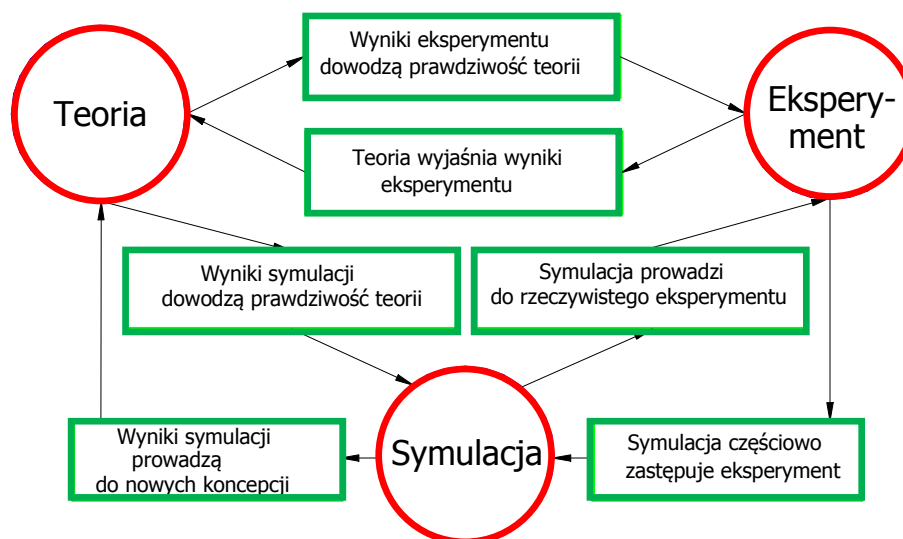
Rozwijana przy współudziale autora i prezentowana w niniejszej pracy aplikacja w systemie ANSYS spełnia w pełni zaawansowane wymagania stawiane przez praktyków i może być z powodzeniem wykorzystywana do symulacji rzeczywistych procesów skrawania (mikroskrawania) i nagniatania ślizgowego. W niniejszym rozdziale są zawarte przykładowe symulacje numeryczne pokazujące możliwości aplikacji. Konkurencja i coraz większe wymagania techniczne i ekonomiczne prowadzą do poszukiwania nowych rozwiązań technologicznych i nowych materiałów, które wymagają opracowania nowych modeli teoretycznych i implementowania ich w programie numerycznym. W niniejszym rozdziale przedstawiono praktyczne zastosowanie aplikacji do modelowania i symulacji procesów skrawania (mikroskrawania) i nagniatania ślizgowego gładkościowego.

2. Symulacja komputerowa

Symulacja (łac. *simulatio* - udawanie) jest to sztuczne odtwarzanie np.: w warunkach laboratoryjnych; często za pomocą maszyn matematycznych właściwości danego obiektu, zjawiska lub przestrzeni występujących w naturze, lecz trudnych do obserwowania, zbadania, powtórzenia czy zmierzenia. Symulacja umożliwia prowadzenie pomiarów, badań, nauki, treningów w wybranym miejscu i czasie bez potrzeby budowania czasami bardzo kosztownego stanowiska. Termin ten stosowany jest coraz szerzej i obejmuje dziedziny takie jak fizyka, chemia, matematyka, ekonomia i biologia.

Modelowanie matematyczne stało się narzędziem badawczym w wielu dziedzinach naukowo-technicznych. Symulacje komputerowe wykorzystują stratedzy wojskowi, twórcy filmów, synoptycy czy też naukowcy w badaniach podstawowych, a inżynierowie w badaniach poznawczych, przy identyfikacji i analizie złożonych obiektów technologicznych. Znacznie tańszym rozwiązaniem przy badaniu wpływu zmian parametrów ujętych w modelu na przebieg symulowanego procesu jest modelowanie, a niżeli równoważne badania przy użyciu modeli fizycznych w skali laboratoryjnej czy też odpowiedniego programu eksperymentalnego przy wykorzystaniu instalacji przemysłowych.

Cechą symulacji jest tworzenie modelu systemu rzeczywistego. Model taki bywa zwykle uproszczony, gdyż często świadomie zaniebawane są czynniki mające niewielki wpływ na badany obiekt. Najwierniejsze ujęcie rzeczywistości jest możliwe dzięki zastosowaniu maszyn cyfrowych. Zebrane w trakcie symulacji komputerowych informacje pozwalają poznać badane zjawiska z pominięciem budowania rzeczywistych systemów i przeprowadzania kosztownych eksperymentów. Symulacja komputerowa jest metodą badawczą stanowiącą połączenie między teorią a eksperymentem, nazywaną przez to często eksperymentem komputerowym. Powiązanie teorii, eksperymentu i symulacji zjawisk przedstawia schemat zamieszczony na rys. 6.1.



Rys. 6.1. Schemat obrazujący relację między teorią, eksperymentem i symulacją

Ostatnie lata rozwoju komputeryzacji przyniosły również rozwój technik modelowania opartych na najnowszej wiedzy teoretycznej badanych zjawisk i wyszukanych numerycznych metodach rozwiązania równań opisujących te zjawiska.

3. Analiza numeryczna

Analiza numeryczna jest cennym narzędziem pozwalającym na rozszerzenie przedziału czasu i poznanie zjawisk, których badanie eksperymentalne jest wykluczone. Przeprowadzenie analizy numerycznej możliwe jest nawet dla bardzo skomplikowanych modeli matematycznych, także przy braku znajomości warunków brzegowych, zwłaszcza w obszarach kontaktu. Zwiększenie dokładności i efektywności procesu oraz jakości wyrobu przy jednoczesnym zmniejszeniu kosztów cięcia powoduje, że coraz częściej zachodzi potrzeba rozwiązywania problemów trudnych lub niemożliwych do rozwiązania na drodze eksperymentalnej. Są to głównie zjawiska występujące w niezwykle małych obszarach, przebiegające z wysokimi prędkościami, trwające bardzo krótko,

a decydujące o wynikach procesu skrawania (mikroskrawania) czy nagniatania ślizgowego. Do problemów takich należą w szczególności:

- tarcie, przyleganie i poślizg,
- odkształcenia, naprężenia i temperatura przedmiotu obrabianego,
- zmienność właściwości materiału obrabianego,
- pękanie materiału.

Analiza numeryczna pozwala również na określenie:

- wpływu na jakość technologiczną wyrobu: rodzaju materiału i jego stanu, geometrii narzędzi,
- wpływu warunków procesu technologicznego na stan odkształceń, naprężeń i temperatur w przedmiocie,
- kształtów wypyłek, wiórów, jakości powierzchni obrobionej.

Istnieje wiele programów wykorzystujących metodę elementów skończonych wspomagających prace inżynierskie w zakresie CAD, CAM, CIM i CAE. Przykładowe z nich, służące do wspomagania procesu obliczeń inżynierskich (CAE), to: FEMAP, ABAQUS, ANSYS, ADYNA, ADAMS, COSMOS/M, MSC/NASTRAN.

Do analizy procesu skrawania (mikroskrawania) i nagniatania ślizgowego zastosowano program *ANSYS/LS-Dyna* firmy SWANSON ANALYSIS SYSTEMS Inc. Jest to jeden z wielu produktów komercyjnych umożliwiających analizę różnorodnych procesów. O wyborze tego oprogramowania zadecydowało przede wszystkim to, że użytkownik ma znaczny wpływ na proces modelowania, wybór algorytmów, możliwość ustawiania wielu opcji. Brak wielu automatycznych ustawień powoduje, że oprogramowanie to nie jest zbyt wygodne dla inżyniera, lecz niezwykle przydatne dla pracy naukowej, gdzie niejednokrotnie wymaga się niestandardowego podejścia do problemu.

Program zawiera specjalistyczne moduły, z których najczęściej używanym jest ANSYS/Multiphysics. Umożliwia on dokonywanie liniowych i nieliniowych analiz z uwzględnieniem takich zjawisk, jak: duże odkształcenia, zjawiska kontaktowe, izotropowa/anizotropowa plastyczność, lepko-plastyczność, umocnienie, pełzanie, pękanie właściwości materiałowe zależne od temperatury itd. Można dokonywać analizy stałych i zmiennych w czasie pól temperatur z uwzględnieniem konwekcji, przewodnictwa cieplnego, promieniowania, zmiany fazy oraz pól z równoczesnym uwzględnieniem wpływu sił i temperatur czy naprężeń termicznych.

W całym procesie modelowania i analizy z zastosowaniem programu ANSYS można wyróżnić trzy następujące etapy: modelowanie, rozwiązywanie oraz opracowanie i edycja wyników. Do wprowadzania danych do obliczeń używa się preprocesora, który umożliwia modelowanie ciał stałych i ich podział elementami skończonymi oraz definiowanie danych niezbędnych do analizy, jak: właściwości geometryczne, stałe, właściwości materiałowe, odkształcenia, obciążenia początkowe itd., a także korzystanie z istniejącej bazy danych. W preprocesorze użytkownik tworzy geometrię konstrukcji podobnie jak w systemach CAD oraz generuje siatkę elementów skończonych. Program umożliwia również transfer modeli stworzonych we wszystkich popularnych systemach CAD. Przy statycznych i termicznych analizach możliwe jest stosowanie metody adaptacyjnej (tzw. h-method), pozwalającej na automatyczne poprawianie siatki (np. zagęszczanie w obszarach o dużych nieliniowościach), tak, aby błąd nie przekroczył zadanej wartości.

Kolejny etap to rozwiązanie otrzymanych układów równań (solver). Należy wskazać typ zagadnienia, a następnie określić typ analizy i jej szczegółowe opcje. Wprowadza się dane dotyczące różnego rodzaju obciążeń (np. powierzchniowe, punktowe, masowe, bezwładnościowe), jak i warunków brzegowych (utwierdzenia, stopnie swobody poszczególnych węzłów, warunki symetrii i antysymetrii).

Do edycji wyników analizy używa się postprocesorów. Najbardziej charakterystyczną dla analizy MES postacią są różnego rodzaju kolorowe mapy rozkładu naprężeń, odkształceń,

przemieszczeń itp., przebiegi momentów zginających, sił normalnych i tnących oraz temperatury. Grafika programu pozwala przedstawić obiekt izometrycznie lub w perspektywie, pokazywać wybrane jego fragmenty, krawędzie oraz tworzyć wykresy płaskie dla danych wejściowych i wyników obliczeń. Oprócz tego możliwa jest prezentacja różnych wielkości w postaci izolinii, wektorów lub zapis w trybie tekstowym do pliku żądanych wielkości dla odpowiednich węzłów, elementów itp. Inną funkcją jest wykonywanie na wynikach analizy różnych działań algebraicznych, obliczania pochodnych, całek oraz sporządzanie wykresów na ścieżkach, prezentujących zmienność wartości danej wielkości fizycznej wzdłuż wskazanej ścieżki w modelu (w kolejnych węzłach).

3.1. Opis aplikacji w systemie ANSYS

Na potrzeby niniejszej rozprawy opracowano ponad 500 aplikacji w systemie ANSYS do symulacji procesów skrawania (mikroskrawania), nagniatania ślizgowego i zjawisk w nich zachodzących. Czasochłonność obliczeń jednej aplikacji wynosi około 8 godzin dla geometrii 2D, natomiast dla 3D około 20 godzin. Przykładowe makra napisane w języku APDL dla mikroskrawania i nagniatania ślizgowego w dwumyrmiarze i trójwymiarze zestawiono w załączniku Z.1. Opracowane w niniejszej rozprawie aplikacje w systemie ANSYS umożliwiają kompleksową analizę czasową stanów deformacji (przemieszczeń, odkształceń) i naprężeń, występujących w obiekcie z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej i fizycznej w dowolnej chwili trwania procesu. Możliwa jest pełna analiza dla następujących danych:

- dowolna geometria narzędzia (np. noża tokarskiego, kształtu elementu nagniatającego), przedmiotu, a także ich zmienności w trakcie realizacji procesu, np. pękanie i kruszenie się materiału, zużycie narzędzi,
- dowolnego materiału przedmiotu (dowolny moduł Younga, współczynnik Poissona, początkowa granica plastyczności, moduł umocnienia, wrażliwość na prędkość odkształcenia, wartość odkształcenia granicznego, itp.), stanu powierzchni i stanu fizycznego stref warstwy wierzchniej po obróbkach poprzedzających
- dowolnego sposobu utwierdzenia przedmiotu,
- różnych warunków tarcia w obszarze kontaktu,
- dowolnego przemieszczenia poziomego i pionowego narzędzia w czasie.
- dowolnej prędkości i posuwów.

Obliczenia numeryczne w systemie ANSYS realizowano według następującego algorytmu:

a) przygotowanie danych (PREPROCESOR):

- wybór metody obliczeń,
- wybór typów elementów skończonych,
- określenie geometrii narzędzia, przedmiotu itp.
- utworzenie punktów węzłowych,
- zdefiniowanie właściwości materiału obrabianego i narzędzia,
- generowanie siatki elementów skończonych,

b) obliczenia (SOLVER):

- według I metodyki: wprowadzenie warunków brzegowych,
- według II metodyki: wprowadzenie kontaktowych elementów skończonych: AUTO 2-D,
- określenie parametrów procesu (prędkości narzędzia, współczynnika tarcia itp.)

c) edycja wyników (POSTPROCESOR).

Symulacje komputerowe przeprowadzono m.in. dla następujących przypadków:

- badanie wpływu zagęszczenia siatki elementów skończonych i funkcji kształtu na odkształcenia i naprężenia w materiale obrabianym - uproszczenie modelu numerycznego procesu skrawania i nagniatania ślizgowego [Chod2006b],
- analiza wpływu wybranych parametrów materiałowych na stan naprężeń i odkształceń w materiale obrabianym [Chod2007c, Chod2007d],
- analiza wpływu wybranych parametrów technologicznych na stan naprężeń i odkształceń w materiale obrabianym [Chod2006b, Chod2006c, Chod2007a, Chod2009a, Chod2009c, Chod2007b],
- badanie wpływu szybkościowego szlifowania na stan naprężeń i odkształceń w materiale obrabianym [Chod2007c, Chod2008a, Chod2008c],
- badanie wpływu kształtu ziarna ściernego w procesie mikroskrawania na stan naprężeń i odkształceń w materiale obrabianym [Chod2006b, Chod2007a, Chod2007d, Chod2008b, Chod2009c],
- badanie zjawisk panujących w obszarze styku narzędzia z materiałem obrabianym podczas skrawania (mikroskrawania) i nagniatania ślizgowego [Chod2009b],
- badanie wpływu współczynnika tarcia na stany naprężeń i odkształceń w warstwie wierzchniej przedmiotu obrabianego [Chod2006a].

W niniejszej dysertacji przedstawiono wyniki dla przemieszczania pochylonego klina po podłożu sprężysto/lepko-plastycznym odzwierciedlającego dla małych wartości kąta nagniatanie ślizgowe a dla większych jego wartości – skrawania (mikroskrawania).

Celem przeprowadzonych analiz komputerowych jest:

- walidacja – sprawdzenie poprawności działania systemu komputerowego oraz słuszności zaimplementowanych rozważań teoretycznych poprzez porównanie rozwiązania komputerowego z wynikami badań eksperymentalnych,
- wyznaczenie czynników istotnie wpływających na przebieg procesu skrawania (mikroskrawania) i nagniatania ślizgowego oraz na jakość uzyskanego wyrobu.

Większość symulacji komputerowych zrealizowano dla płaskiego stanu odkształcenia i przestrzennego stanu naprężenia. Dla poszczególnych przypadków analizy numerycznej opracowano makra w języku *APDL* (*Ansys Parametric Design Language*), w celu sparаметryzowania wymiarów geometrycznych i materiałowych, co pozwala na łatwą jej modyfikację oraz zmianę parametrów modelu. W każdym z makr można dokonywać zmian wartości zadeklarowanych parametrów: wielkości geometryczne narzędzia i przedmiotu, parametry modelu materiałowego, współczynnik tarcia i inne.

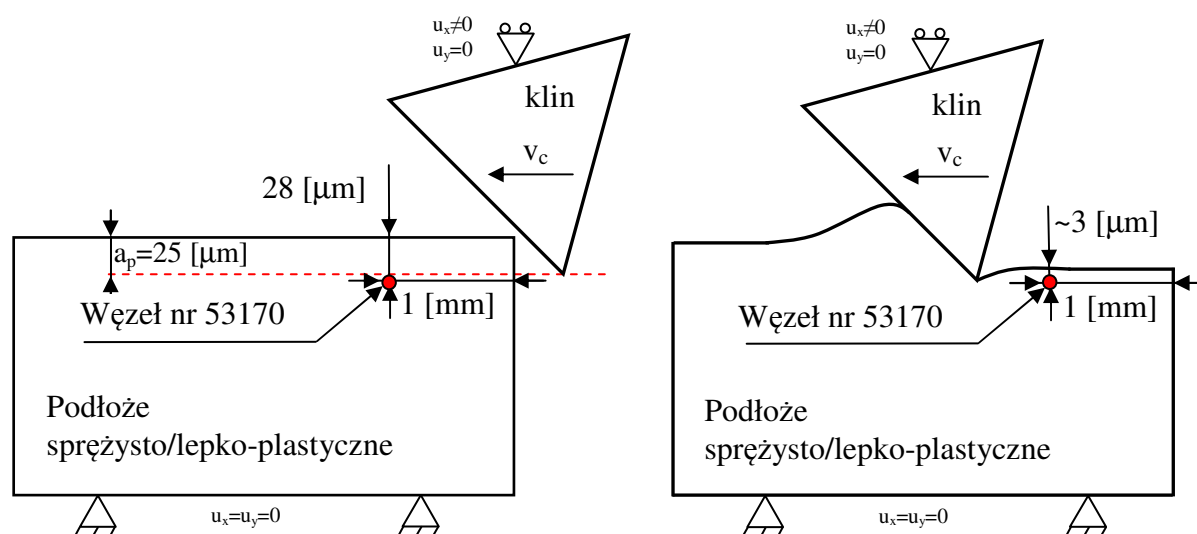
3.2. Analiza przemieszczania klina dla zagłębienia narzędzia 25 mikrometrów

W podrozdziale przedstawiono wyniki przemieszczania nieodkształcalnego klina ($E \rightarrow \infty$) po sprężysto/lepko-plastycznym podłożu posiadającego charakterystykę materiałową stali 40H (41Cr4) po wyżarzaniu normalizującym (rozdział V). Dla niego dobrano materiał nieliniowy Cowpera-Symonds'a, zależny od prędkości odkształceń, z granicznym odkształceniem powodującym niszczenie elementów skończonych. W modelu materiałowym przyjęto następujące parametry i ich wartości:

$\rho = 7830$	[kg/m ³] - gęstość materiału podłoża,
$E = 207$	[GPa] - moduł Younga,
$\nu = 0,27$	[-] - liczba Poissona,
$R_e = 310$	[MPa] - początkowa granica plastyczności,

$E_{tan} = 763$	[MPa]	- $E_{tan} = \frac{E_T E}{(E - E_T)}$ parametr materiałowy zależny od modułu umocnienia plastycznego $E_T = \frac{\partial \sigma_p}{\partial \varphi_z^{(p)}}$ i modułu umocnienia Young'a E ,
$C = 40$	[s ⁻¹]	- parametr materiałowy określający wpływ intensywności, prędkości odkształcenia plastycznego,
$P = 5$	[-]	- stała materiałowa określająca wrażliwość materiału na prędkość odkształcenia plastycznego,
$\varepsilon_f = 2,0$	[-]	- graniczne odkształcenie niszczące.

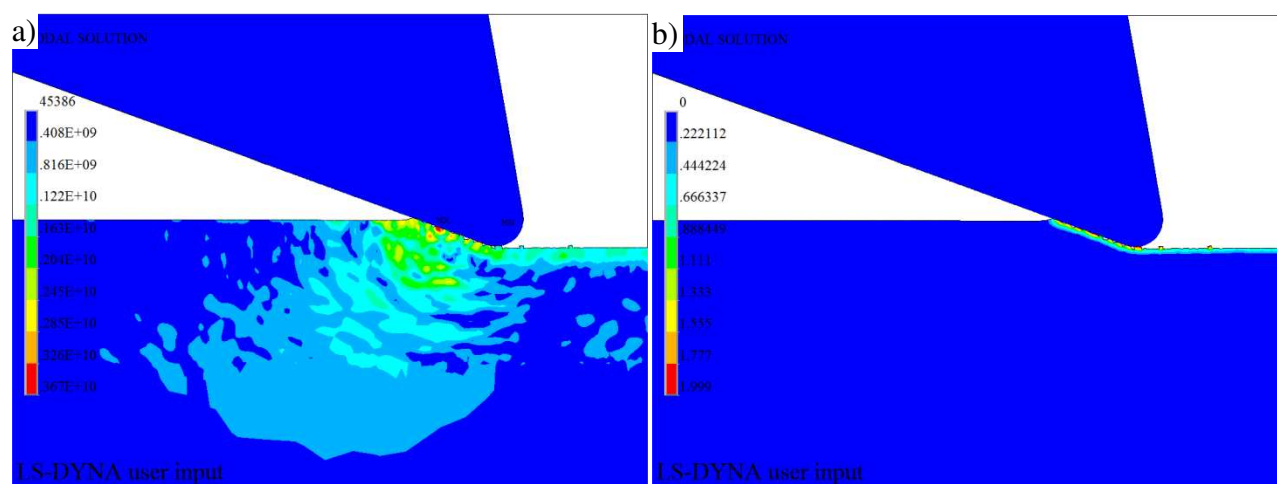
Wartość współczynnika tarcia statycznego wynosiła $\mu_s = 0,1$, współczynnika dynamicznego $\mu_d = 0,05$. Promień zaokrąglenia klina $r_n = 25 [\mu m]$, kąt wewnętrzny klina $\beta = 60 [^\circ]$, zagłębienie klina $a_p = 25 [\mu m]$, droga przebycia klina $s = 0,002 [m]$, czas symulacji $t = 0,0002 [s]$ co daje prędkość przemieszczania klina wynoszącą $v_c = 10 [\frac{m}{s}]$. Obiekt podzielono na 60000 elementów skończonych typu PLANE162, które zagęszczono w strefie kontaktu. Liczba ta wynika z przeprowadzonej wielokrotnie analizy wrażliwości dla różnych materiałów obrabianych. Dla stali 41Cr4 i zadanych wartości a_p i s liczba ta jest optymalną wartością. Przyjęto współczynnik kształtu $WK=1$ wynikający z przeprowadzonych własnych badań symulacyjnych i innych (Kałd2009, Bohd2009). Klin w obszarze kontaktu dyskretyzowano przy użyciu 18000 elementów skończonych. Badano wpływ pochylenia klina względem podłoża na rodzaj przebiegającej obróbki (mikroskrawanie bądź nagniatanie ślizgowe) a także na występujące odkształcenia i naprężenia. Zakres kąta natarcia wynosił $\gamma = -70 \div 10 [^\circ]$ z krokiem $5 [^\circ]$. Na wszystkich rysunkach dotyczących zrzutów ekranowych przedstawiono wybrane kroki z symulacji. Niektóre rysunki posiadają naniesioną siatkę o rozmiarze $5 \times 5 [\mu m]$ w celu lepszego zobrazowania wielkości utworzonej wyplýwki bądź wióra. Skala na rysunkach przedstawia wartości naprężeń Hubera–Mises'a–Hencky'ego i wyrażona jest w [Pa] bądź odkształceń Hubera–Mises'a–Hencky'ego (HMH) wyrażonych w liczbie bezwymiarowej [-]. Dla każdego kąta pochylenia klina zamieszczono również przykładowe przemieszczenie węzła po osi Y znajdującego się tuż pod warstwą obrobioną, znajdującego się w odległości dokładnie 1 [mm] od początku próbki. Poniżej przedstawiono wyniki przeprowadzonych symulacji dla różnych kątów natarcia γ . W każdej symulacji analizowane było przemieszczenie po osi Y tego samego węzła, którego numer i położenie ilustruje rys. 6.2.



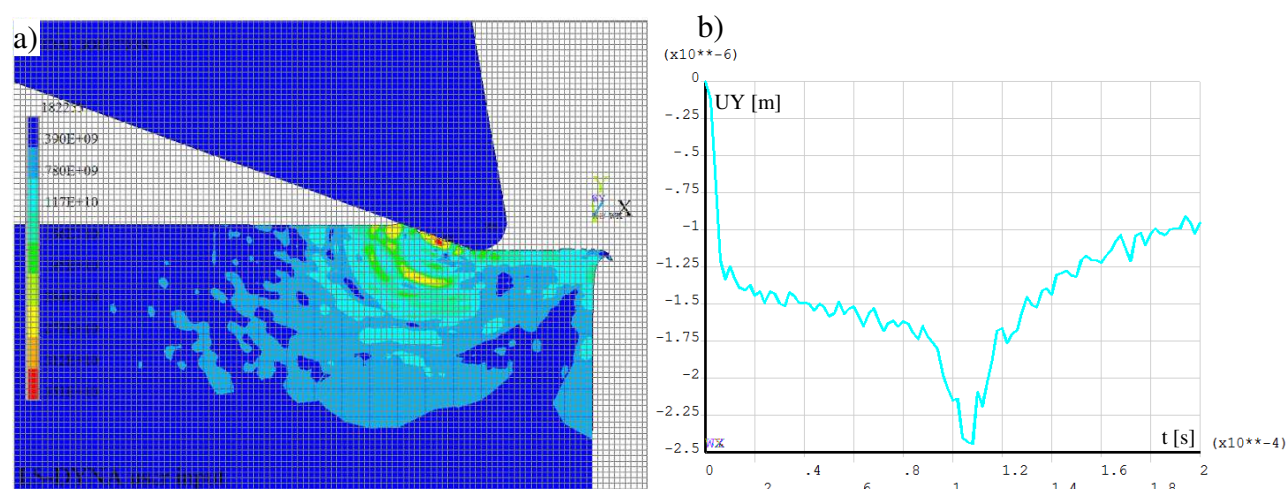
Rys. 6.2. Schemat obrazujący położenie analizowanego węzła nr 53170 przed i po obróbce dla $a_p = 25 [\mu m]$

Przypadek 1. Dane: zagłębienie $a_p = 25 [\mu\text{m}]$, kąt natarcia $\gamma = -70 [^\circ]$. Na rys. 6.3 przedstawiono mapy naprężeń i odkształceń dla $\gamma = -70 [^\circ]$. Dla tak dobranego kąta natarcia klina obserwujemy zjawisko tworzenia się wypłytki, bez tworzenia się wióra. Można porównać ten proces do nagniatania ślizgowego gładkościowego. Maksymalne wartości naprężeń HMH na wybranym kroku czasowym panują w obszarze styku klina z materiałem obrabianym i wynoszą $\sigma_{z,max} = 3670 [\text{MPa}]$. Największe odkształcenia panowały w miejscu kontaktu powierzchni natarcia klina z materiałem obrabianym i wynosiły $\varepsilon_{z,max} = 1,9$ (rys. 6.3b).

Z naniesionej siatki (rys. 6.4a) można odczytać, że wysokość utworzonej wypłytki wyniosła ok $5 [\mu\text{m}]$. Powstały zadziór w skutek dużego kąta natarcia miał wymiar ok. $20 [\mu\text{m}]$. Dla takiej konfiguracji klina naprężenia rozchodzą się w głąb materiału. Rys. 6.4b przedstawia wykres przemieszczenia węzła leżącego pod powierzchnią kontaktu w odległości $5 \times 10^{-6} [\text{m}]$ po osi Y. Wynika z niego, że w początkowej fazie procesu do ok. $0,8 \times 10^{-4} [\text{s}]$ następowało powolne przemieszczanie węzła wskutek zbliżania się narzędzia. W czasie $1,0 \times 10^{-4} [\text{s}]$ narzędzie znajdowało się dokładnie nad wybranym węzłem, stąd jego gwałtowne przemieszczenie na wartość $-2,5 \times 10^{-6} [\text{m}]$. Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie węzła materiału do wartości $-1,0 \times 10^{-6} [\text{m}]$. W porównaniu z wartością początkową wynik ten wskazuje na zgmiot WW rzędu $1,0 \times 10^{-6} [\text{m}]$.



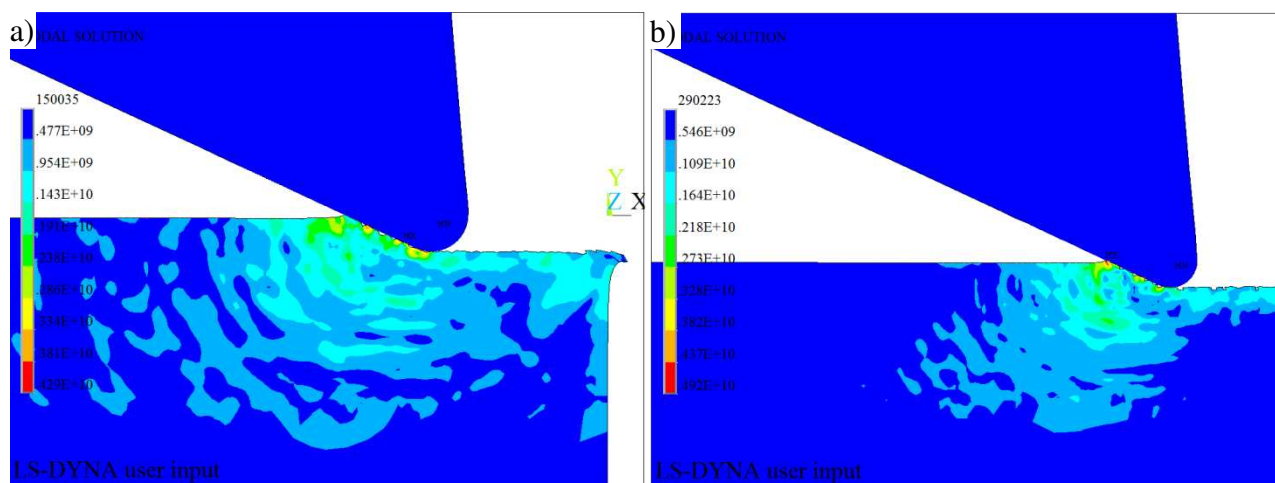
Rys. 6.3. Mapy naprężeń HMH (a) i odkształceń HMH (b) dla $\gamma = -70^\circ$



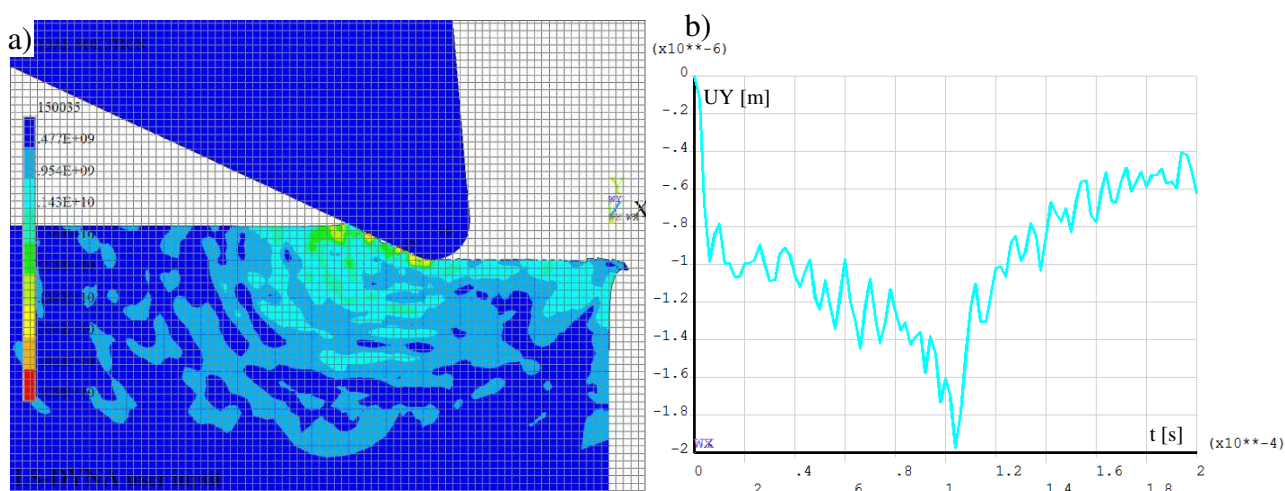
Rys. 6.4. Naniesiona siatka o rozmiarze $5 \times 5 [\mu\text{m}]$ (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Przypadek 2. Dane: $a_p = 25 [\mu\text{m}]$, $\gamma = -65 [^\circ]$. Na rys. 6.5 przedstawiono zrzuty ekranowe dla $\gamma = -65 [^\circ]$. Dla takiego kąta natarcia klina obserwujemy zjawisko tworzenia się wypłytki,

podobnie jak dla wartości $\gamma = -70$ [°]. Proces ten obrazuje nagniatanie ślizgowe gładkościowe. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze styku klina z materiałem obrabianym i wynoszą $\sigma_{z,max} = 4290$ [MPa] w początkowym stadium procesu (rys.6.5a).



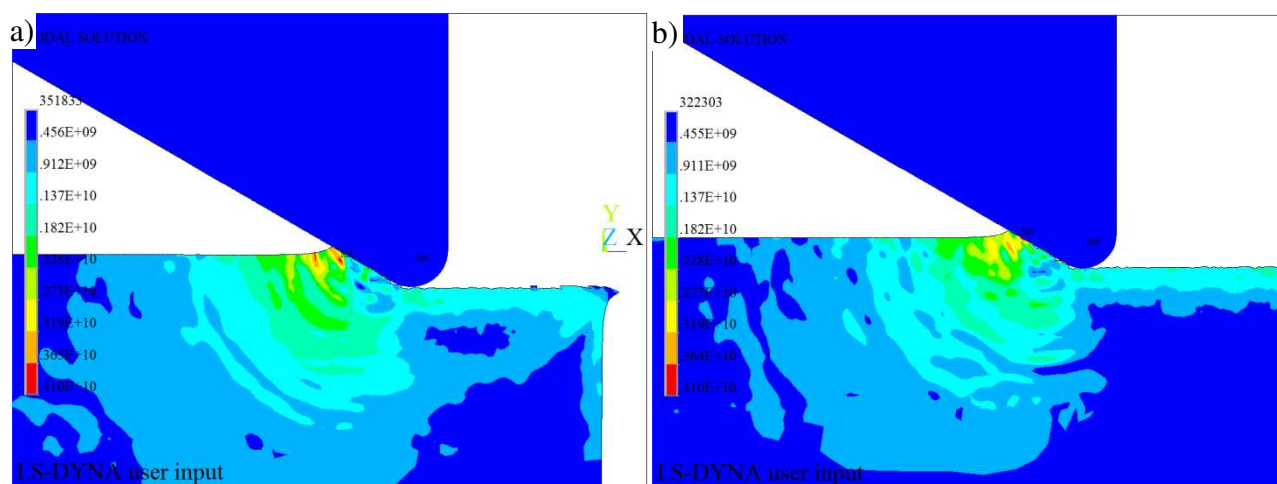
Rys. 6.5. Mapy naprężeń HMM dla początkowego (a) i końcowego (b) stadium procesu



Rys. 6.6. Naniesiona siatka o rozmiarze 5×5 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

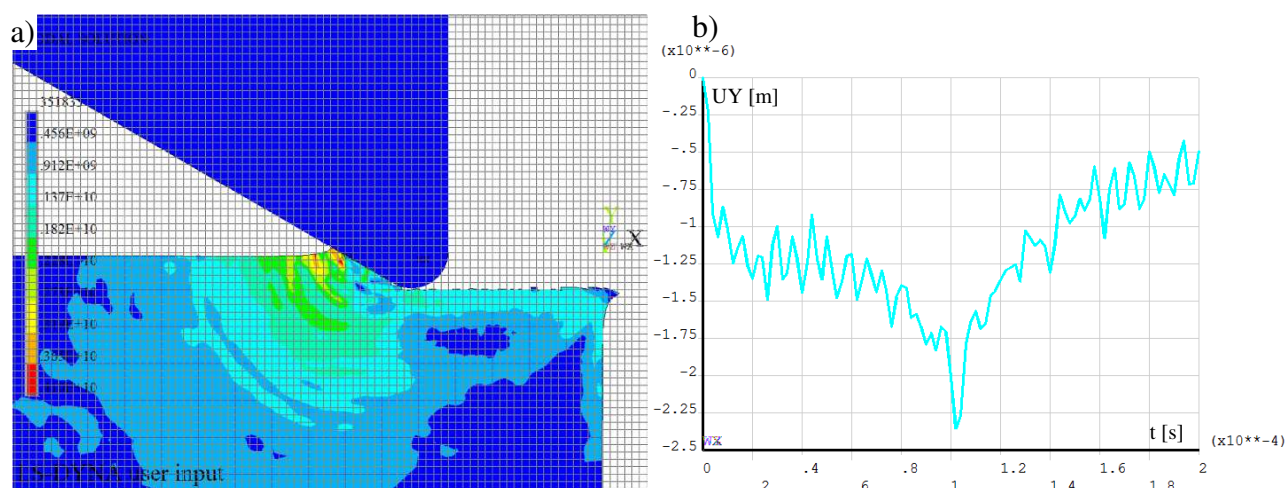
Z naniesionej siatki (rys. 6.6a) można odczytać, że wysokość utworzonej wypłytki wyniosła ok 5 [μm]. Powstały zadziór w skutek kąta natarcia miał wymiar ok. 15 [μm]. Dla takiego pochylenia klina naprężenia rozchodzą się przed narzędziem i w głąb materiału. Rys. 6.6b przedstawia wykres przemieszczenia węzła po osi Y. Wynika z niego, że do ok. $0,9 \times 10^{-4}$ [s] następowało powolne przemieszczanie węzła wskutek zbliżania się narzędzia. W czasie $1,0 \times 10^{-4}$ [s] narzędzie znajdowało się dokładnie nad wybranym węzłem, stąd jego szybsze przemieszczenie na wartość $-2,0 \times 10^{-6}$ [m]. Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie materiału (węzła) do wartości $-0,6 \times 10^{-6}$ [m]. W porównaniu z wartością początkową wynik ten wskazuje na zgniot WW rzędu ok. $0,5 \times 10^{-6}$ [m].

Przypadek 3. Dane: $a_p = 25$ [μm], $\gamma = -60$ [°]. Rys. 6.7 przedstawia proces tworzenia się wypłytki, charakterystyczny dla nagniatania ślizgowego. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze spiętrzania się materiału wypłytki i wynoszą $\sigma_{z,max} = 4100$ [MPa] (rys.6.7a). Fala naprężeń rozchodzi się przed ostrzem w głąb materiału.



Rys. 6.7. Widok naprężeń zastępczych Hubera-Mises'a-Hencky'ego dla: a) początkowego stadium procesu, b) końcowego stadium procesu

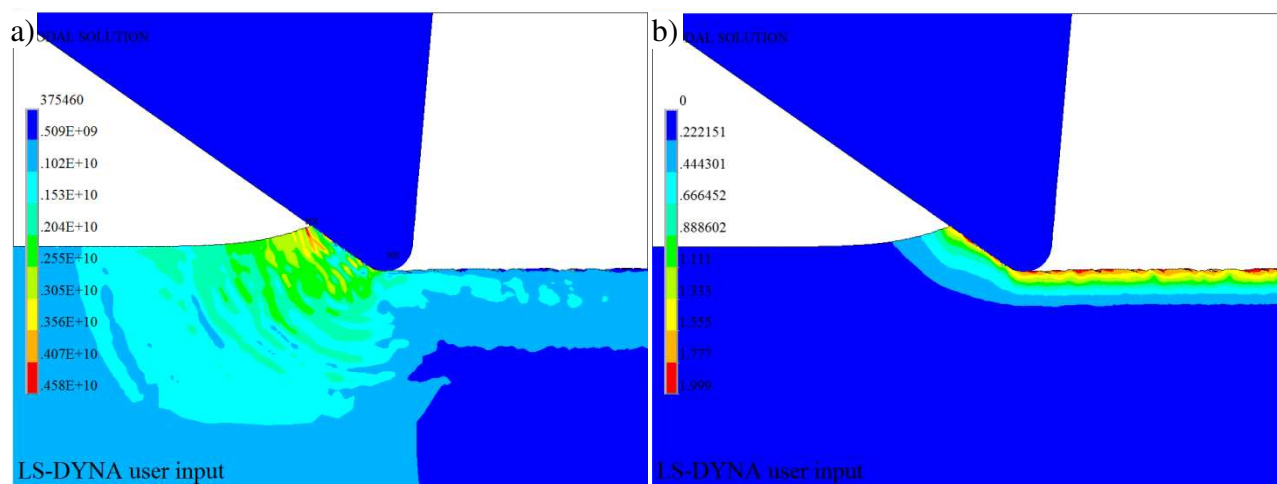
Ze skali na rys. 6.8a można odczytać, że wysokość utworzonej wypływki wyniosła ok 10 [μm]. Powstały zadziór miał wymiar ok. 10 [μm]. Rys. 6.8b przedstawia wykres przemieszczenia węzła i wynika z niego, że do ok. $0,9 \times 10^{-4}$ [s] następowało powolne przemieszczanie węzła wskutek zbliżania się narzędzia.



Rys. 6.8. Nanieśiona siatka o rozmiarze 5×5 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

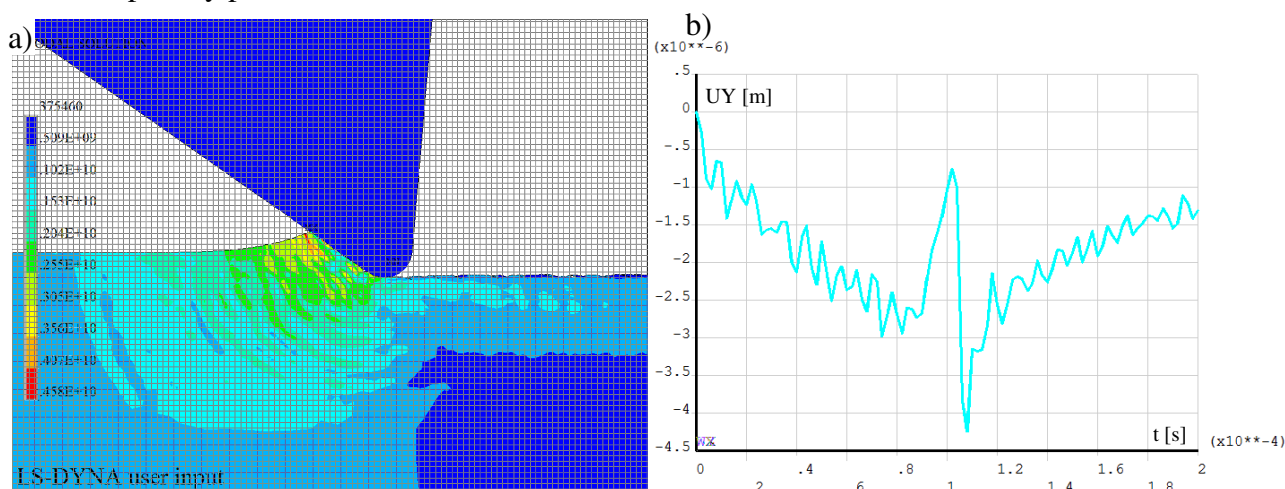
W czasie $1,0 \times 10^{-4}$ [s], podobnie jak dla powyższych przypadków, narzędzie znajdowało się dokładnie nad wybranym węzłem, stąd jego szybsze przemieszczenie na wartość $-2,3 \times 10^{-6}$ [m]. Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie materiału (węzła) do wartości $-0,5 \times 10^{-6}$ [m] i pozostało na tym poziomie do końca trwania symulacji.

Przypadek 4. Dane: $a_p = 25$ [μm], $\gamma = -55$ [$^\circ$]. Rys. 6.9 przedstawia tworzenie się wypływki. Proces ten trwał przez cały czas trwania symulacji. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze spiętrzania się materiału wypływki i wynoszą $\sigma_{z,max} = 4580$ [MPa] (rys.6.9a). Fala intensywności naprężeń rozchodzi się przed ostrzem w głąb materiału. Rys. 6.9b przedstawia rozkład odkształceń w materiale obrabianym. Maksymalne wartości panowały w WW wynosiły $\varepsilon_{z,max} = 1,9$. W miarę przechodzenia w głąb materiału wartości odkształceń malały do wartości ok. $\varepsilon = 0,6$.



Rys. 6.9. Mapy naprężeń HMM (a) i odkształceń HMM (b)

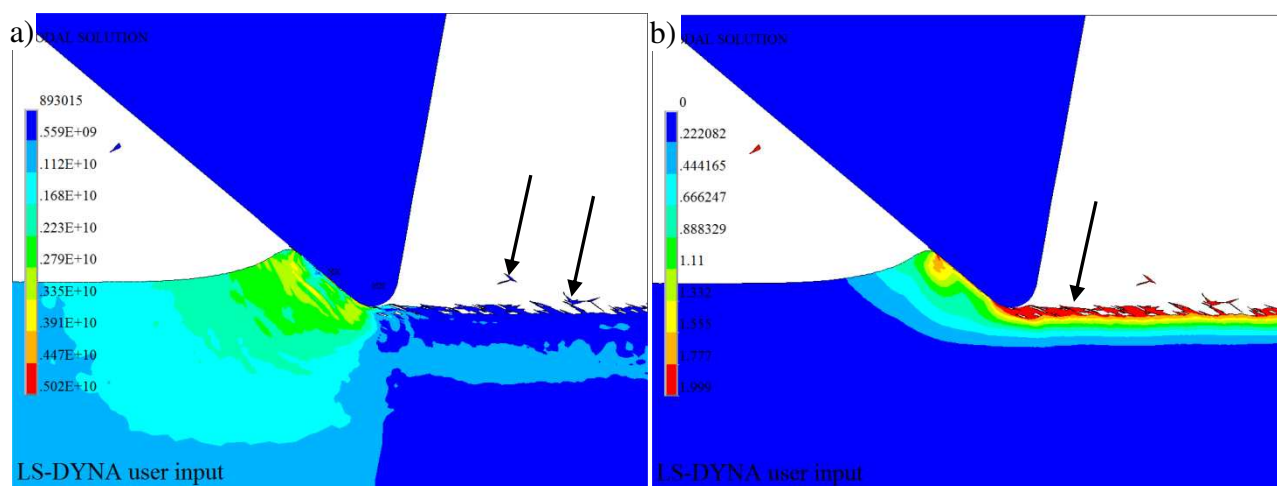
Ze skali na rys. 6.10a można odczytać, że wysokość utworzonej wypływki wyniosła ok. 20 [μm]. Rys. 6.10b przedstawia wykres przemieszczenia węzła i wynika z niego, że do ok. $0,8 \times 10^{-4}$ [s] następowało powolne obniżanie węzła. W czasie ok. $1,0 \times 10^{-4}$ [s] nastąpiło gwałtowne przemieszczenie w górę a następnie szybko w dół węzła wynikające najprawdopodobniej ze spiętrzenia materiału przed ostrzem powodując uniesienie węzła, by w dalszej kolejności materiał został wepchany pod ostrze.



Rys. 6.10. Naniesiona siatka o rozmiarze 5×5 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

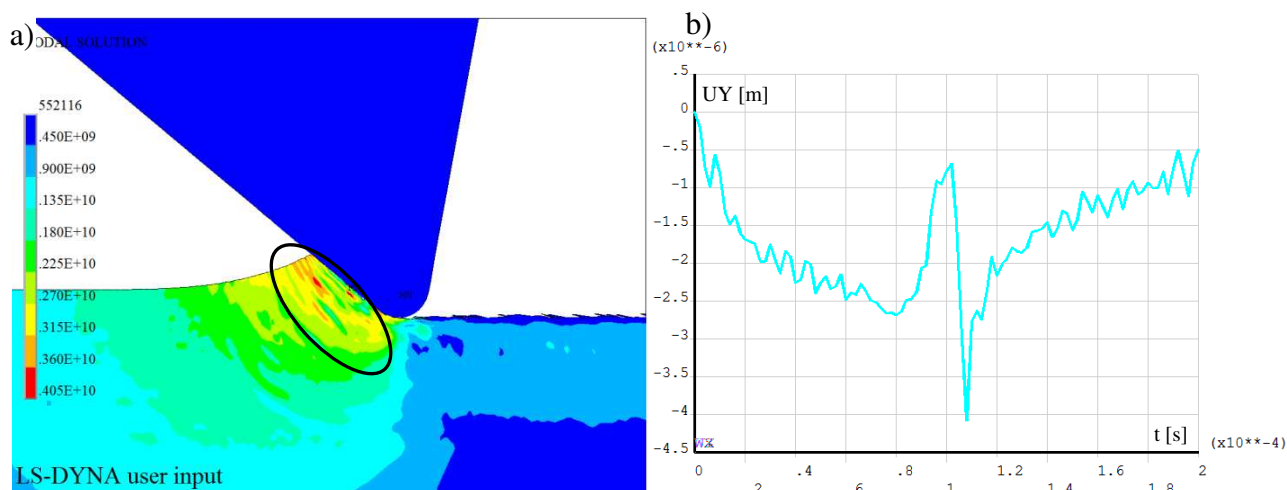
Zaobserwować ten fakt można na wykresie dla czasu $1,0 \times 10^{-4}$ [s] gdzie widać gwałtowne przemieszczenie węzła po osi Y na wartość $-4,3 \times 10^{-6}$ [m]. Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie materiału (węzła) do wartości $-1,3 \times 10^{-6}$ [m] i pozostało na tym poziomie do końca trwania symulacji.

Przypadek 5. Dane: $a_p = 25$ [μm], $\gamma = -50$ [$^\circ$]. Rys. 6.11 przedstawia proces powstawania wypływki wraz ze zniszczeniem materiału podłoża objawiającym się odrywaniem jego WW w postaci drobnych łusek zaznaczonych czarnymi strzałkami. Proces ten przebiegał przez cały czas trwania symulacji. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w strefie ścinania i wynoszą $\sigma_{z,max} = 5020$ [MPa] (rys.6.11a). Koncentracja naprężeń w strefie ścinania sugerować może, że proces nagniatania dla $\gamma = 40$ [$^\circ$] może zmienić się w proces mikroskrawania wraz z dalszym pochyleniem klina.



Rys. 6.11. Widok map: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM

Fala intensywności naprężeń rozchodzi się przed ostrzem w głąb materiału ze szczególną koncentracją w strefie ścinania co zaznaczono czarną elipsą na rys. 6.12a. Rys. 6.11b przedstawia rozkład odkształceń w materiale obrabianym. Maksymalne wartości panowały w złuszczonej materiale WW i wynosiły $\varepsilon_{z,max} = 1,9$. W miarę przechodzenia w głąb materiału wartości odkształceń malały do wartości ok. $\varepsilon = 0,8$.

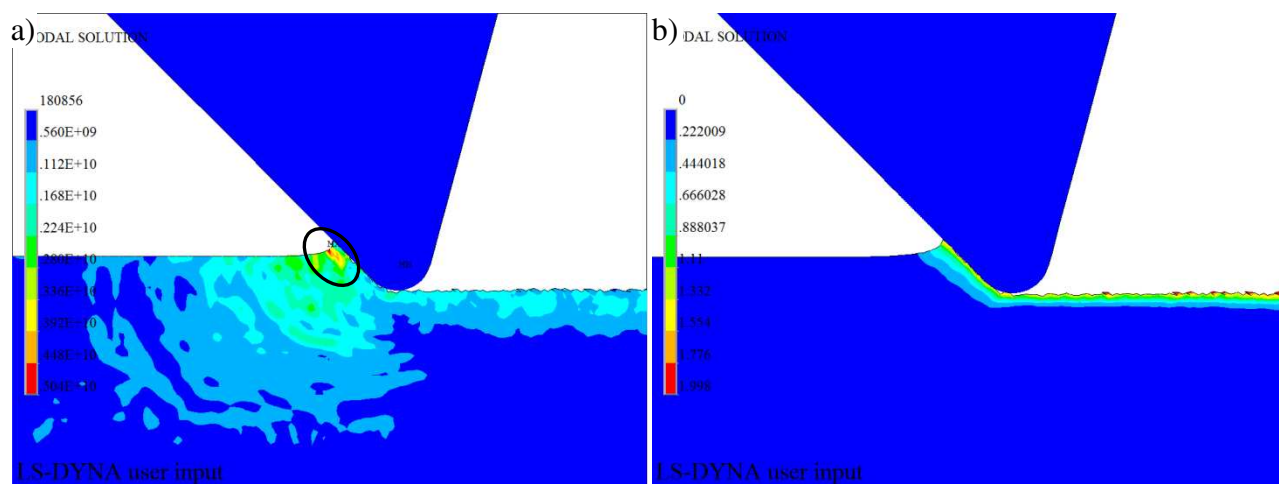


Rys. 6.12. Koncentracja naprężeń w strefie ścinania (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Rys. 6.12b przedstawia wykres przemieszczenia węzła i wynika z niego, że do ok. $0,8 \times 10^{-4}$ [s] następowało powolne obniżanie węzła. W czasie ok. $1,0 \times 10^{-4}$ [s] nastąpiło gwałtowne przemieszczenie w górę a następnie szybko w dół węzła wynikające najprawdopodobniej ze spiętrzenia materiału przed ostrzem powodując uniesienie węzła, by w dalszej kolejności materiał został wepchany pod ostrze. Zaobserwować ten fakt można na wykresie dla czasu $1,0 \times 10^{-4}$ [s] gdzie widać gwałtowne przemieszczenie węzła po osi Y na wartość $-4,1 \times 10^{-6}$ [m].

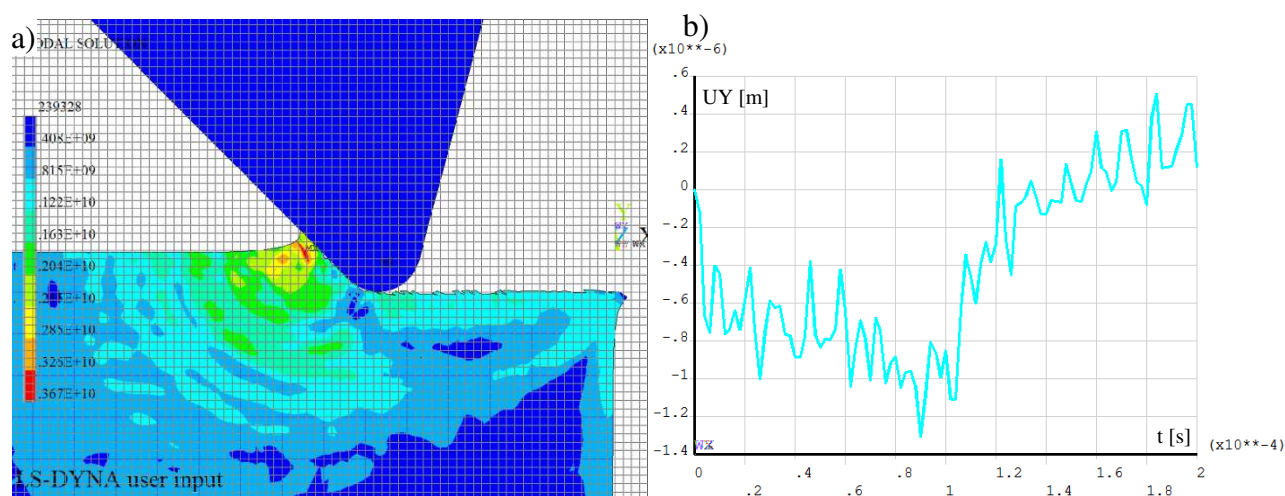
Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie materiału (węzła) do wartości $-0,5 \times 10^{-6}$ [m] i pozostało na tym poziomie do końca trwania symulacji.

Przypadek 6. Dane: $a_p = 25$ [μm], $\gamma = -45$ [$^\circ$]. Rys. 6.13a przedstawia intensywność naprężeń w formującej się wypliwce. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w strefie spiętrzenia materiału zaznaczonego czarną elipsą i wynoszą $\sigma_{z,max} = 5040$ [MPa].



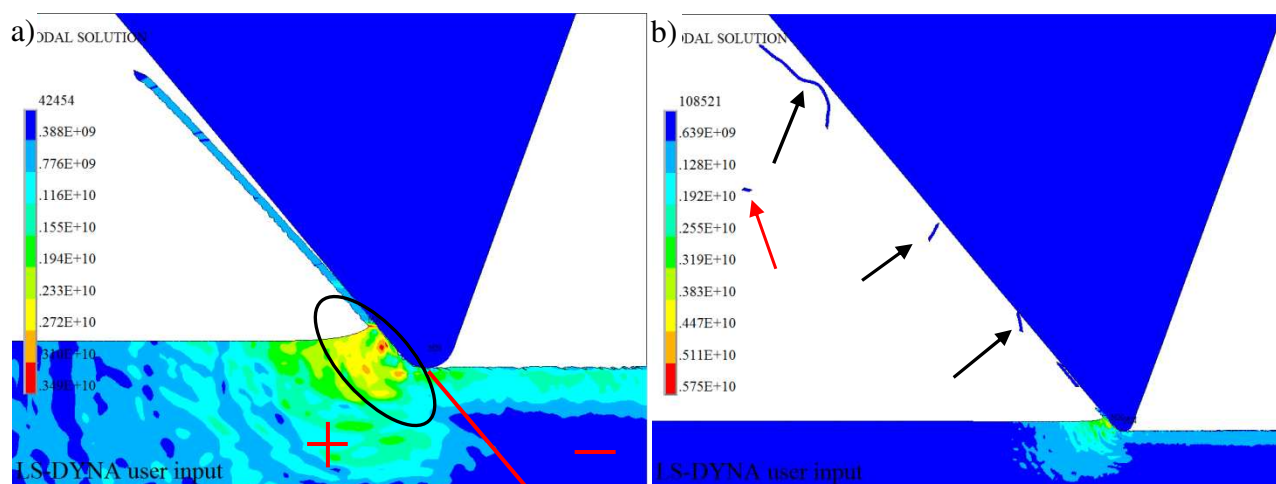
Rys. 6.13. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM

Intensywność odkształceń (rys. 6.13b) waha się w granicach $\varepsilon = 0,6 \div 1,9$ w zależności od głębokości zalegania od powierzchni WW. Rys. 6.14a przedstawia nałożoną siatkę, z której odczytać można wysokość wypłytki. Wynosi ona ok. 15 [μm]. Rys. 6.14b przedstawia wykres przemieszczenia węzła. Wynika z niego, że do ok. $1,0 \times 10^{-4}$ [s] następowało powolne przemieszczanie w dół materiału (węzła) na skutek posuwu narzędzia. Po przejściu narzędzia, czyli ok. $1,1 \times 10^{-4}$ [s] nastąpiło odsprężynowanie materiału (węzła) do wartości $0,2 \times 10^{-6}$ [m]. Na skutek takiego odsprężynowania materiału założona wartość zagłębienia klina wynosząca 25 [μm] nie została zachowana.



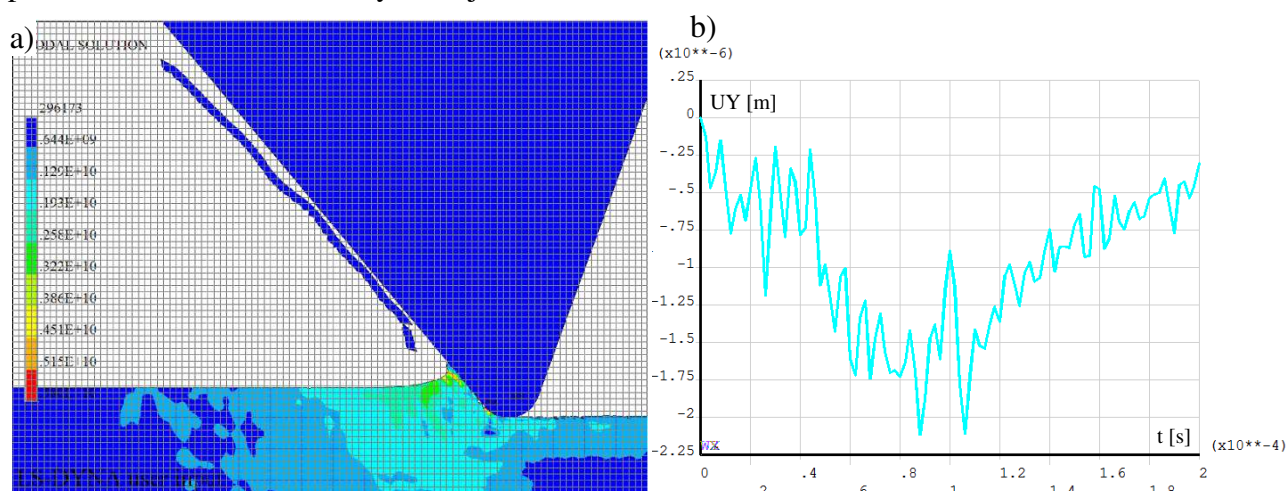
Rys. 6.14. Naniesiona siatka o rozmiarze 5×5 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Przypadek 7. Dane: $a_p = 25$ [μm], $\gamma = -40$ [$^\circ$]. Rys. 6.15 przedstawia proces powstawania mikrowióra, czyli proces mikroskrawania. Wiór ma kształt ciągły dla całego czasu trwania symulacji (zaznaczone czarnymi strzałkami na rys. 6.15b). Jego grubość wynosi $h_{ch} = 8$ [μm]. Długość wynosi ok. $l_w = 300$ [μm]. Jedynie w początkowej fazie procesu nastąpiło oderwanie pojedynczego wióra elementowego zaznaczonego czerwoną strzałką na rys. 6.15b. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w strefie ścinania wióra, zaznaczoną czarną elipsą, i wynoszą $\sigma_{z,max} = 3491$ [MPa] (rys.6.15a). Powstała wypływka ma wysokość ok. $h = 20$ [μm]. Na rys. 6.15a zaznaczono czerwoną linią granicę przejścia naprężeń z rozciągających (+) w naprężenia ściskające (-). Ważną informacją jest fakt, że linia ta dla małych wartości pochylenia narzędzia pokrywa się z powierzchnią natarcia klina.



Rys. 6.15. Mapy naprężeń HMM dla początkowego (a) i końcowego (b) stadium procesu

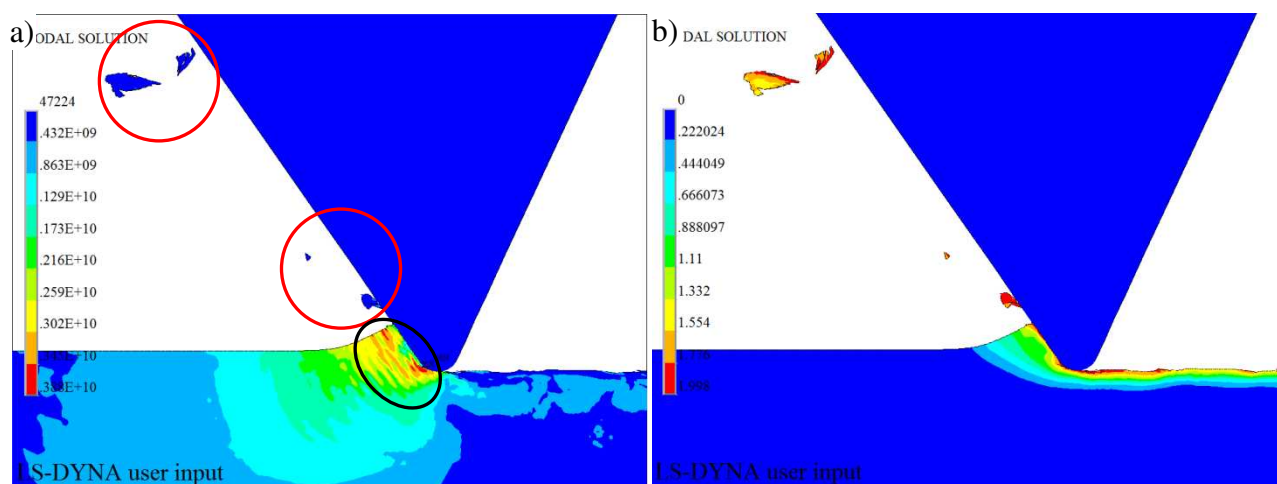
Fala intensywności naprężeń rozchodzi się przed ostrzem w głąb materiału ze szczególną koncentracją w strefie ścinania. Dla takiego kąta pochylenia klina i dużej plastyczności materiału obserwuje się duże odkształcenia i zgniot materiału w strefie obróbki skutkujący odrywaniem się tak cienkiego wióra. Rys. 6.16b przedstawia wykres przemieszczenia węzła i wynika z niego, że do ok. $0,9 \times 10^{-4}$ [s] następowało niestabilne obniżanie węzła. Spowodowane to jest dużymi naciskami materiału, pchanego przez powierzchnie natarcia klina. W czasie ok. $1,1 \times 10^{-4}$ [s] nastąpiło przemieszczenie węzła w dół, pod ostrze klina, do wartości $-2,1 \times 10^{-6}$ [m]. Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie materiału (węzła) do wartości $-0,5 \times 10^{-6}$ [m] i pozostało na tym poziomie do końca trwania symulacji.



Rys. 6.16. Naniesiona siatka o rozmiarze 5×5 $[\mu\text{m}]$ (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

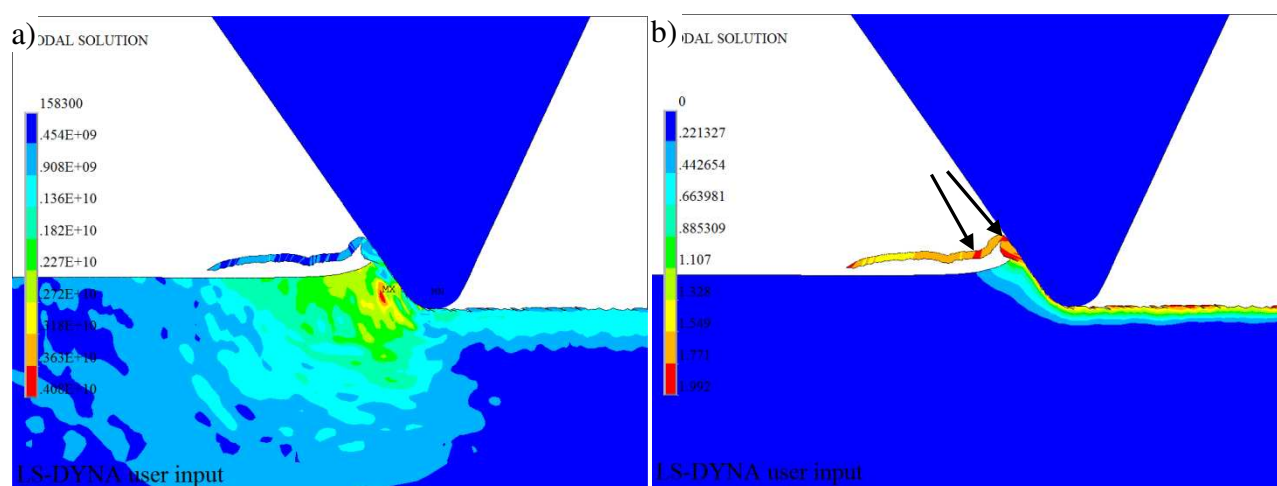
Przypadek 8. Dane: $\alpha_p = 25$ $[\mu\text{m}]$, $\gamma = -35$ $[\circ]$. Przy kącie $\gamma = -35$ $[\circ]$ zachodzi proces mikroskrawania. Na skutek przekroczenie wytrzymałości na ściskanie w początkowej fazie procesu następuje odrywanie się wiórków elementowych od materiału podłoża. Ich kształt jest nieregularny. Posiadają ostre krawędzie. Ich wymiar (rys. 6.19) to ok. 60 $[\mu\text{m}]$.

Na rys. 6.17a czarną elipsa zaznaczono obszar koncentracji naprężeń. Ich najwyższe wartości, na danym kroku czasowym, panują w płaszczyźnie ścinania i wynoszą $\sigma_{z,max} = 3880$ $[\text{MPa}]$. Największe odkształcenia panują w powstających wiórkach a także w WW przedmiotu obrabianego (rys. 6.17b).



Rys. 6.17. Widok map: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH wraz z utworzonymi mikrowiórami

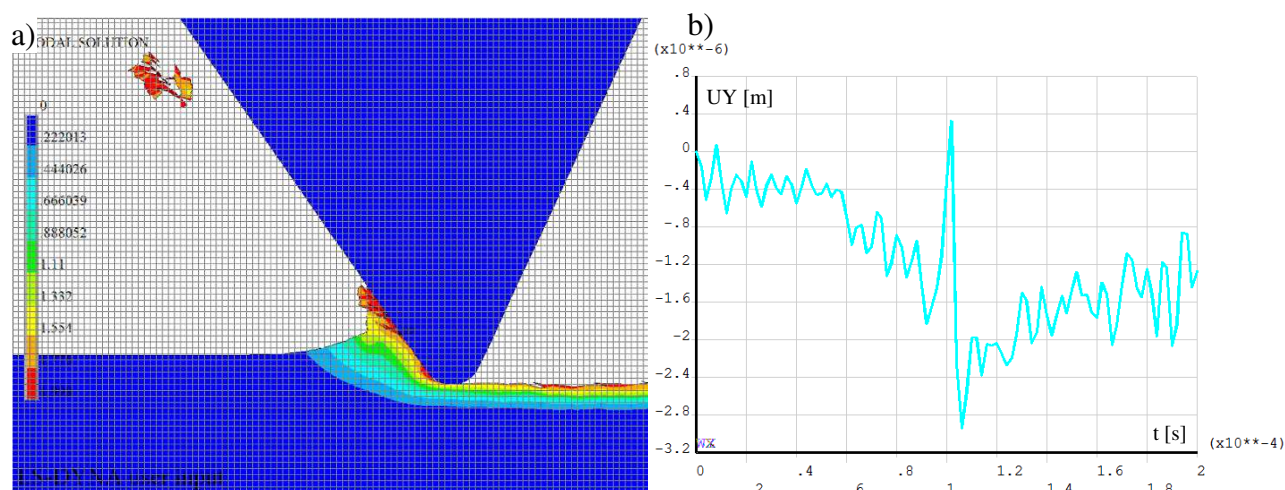
Rys. 6.18 przedstawiono dalszą fazę powstawania wióra. Kształt wióra uległ zmianie. Na skutek dużych deformacji i naprężeń powstały wiór ma kształt ciągu-schodkowy. Jego szerokość to ok. 10 [μm]. Największe wartości odkształceń panują w miejscu zaginania się powierzchni wióra oznaczone czarnymi strzałkami na rys. 6.17b.



Rys. 6.18. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń Hubera-Mises'a-Hencky'ego

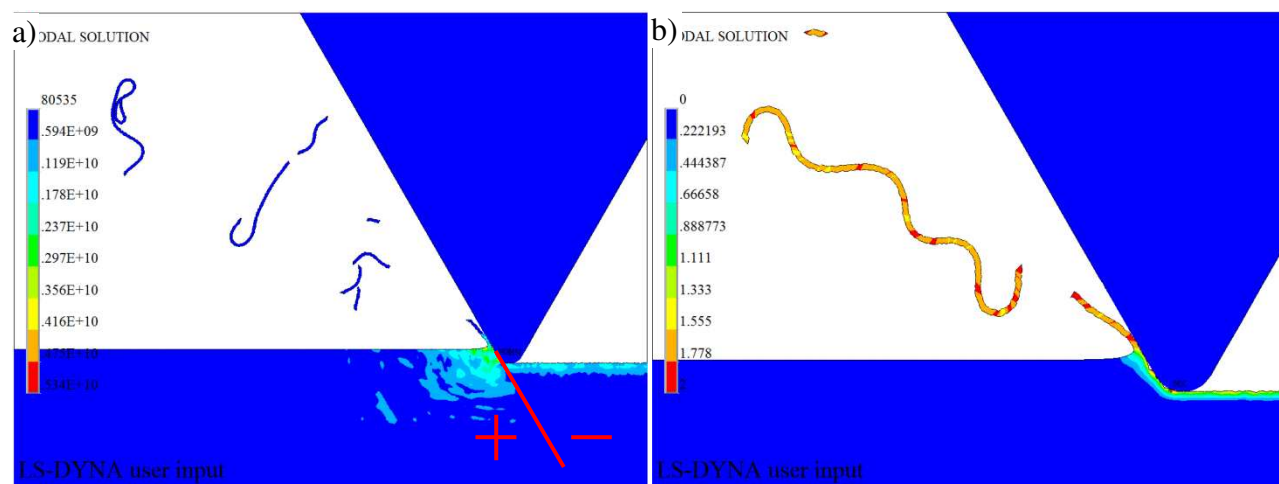
Rys. 6.19b przedstawia wykres przemieszczenia węzła. Do ok. $0,9 \times 10^{-4}$ [s] następowało obniżanie węzła na skutek zbliżania się narzędzia. W czasie ok. $1,0 \times 10^{-4}$ [s] nastąpiło początkowo przemieszczenie węzła w górę ku WW, aby chwilę potem został przemieszczony w dół do wartości ok. $-2,9 \times 10^{-6}$ [m]. Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie materiału (węzła) do wartości $-1,3 \times 10^{-6}$ [m].

Przypadek 9. Dane: $a_p = 25$ [μm], $\gamma = -30$ [$^\circ$]. Rys. 6.20 przedstawia powstawanie wióra pasmowego. Odrywające się wióry mają nieregularny kształt. Przybierają czasami kształt wiórów splecionych co jest dobrze zauważalne na rys. 6.21a. Rozchodząca się fala naprężeń przed wiórem przyjmuje najwyższe wartości w obszarze kontaktu powierzchni natarcia klina z materiałem obrabianym. Czerwoną linią na rys. 6.20a zaznaczono obszar naprężeń stycznych rozciągających (+) przechodzących w naprężenia ściskające (-). Największe deformację materiału panują w utworzonych wiórach, zwłaszcza w miejscach ich zagięć.

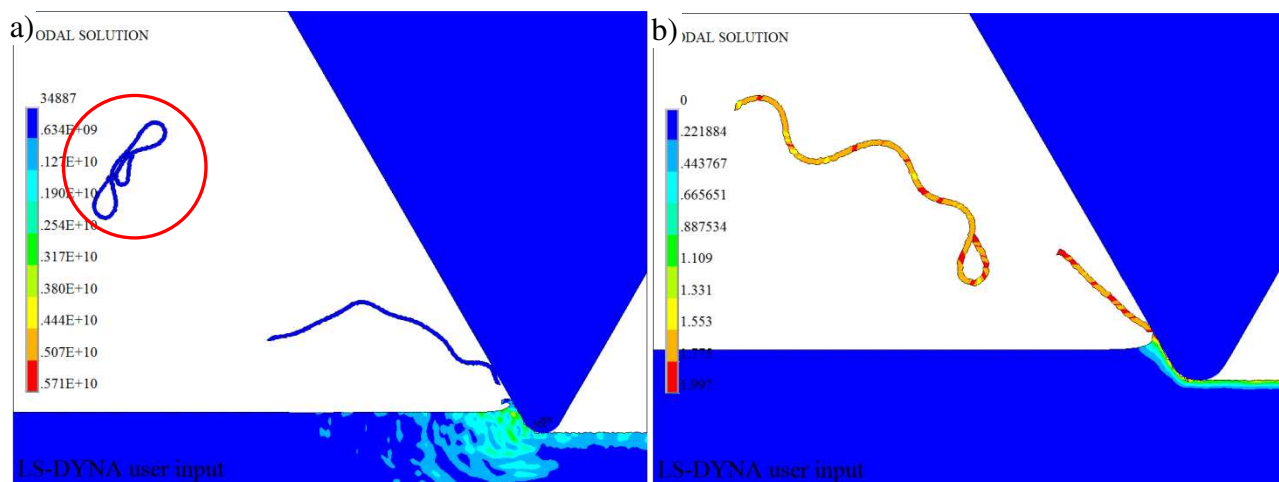


Rys. 6.19. Siatka o rozmiarze 5×5 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

W momencie oderwania wióra od materiału podłoża następował gwałtowny spadek wartości naprężeń w obszarze płaszczyzny ścinania by ponownie osiągać wartości krytyczne w momencie „sprasowania” materiału podłoża przez klin. Przedstawiony na rys. 6.22a wiór miał długość ok. 300 [μm].

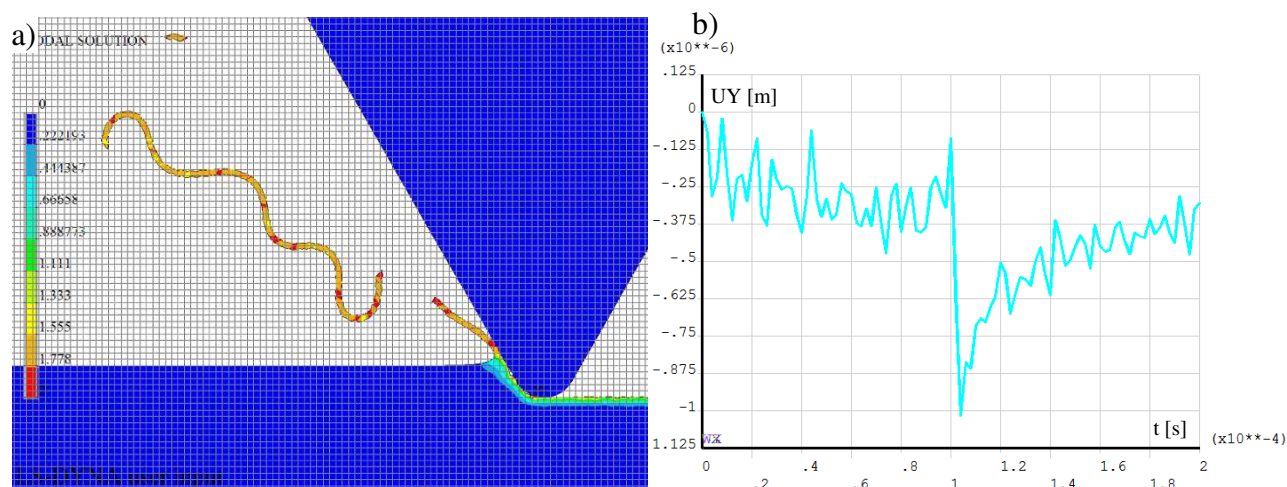


Rys. 6.20. Mapy naprężeń Hubera-Mises'a-Hencky'ego (a) i mapy odkształceń Hubera-Mises'a-Hencky'ego



Rys. 6.21. Mapy naprężeń HMH (a) i mapy odkształceń HMH wraz z widocznymi utworzonym wiórem wstęgowym

Podobnie jak dla powyższych przypadków zaobserwowano powrót sprężysty materiału podłoża po przejściu narzędzia co przedstawiono na rysunku 6.22b.

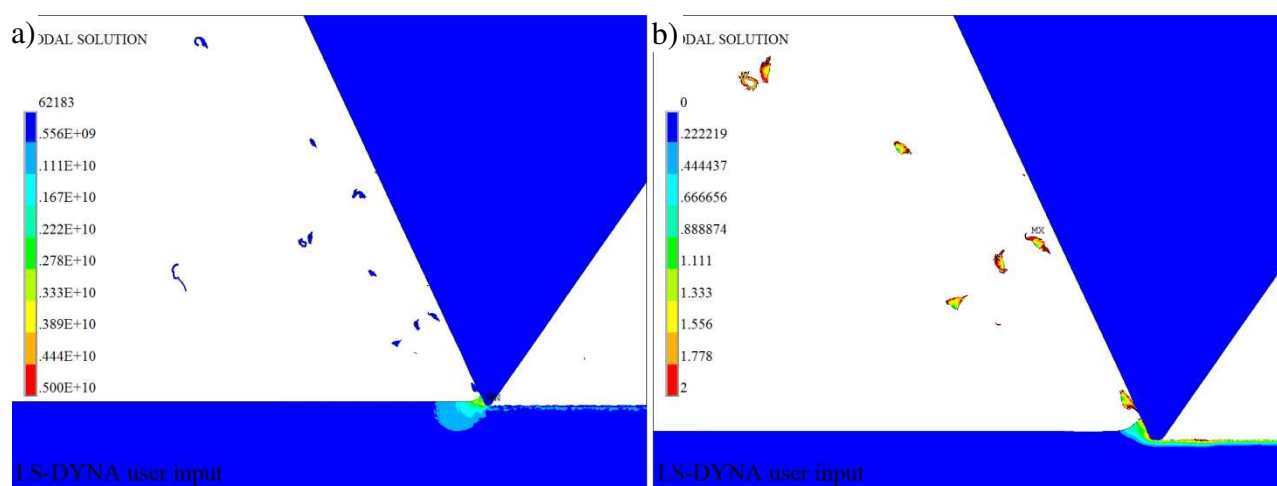


Rys. 6.22. Naniesiona siatka o rozmiarze 5×5 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

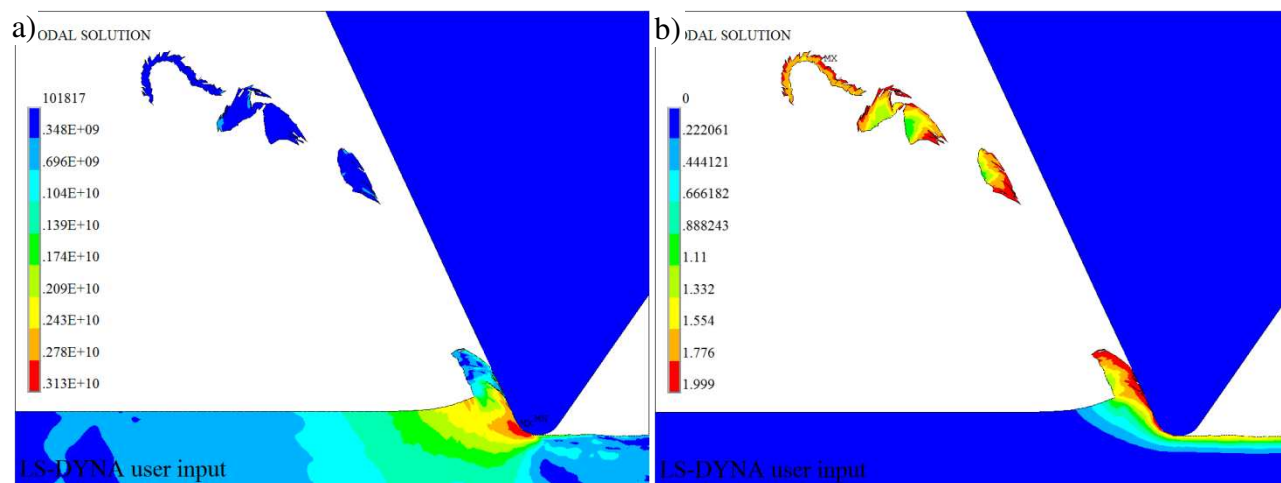
Przypadek 10. Dane: $\alpha_p = 25$ [μm], $\gamma = -25$ [$^\circ$]. Przy tak dobranym kącie natarcia kłina utworzone wióry mają kształt łukowy luźny. Następuje szybka koncentracja naprężeń we tworzonych wypływkach, które na skutek przekroczonych naprężeń krytycznych na ścinanie przechodzą w wióry (rys. 6.23). Ich kształt jest nieregularny a brzegi postrzępione (rys.6.24). Ich długość wynosi ok. $l_{ch} = 70$ [μm] (rys. 6.27a) a grubość waha się od $h_{ch} = 5 \div 30$ [μm].

Na wybranym kroku czasowym (rys. 6.24a) największa wartość intensywności naprężeń panowała w obszarze styku ostrza kłina z materiałem podłoża i wynosiła $\sigma_{z,max} = 3130$ [MPa]. Odkształcenia maksymalne zaobserwowano w tworzonych się wiórkach a także w miejscach ich załamania. Wysokość powstałej wypływkki wynosi 25 [μm].

Rys. 6.27b przedstawia wykres przemieszczenia węzła i wynika z niego, że do ok. $0,9 \times 10^{-4}$ [s] następowało niewielkie przemieszczanie węzła po osi Y. Spowodowane to jest dużymi naciskami materiału, pchanego przez powierzchnie natarcia kłina. W czasie ok. $0,9 \times 10^{-4}$ [s] nastąpiło przemieszczenie węzła w górę. Wynikać to mogło z faktu pchania materiału przez ostrze kłina.

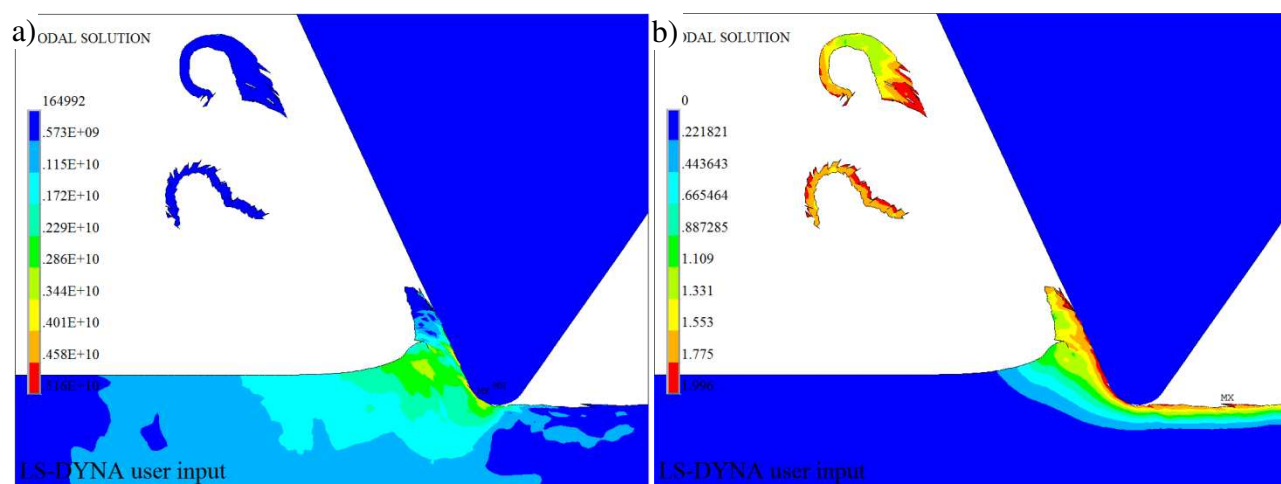


Rys. 6.23. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH

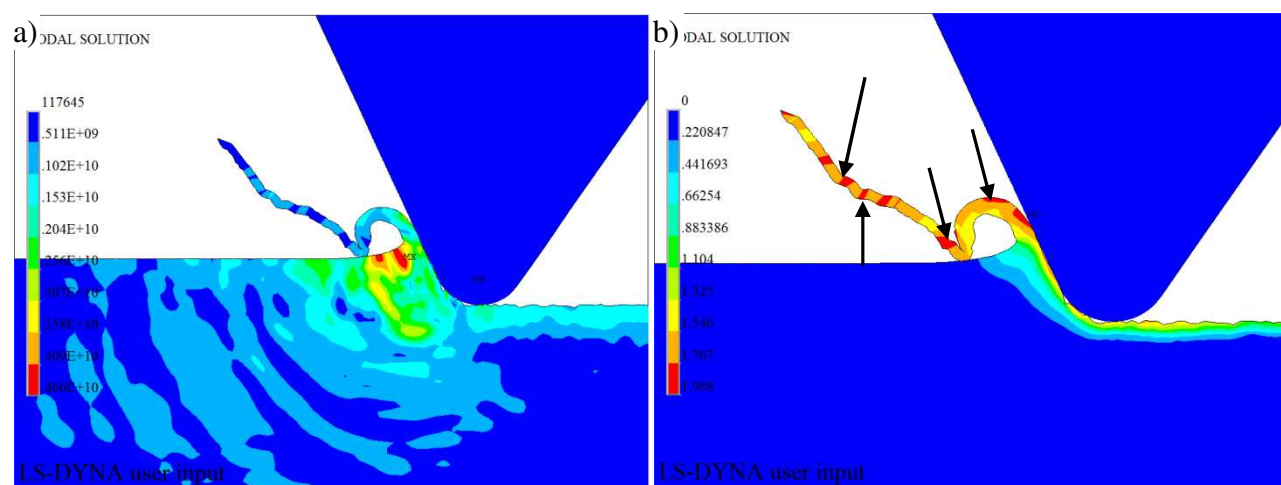


Rys. 6.24. Mapy: naprężeń Hubera-Mises'a-Hencky'ego (a) i odkształceń Hubera-Mises'a-Hencky'ego (b)

Część materiału została uniesiona w wyniku spiętrzania materiału obrabianego. W dalszej części procesu na skutek naprężeń ściskających węzeł został wciągnięty pod ostrze klina w czasie $1,0 \times 10^{-4}$ [s] do wartości $-1,4 \times 10^{-6}$ [m]. Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie materiału (węzła) do wartości $-0,5 \times 10^{-6}$ [m] i pozostało na tym poziomie do końca symulacji.



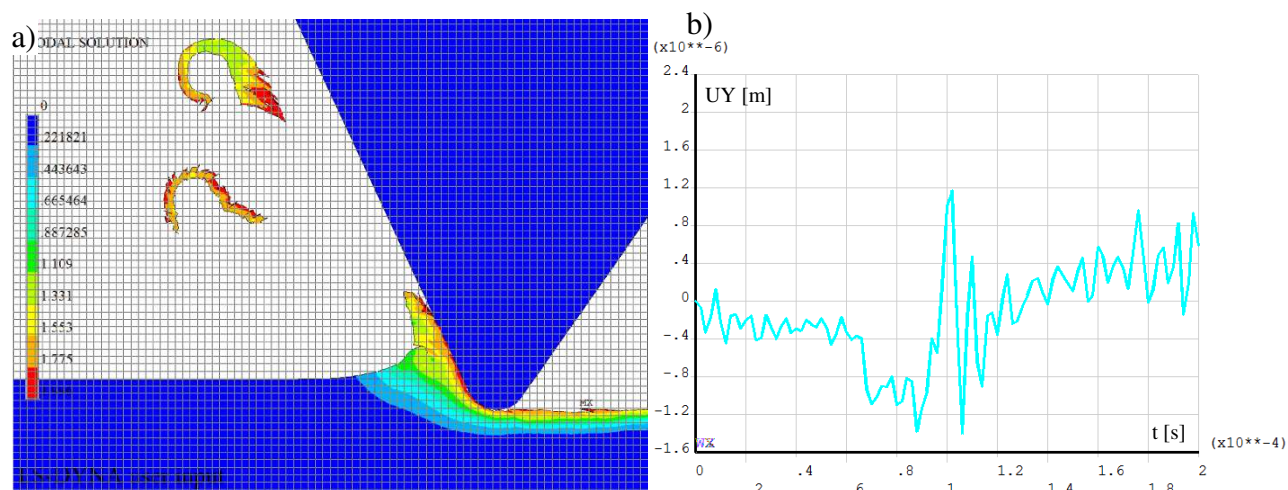
Rys. 6.25. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM dla wybranej części próbki dla kąta $\gamma = -25^\circ$



Rys. 6.26. Widok map: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM

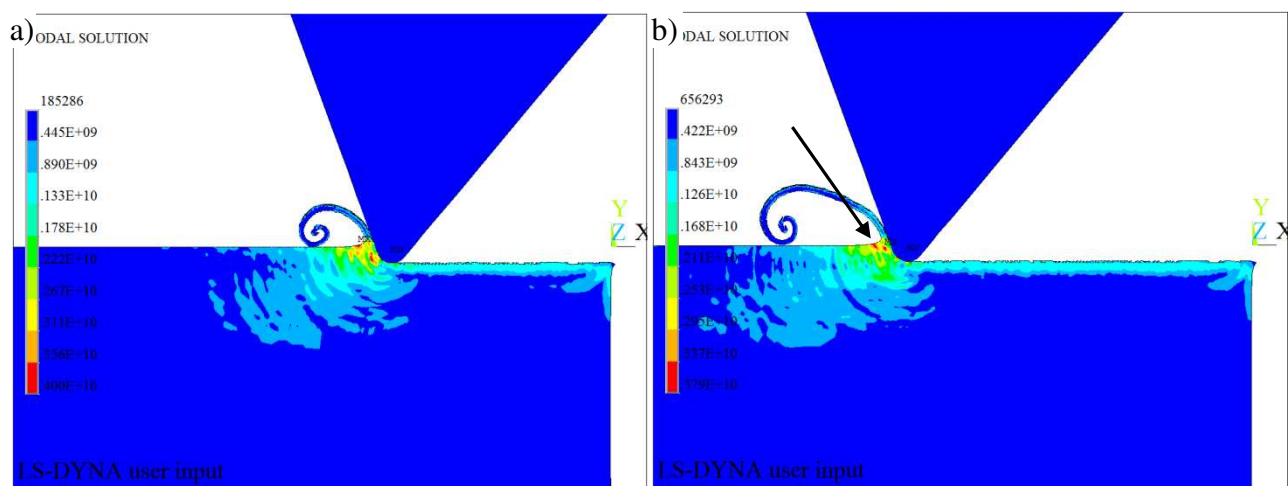
Rys 6.26 ukazują początkową fazę skrawania gdzie wiór przyjmuje postać wióra ciągłego. Spowodowane jest to początkiem procesu skrawania gdzie ostrze klina dopiero co weszło w materiał obrabiany.

Koncentracja naprężeń jest największa w obszarze spiętrzania materiału wypływką i wynosi $\sigma_{z,max} = 4600 [MPa]$. Odkształcenia maksymalne panują w utworzonym wiórze, głównie na jego załamaniach oznaczonych czarnymi strzałkami na rys. 6.26b.



Rys. 6.27. Naniesiona siatka (a) o rozmiarze $5 \times 5 [\mu m]$ i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

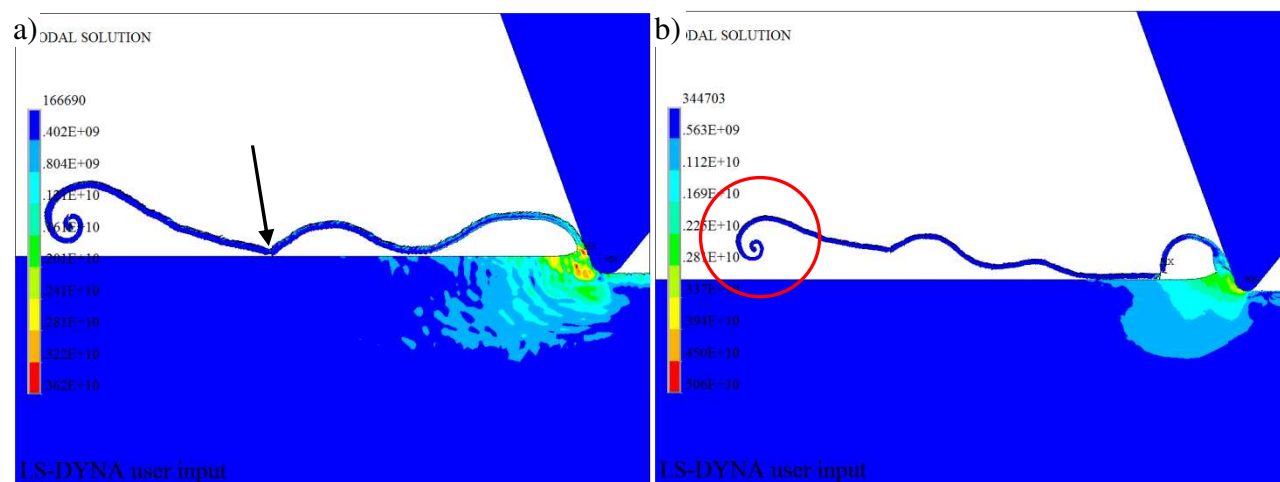
Przypadek 11. Dane: $a_p = 25 [\mu m]$, $\gamma = -20 [^\circ]$. Rys. 6.28 przedstawia zjawisko tworzenia wióra ciągłego w kolejnych etapach. Na skutek dużego współczynnika tarcia wióra z powierzchnią natarcia, wynikająca z prędkości skrawania i nachodzenia na siebie kolejnych warstw materiału, a także w wyniku mniejszych przemieszczeń materiału od strony wewnętrznej wióra następuje jego zwijanie w kierunku podłoża. Zaobserwować można koncentrację naprężeń w miejscu spiętrzania materiału wypływką oznaczonego czarną strzałką na rys. 6.28b a także w płaszczyźnie ścinania wióra. Naprężenia styczne rozciągające rozprzestrzeniają się przed ostrzem i lekko w głąb materiału. Naprężenia ściskające panują za ostrzem klina.



Rys. 6.28. Mapy naprężeń HMM dla początkowego (a) i końcowego (b) stadium procesu

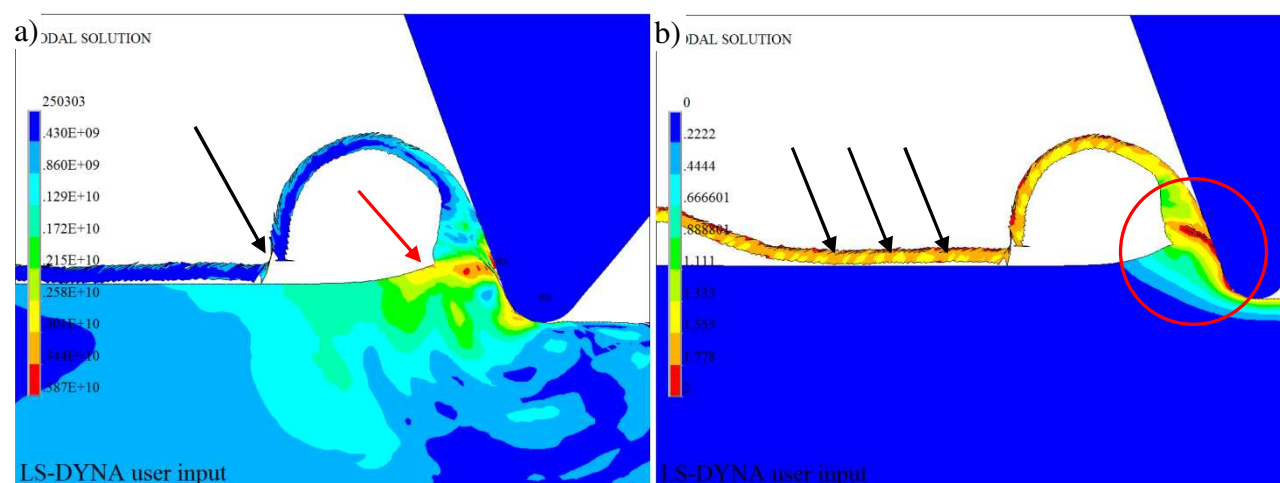
Rys. 6.29 przedstawia kolejne fazy tworzenia wióra ciągłego. Czerwonym kółkiem zaznaczono charakterystyczne zawinięcie wióra wynikające z inicjacji procesu skrawania, czyli wejścia ostrza klina w materiał obrabiany i pierwszych chwil skrawania. Czarną strzałką pokazano moment złamania wióra wskutek osiągnięcia krytycznego momentu zginającego, czyli maksymalnych

naprężeń rozciągających w zewnętrznej warstwie wióra. Złamanie nastąpiło na skutek uderzenia wióra o powierzchnię obrabianą.



Rys. 6.29. Mapy naprężeń HMM (a) i mapy odkształceń HMM (b) wraz z utworzonym wiórem wstęgowym

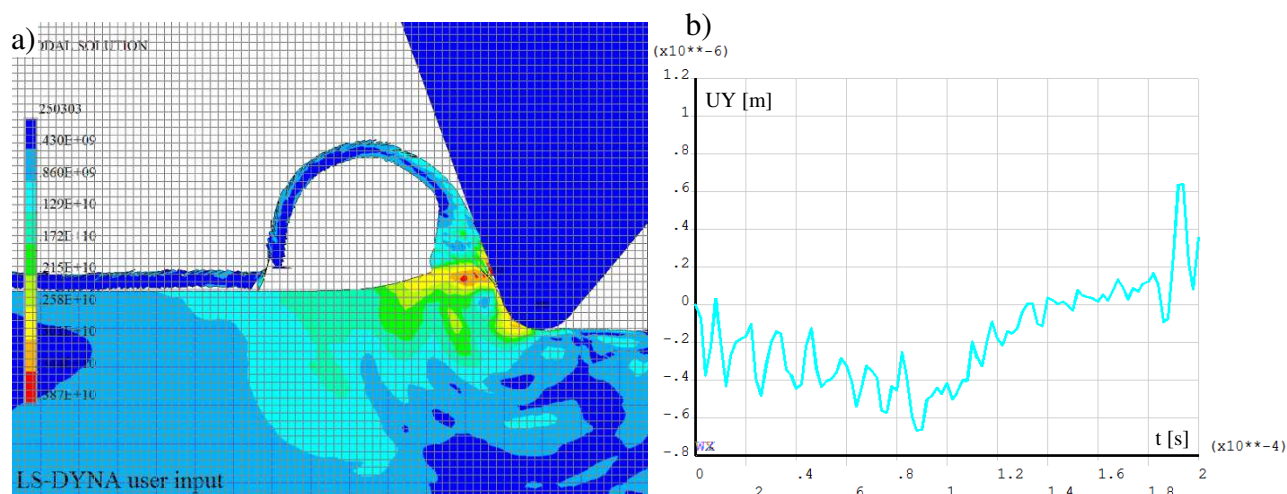
Proces łamania powtarza się cyklicznie i następuje w momencie kontaktu wióra z powierzchnią obrabianą. Maksymalne wartości naprężeń panują w miejscu odrywania się wióra od materiału wypływką a także w tzw. płaszczyźnie ścinania. Na rys. 6.30 ukazano w powiększeniu tworzenie się wióra, jego załamania i odrywania kolejnych warstw od utworzonej wypływką. Czarną strzałką zaznaczono miejsce złamania się wióra an wskutek uderzenia w powierzchnię obrabianą. Czerwona strzałka ukazuje miejsce koncentracji naprężeń w miejscu spiętrzenia materiału. Czerwone koło na rys. 6.30b przedstawia maksymalne odkształcenia, które panują w miejscu odrywania się kolejnych elementów wióra. Ciekawym zaobserwowanym zjawiskiem zaznaczonym czarnymi strzałkami na rys. 6.30b jest okresowe, powtarzające się występowanie regularnych odkształceń. Tłumaczyć to można faktem nakładania się na siebie kolejnych warstw skrawanego materiału, które okresowo osiągając krytyczne odkształcenia przemieszczają się wraz z tworzonym wiórem w postaci delikatnych zgrubień.



Rys. 6.30. Widok map: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM dla $\gamma = -20^\circ$

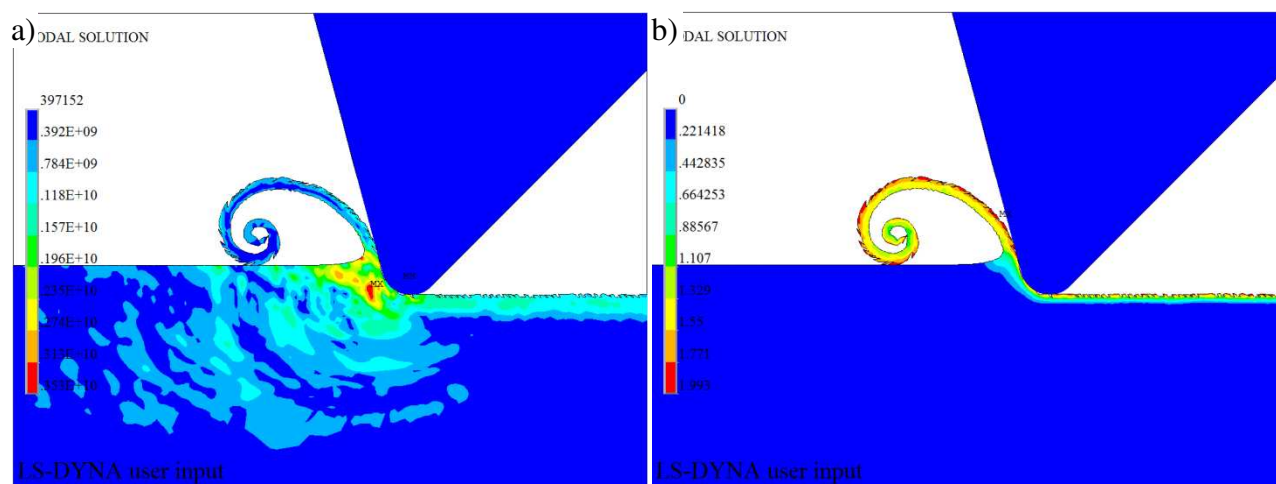
Rys. 6.31b przedstawia wykres przemieszczenia węzła po osi Y. Wynika z niego, że w początkowej fazie procesu do ok. $1,0 \times 10^{-4}$ [s] następowały delikatne drgania węzła spowodowane najprawdopodobniej zbliżającym się ostrzem klina. W czasie $1,1 \times 10^{-4}$ [s], czyli

w momencie przejścia nad węzłem narzędzia nastąpił powrót sprężysty materiału do wartości $0,2 \times 10^{-6}$ [m].



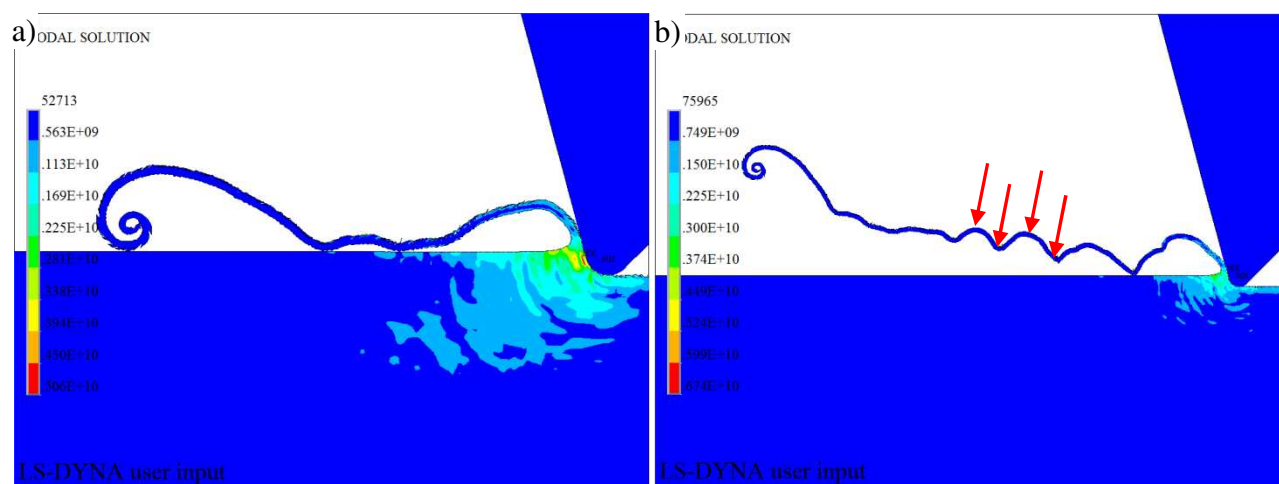
Rys. 6.31. Siatka o rozmiarze 5×5 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Przypadek 12. Dane: $\alpha_p = 25$ [μm], $\gamma = -15$ [$^\circ$]. Rys. 6.32 przedstawia zjawisko tworzenia wióra ciągłego z mapą intensywności naprężeń (a) i mapą intensywności odkształceń. Na skutek dużego współczynnika tarcia wióra z powierzchnią natarcia następuje jego zwijanie w kierunku podłoża. Zaobserwować można koncentrację naprężeń w miejscu spiętrzania materiału wypływki a także w płaszczyźnie ścinania wióra. Naprężenia styczne rozciągające rozprzestrzeniają się przed ostrzem i lekko w głąb materiału. Naprężenia ściskające panują za ostrzem kłina. Na rys. 6.32b zauważyć można odkształcenia w powstającym wiórze. Ich największe wartości panują w zewnętrznej części wióra mającego bezpośredni kontakt z płaszczyzną natarcia kłina. Wiór jest postrzępiony a ich występowanie jest regularne. Sugerować to może, że w procesie występują duże deformacje na skutek wysokich wartości współczynników tarcia między powierzchniami.



Rys. 6.32. Widok map naprężeń HMH (a) i odkształceń HMH (b) dla $\gamma = -15^\circ$

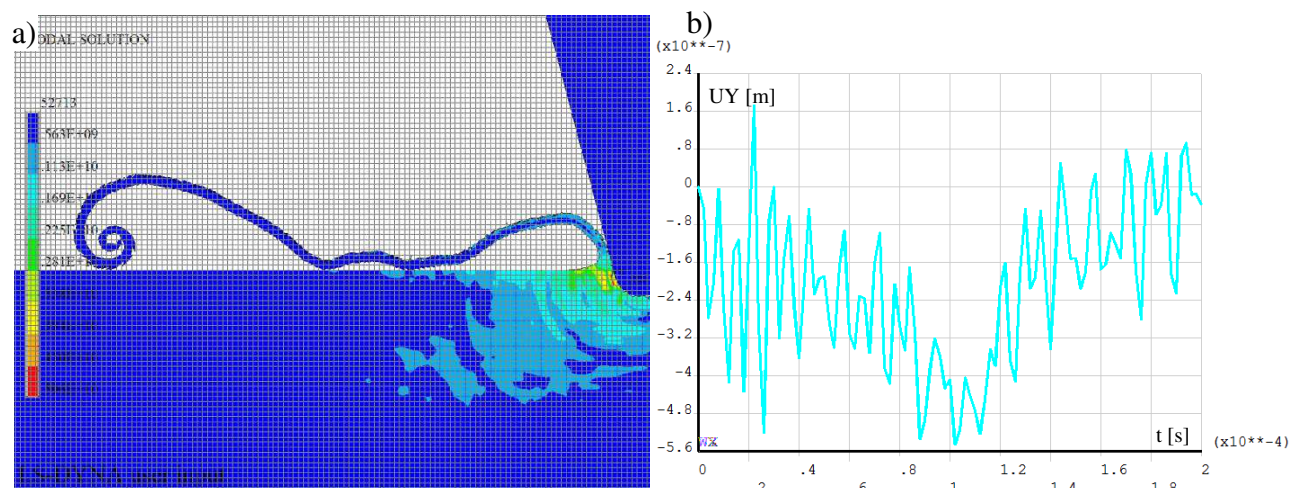
Podobnie jak dla przypadku $\gamma = -20$ [$^\circ$] powstający wiór ma kształt wióra ciągłego. Jednak częstotliwość załamania wióra jest częstsza co zaznaczono czerwonymi strzałkami na rys. 6.33b. wskutek wysokiej prędkości skrawania wynoszącej $v_c = 10$ [m/s] wiór unosi się ku górze. Z rys. 6.34a można zmierzyć długość wióra wynosząca ok. $l_{ch} = 500$ [μm]. Przemieszczenie przykładowego węzła analizowane za pomocą wykresu na rys. 6.34b.



Rys. 6.33. Widok tworzącego się wióra wstęgowego

Z wykresu można odczytać że od wartości 0 do około $0,8 \times 10^{-4}$ [s] następowało niewielkie obniżanie wężła. Po przejściu narzędzia czyli ok. $1,1 \times 10^{-4}$ [s] nastąpiło odsprężynowanie materiału na wartość $-0,5 \times 10^{-7}$ [m].

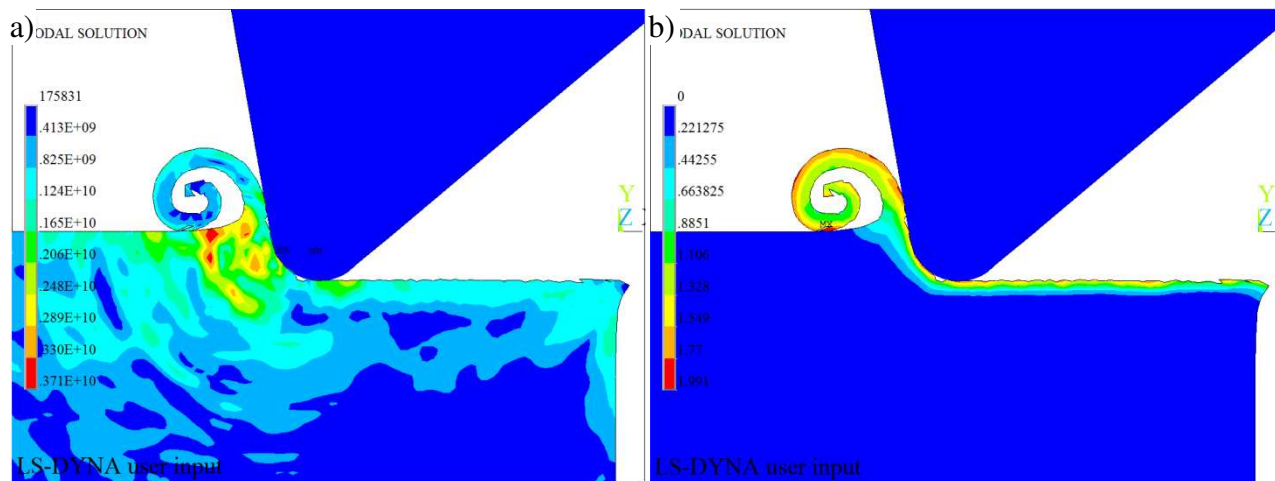
Przypadek 13. Dane: $\alpha_p = 25$ [μm], $\gamma = -10$ [$^\circ$]. Dla kąta $\gamma = -10$ [$^\circ$] na początku symulacji tworzy się wiór spiralny (rys. 6.35). Podobnie jak Powyższych przypadków naprężenia koncentrują się w miejscu spiętrzania się materiału obrabianego i płaszczyźnie ścinania (rys. 6.35a). Ich intensywność na danym kroku kształtuje się ok. wartości $\sigma_{z,max} = 3300$ [MPa]. Intensywność odkształceń (rys. 6.35b) w zewnętrznej części wióra w porównaniu z mniejszymi wartościami kąta γ uległa zmniejszeniu i oscyluje w granicach $\varepsilon = 1,7$.



Rys. 6.34. Naniesiona siatka (a) o rozmiarze 5×5 [μm]a także wykres przemieszczenia wężła po osi Y (b)

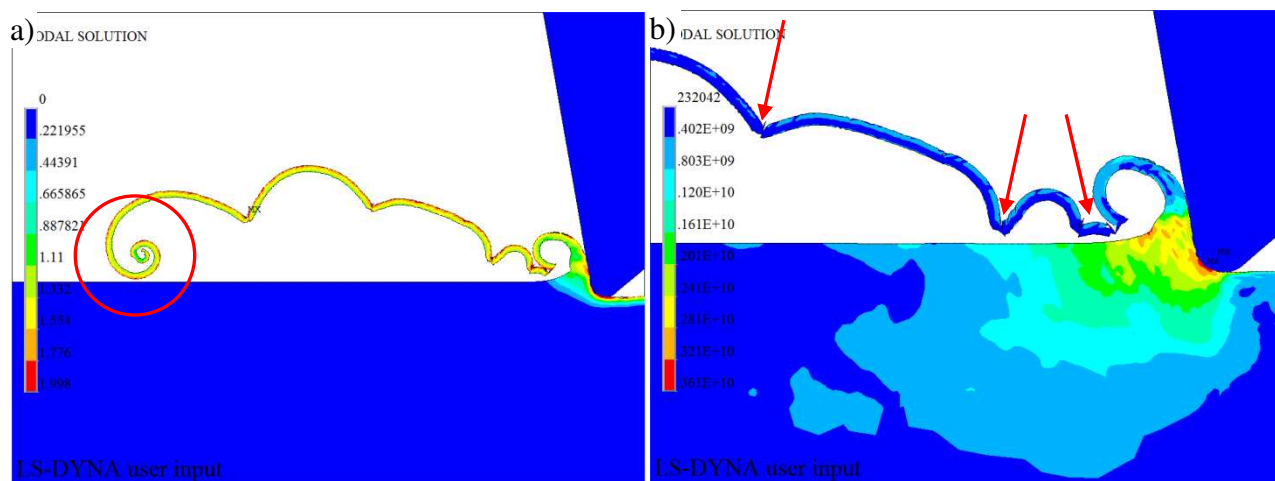
Wskazuje to na jakże ważny fakt wpływu kąta natarcia klina na odkształcenia panujące w materiale obrabianym i wiórze. Wraz z jego wzrostem zmniejsza się intensywność odkształceń w wiórze.

W trakcie dalszej symulacji kształt wióra spiralnego uległ zmianie. Powstający wiór miał kształt ciągły, pasmowy. W porównaniu z otrzymanymi w wyżej opisywanych symulacjach wiórze ich promień zawijania stał się wyraźnie większy (rys. 6.36). Na skutek uderzeń okresowych (czerwone kółko na rys 6.36a) początku wióra o WW materiału wióry te ulegały załamaniom (czerwone strzałki na rys 6.36b).

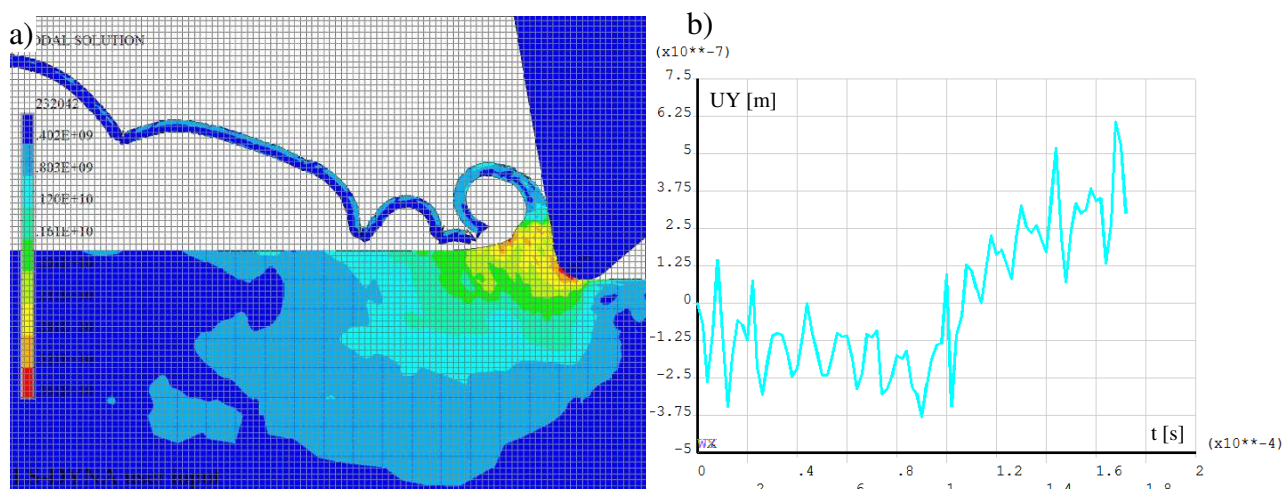


Rys. 6.35. Widok map: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH

Z rysunku 6.37a można odczytać grubość wióra wynosząca ok $h_{ch} = 15 \text{ } [\mu\text{m}]$. Rys. 6.37b przedstawia wykres przemieszczenia węzła po osi Y. Wynika z niego, że po przejściu klina czyli po czasie ok. $1,0 \times 10^{-4} \text{ } [\text{s}]$ nastąpiło odsprężynowanie materiału (na przykładzie pojedynczego węzła) do wartości ok. $4,0 \times 10^{-6} \text{ } [\text{m}]$.

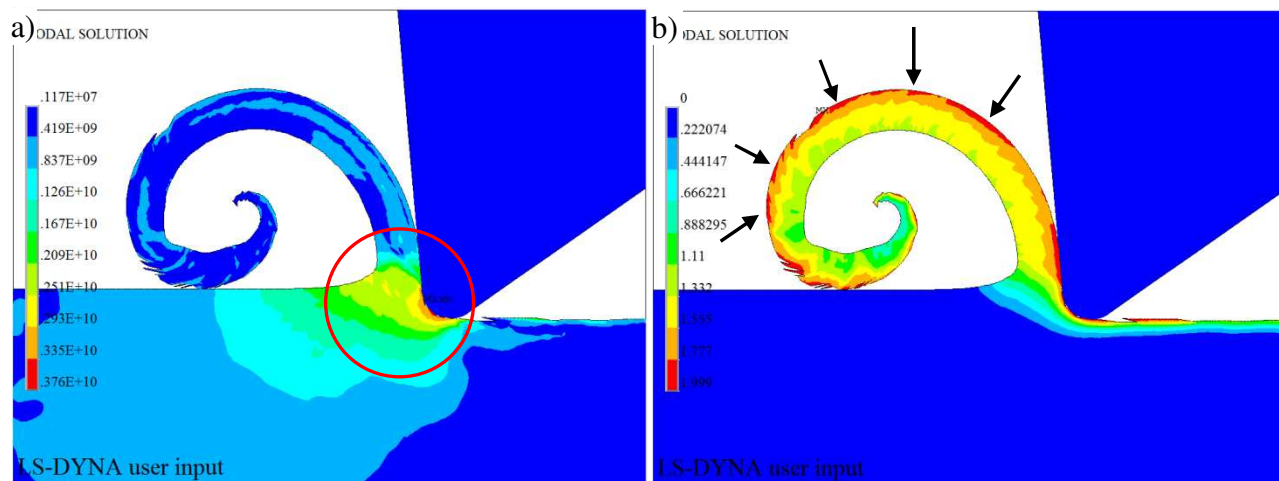


Rys. 6.36. Mapy: a) odkształceń HMH, b) naprężeń HMH

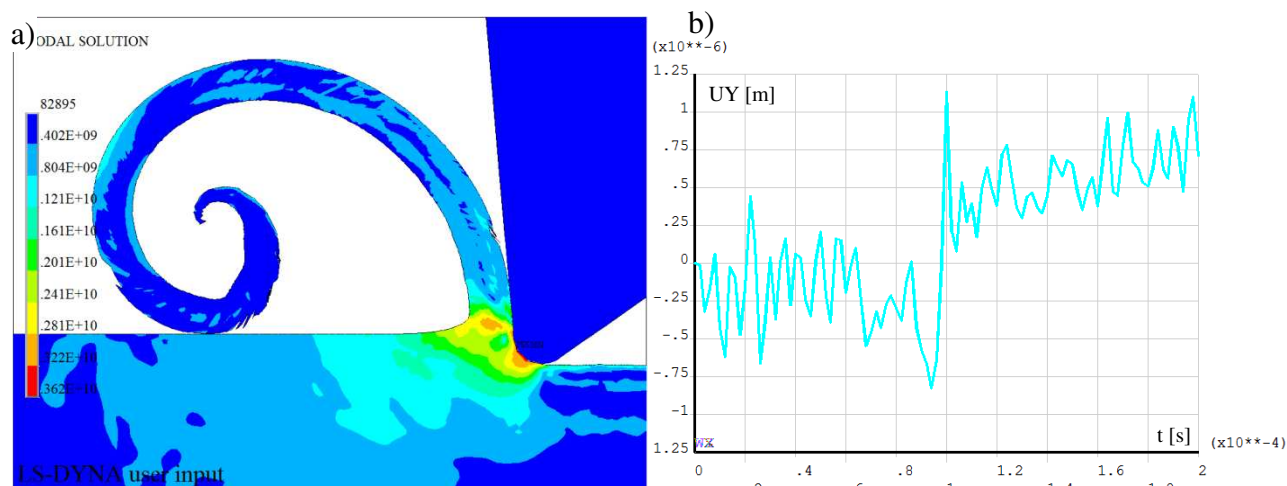


Rys. 6.37. Naniesiona siatka o rozmiarze $5 \times 5 \text{ } [\mu\text{m}]$ (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

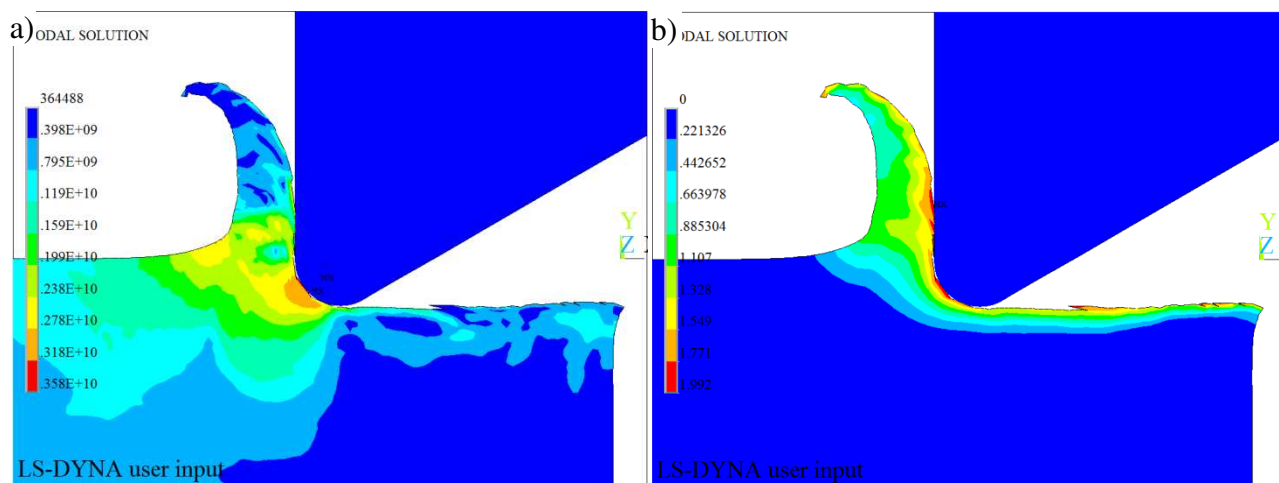
Przypadek 14. Dane: $a_p = 25 [\mu m]$, $\gamma = -5 [^\circ]$. Powstały wiór dla kąta $\gamma = -5 [^\circ]$ jest wiórem ciągłym (rys. 6.38). Zaobserwowane maksymalne intensywności naprężeń panują w obszarze styku ostrza klina z materiałem obrabianym a także w płaszczyźnie ścinania i wynoszą ok. $\sigma_{z,max} = 3760 [MPa]$. Zaznaczono je czerwonym kółkiem.



Rys. 6.38. Mapy: a) naprężeń HHM, b) odkształceń HHM



Rys. 6.39. Widok: a) spiętrzenia naprężeń w strefie ścinania, b) wykresu przemieszczenia węzła po osi Y

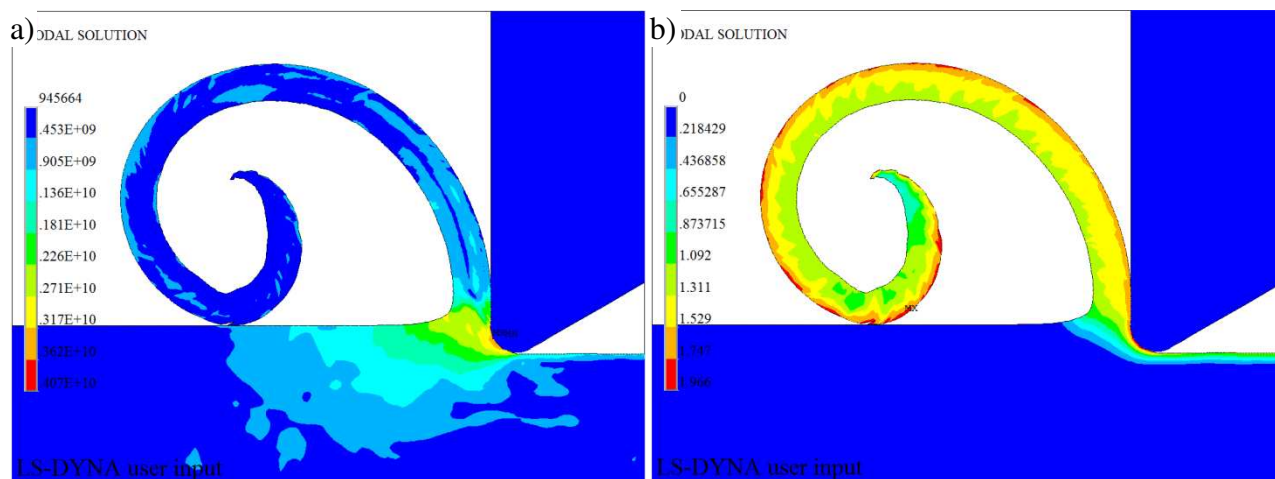


Rys. 6.40. Mapy naprężeń (a) i odkształceń (b) wg Hubera-Mises'a-Hencky'ego

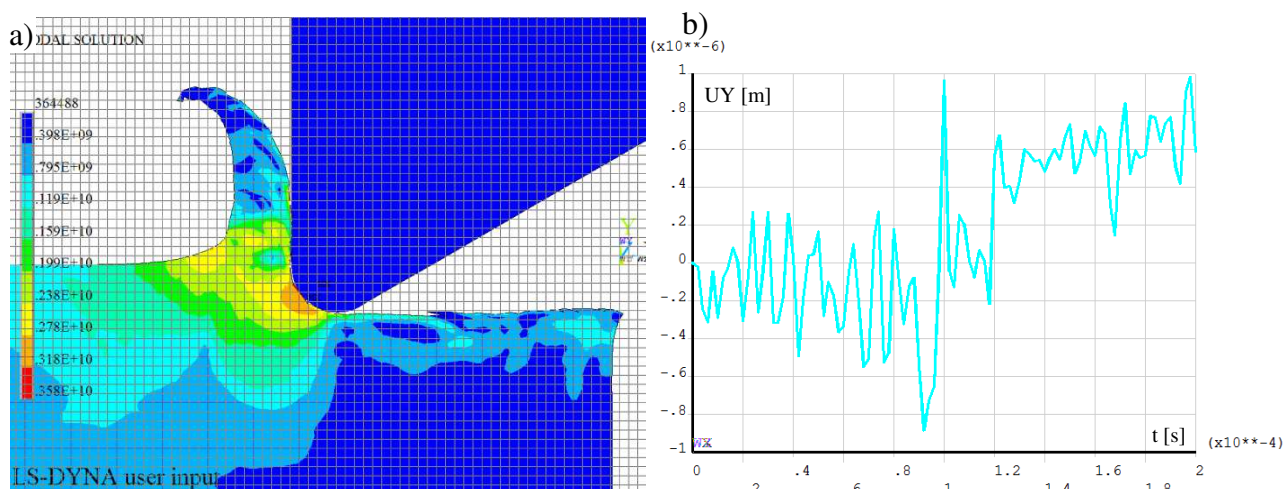
Maksymalna intensywność odkształceń panuje w zewnętrznej części wióra. Zaobserwowano okresowe zwiększenie odkształceń wynikające z nakładania się kolejnych warstw skrawanych na siebie. Zaznaczono je czarnymi strzałkami na rys. 6.38b. Przykładowe zamieszczone przemieszczenie węzła ukazuje odsprężynowanie materiału po przejściu narzędzia do wartości $0,75 \times 10^{-6}$ [m]. Ciekawym zaobserwowanym zjawiskiem jest fakt pozbycia przez wiór wysokich wartości intensywności naprężeń w momencie utraty spójności z materiałem podłoża.

Przypadek 15. Dane: $a_p = 25$ [μm], $\gamma = 0$ [$^\circ$]. W początkowej fazie procesu skrawania dla $\gamma = 0$ [$^\circ$] powstający wiór ciągły (rys. 6.40) miał różną grubość (rys. 6.42) i wahała się ona w granicach $h_{ch} = 5 \div 40$ [μm]. W miarę trwania procesu tworzący się wiór przyjął postać wióra ciągłego o jednakowym przekroju (rys. 6.41). Wiór na skutek hamowania jego przemieszczenia od strony wewnętrznej w wyniku spiętrzania materiału ulegał zawijaniu. Intensywność naprężeń była największa w obszarze kontaktu ostrza klina z materiałem obrabianym i w obszarze tzw. płaszczyzny ścinania.

Z wykresu zamieszczonego poniżej wynika, że przemieszczenie węzła przebiegało w sposób chaotyczny. Duże wahania amplitudy mogły wynikać m.in. z kroku całkowania. Jednakże wynika z niego, że po przejściu narzędzia wybrany węzeł przemieścił się z wartości początkowej 0 na wartość $0,6 \times 10^{-6}$ [m] co wskazuje na odsprężynowanie warstwy obrobionej.

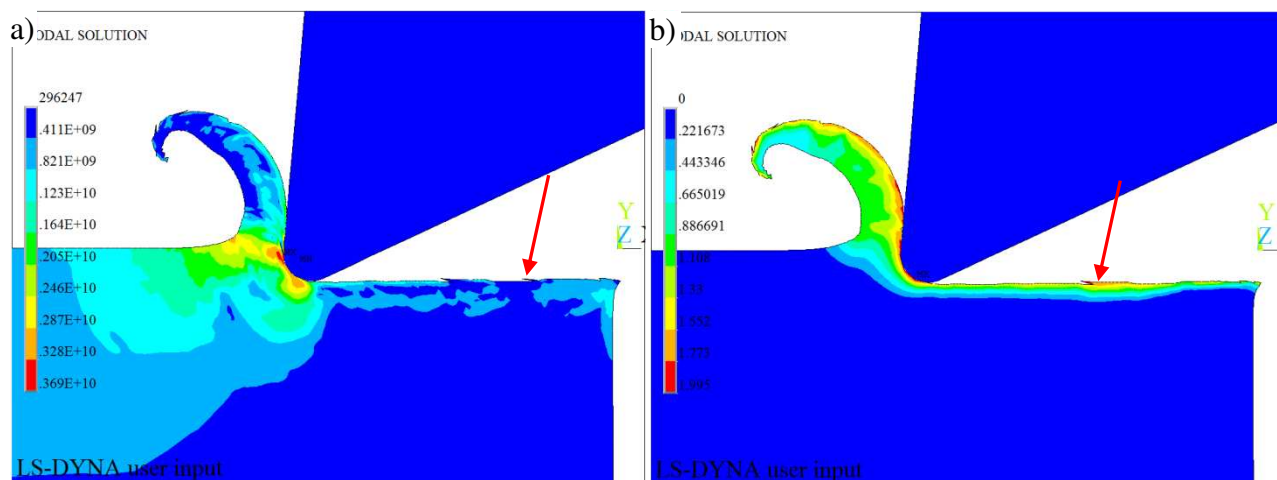


Rys. 6.41. Intensywność wg HMM: a) naprężeń, b) odkształceń



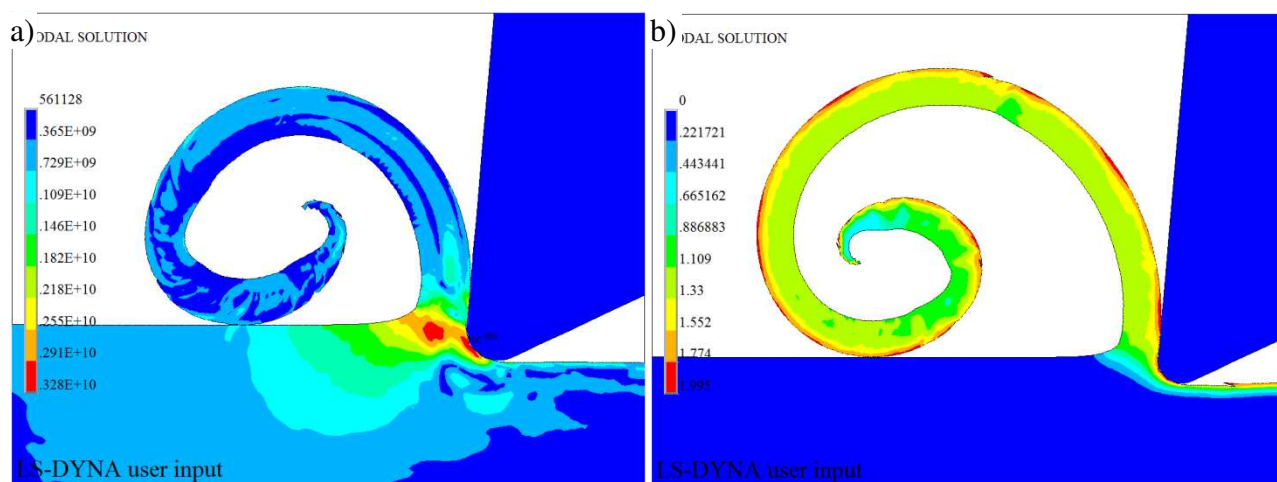
Rys. 6.42. Naniesiona siatka o rozmiarze 5×5 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Przypadek 16. Dane: $\alpha_p = 25 [\mu\text{m}]$, $\gamma = 5 [^\circ]$. Przy takiej wartości kąta natarcia klina zaobserwowano, podobnie jak dla przypadku gdy $\gamma = 0 [^\circ]$, tworzenie się wióra ciągłego. Maksymalna intensywność naprężeń panuje w obszarze styku ostrza klina z materiałem i wynosi $\sigma_{z,max} = 3690 [\text{MPa}]$ (rys. 6.43a).



Rys. 6.43. Widok: a) naprężeń Hubera-Mises'a-Hencky'ego, b) odkształceń Hubera-Mises'a-Hencky'ego dla wybranej części próbki dla kąta $\gamma=5^\circ$

Zauważyć można ponadto pewne nieciągłości powierzchni obrobionej w postaci zadziorów oznaczonych czerwonymi strzałkami na rys. 6.43a,b. Maksymalne odkształcenia podobnie jak dla poprzednich przypadków panują w obszarze styku ostrza klina z materiałem a także na zewnętrznej części utworzonego wióra (rys. 6.44b). Na rys. 6.44a widoczna jest maksymalna intensywność naprężeń w obszarze ścinania wióra. Fala podwyższonych naprężeń ponadto rozchodzi się przed ostrzem w odległości ok. 200 $[\mu\text{m}]$ (rys. 6.45a).

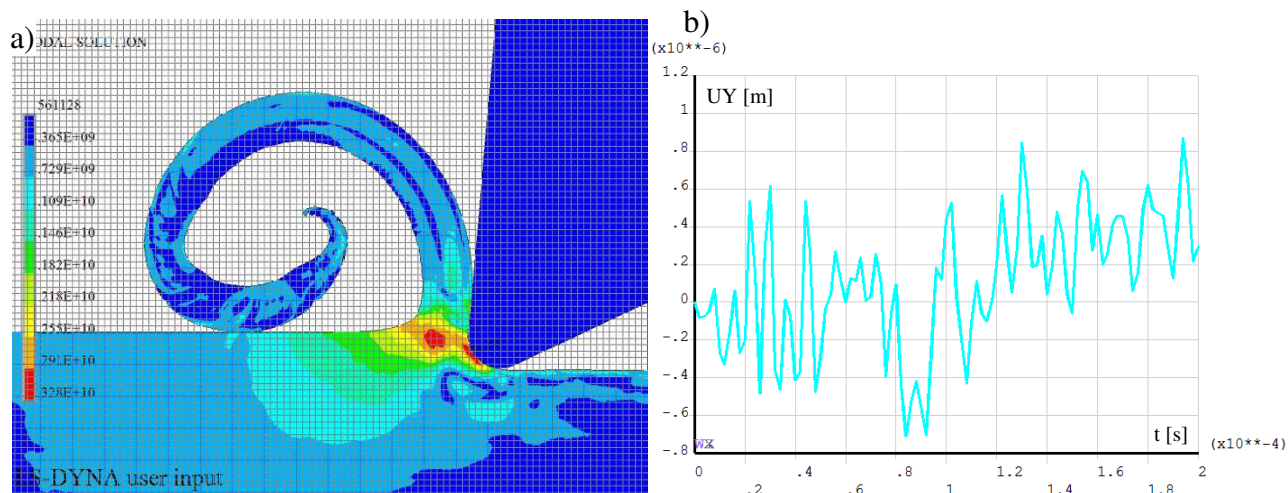


Rys. 6.44. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH

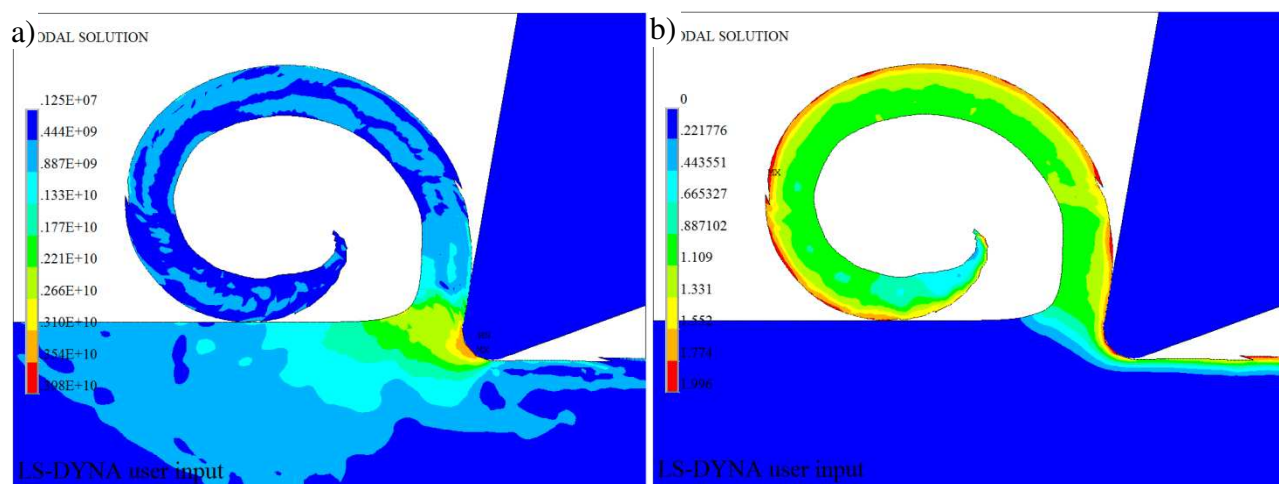
Rys. 6.45b przedstawia wykres przemieszczenia węzła po osi Y. Wynika z niego, że przemieszczenie wybranego węzła następowało w sposób chaotyczny. Przy czasie ok. $1,0 \times 10^{-4} [\text{s}]$ węzeł został przemieszczony pod ostrzem klina i materiał został uniesiony na skutek naprężeń rozciągających do wartości $0,54 \times 10^{-6} [\text{m}]$.

Przypadek 17. Dane: $\alpha_p = 25 [\mu\text{m}]$, $\gamma = 10 [^\circ]$. Dla granicznej wartości kąta wynoszącej $\gamma = 10 [^\circ]$ powstający wiór miał kształt identyczny jak miało to miejsce dla $\gamma = 5 [^\circ]$. Wiór ciągły

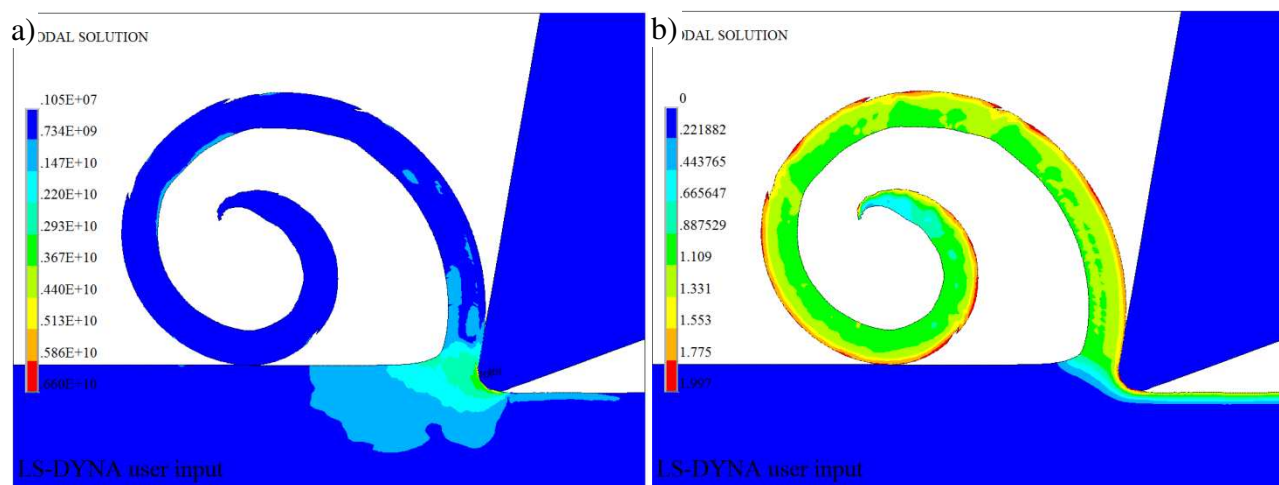
zawijał się w kierunku podłoża. Maksymalne naprężenia panowały w obszarze styku ostrza klina z materiałem a także w obszarze ścinania.



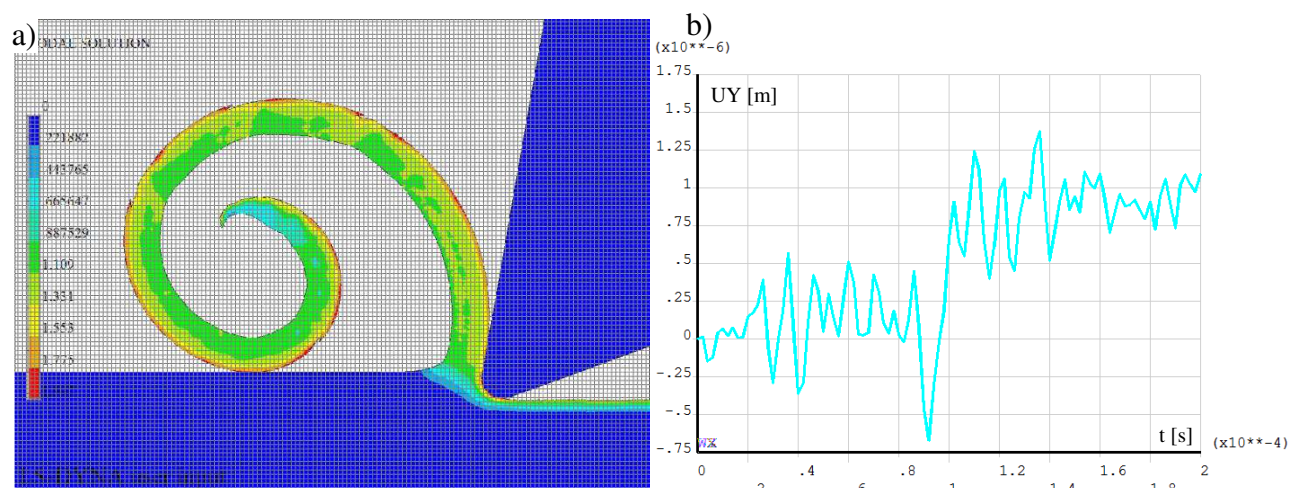
Rys. 6.45. Naniesiona siatka o rozmiarze $5 \times 5 \mu\text{m}$ (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)



Rys. 6.46. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM



Rys. 6.47. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM



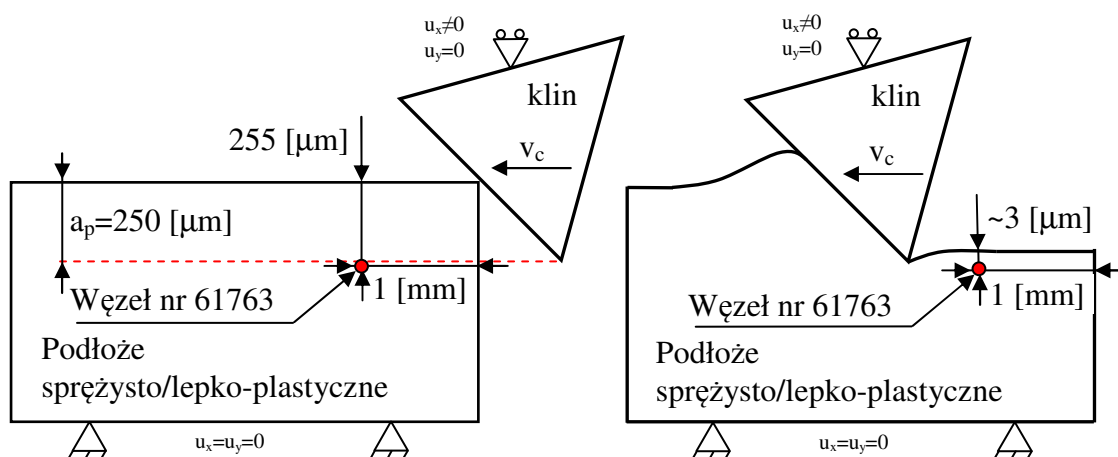
Rys. 6.48. Widok: a) naniesionej siatki o rozmiarze 5×5 [μm], b) wykresu przemieszczenia węzła po osi Y

Powierzchnia wewnętrzna wióra ma gładką powierzchnie natomiast zewnętrzna nosi niewielkie zadziory (rys. 6.46, 6.47). Zmierzona grubość wióra wynosiła $h_{ch} = 40$ [μm]. Z wykresu zamieszczonego poniżej, na rys. 6.48b, odczytać można, że do czasu $0,85 \times 10^{-4}$ [s] węzeł wykazywał niewielkie ruchy po osi Y natomiast po tym czasie ok. $0,9 \times 10^{-4}$ [s] został przemieszczony na wartość $-0,75 \times 10^{-6}$ [m]. Po przejściu ostrza nastąpiło odsprężynowanie materiału, a tym samym węzła, do wartości ok. $1,1 \times 10^{-6}$ [m].

3.3. Analiza przemieszczania klina dla zagłębienia narzędzia 250 mikrometrów

W podrozdziale przedstawiono wyniki przemieszczania nieodkształcalnego klina ($E \rightarrow \infty$) po sprężysto/lepko-plastycznym podłożu posiadającego charakterystykę materiałową stali 40H (41Cr4) po wyżarzeniu normalizującym (rozdział V) dla wartości zagłębienia klina wynoszącej $a_p = 250$ [μm]. Właściwości materiałowe a także pozostałe parametry technologiczne pozostały takie same jak dla $a_p = 25$ [μm]. Jedynie liczba elementów skończonych materiału podłoża uległa zwiększeniu i wynosi teraz 70000. Liczba elementów skończonych dyskretyzowanego klina pozostała na tym samym poziomie, czyli 18000.

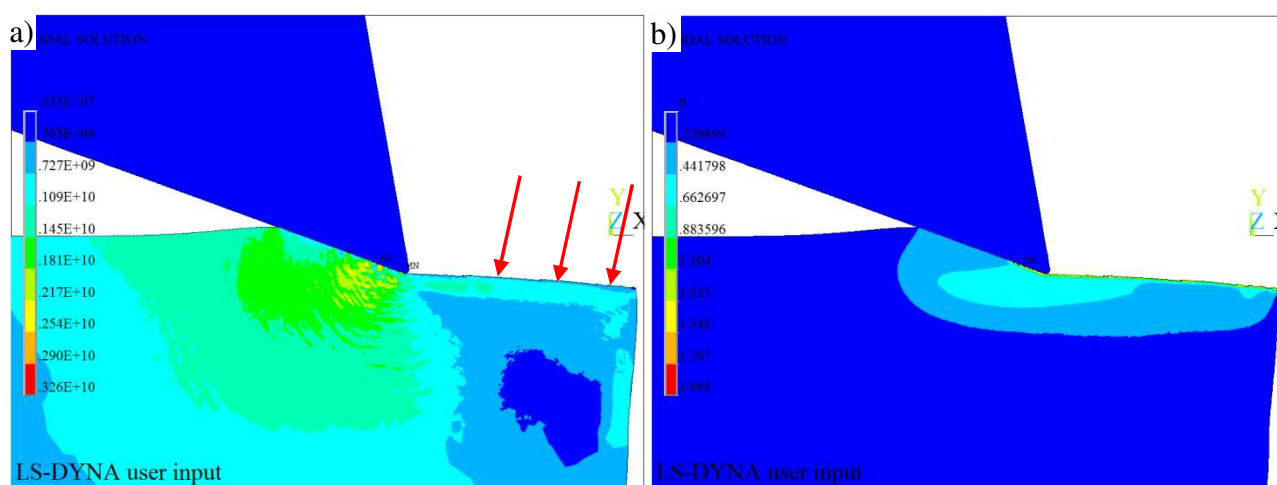
Widoczna w zrzutach ekranowych nałożona siatka ma wymiary 25×25 [μm]. Identycznie jak w symulacjach omawianych wcześniej badano wpływ pochylenia klina względem podłoża na rodzaj przebiegającej obróbki (mikroskrawanie bądź nagniatanie ślizgowe) a także na występujące odkształcenia i naprężenia. W każdej symulacji analizowane było przemieszczenie po osi Y tego samego węzła, którego numer i położenie ilustruje rys. 6.49.



Rys. 6.49. Schemat obrazujący położenie analizowanego węzła nr 61763 przed i po obróbce dla $a_p = 250$ [μm]

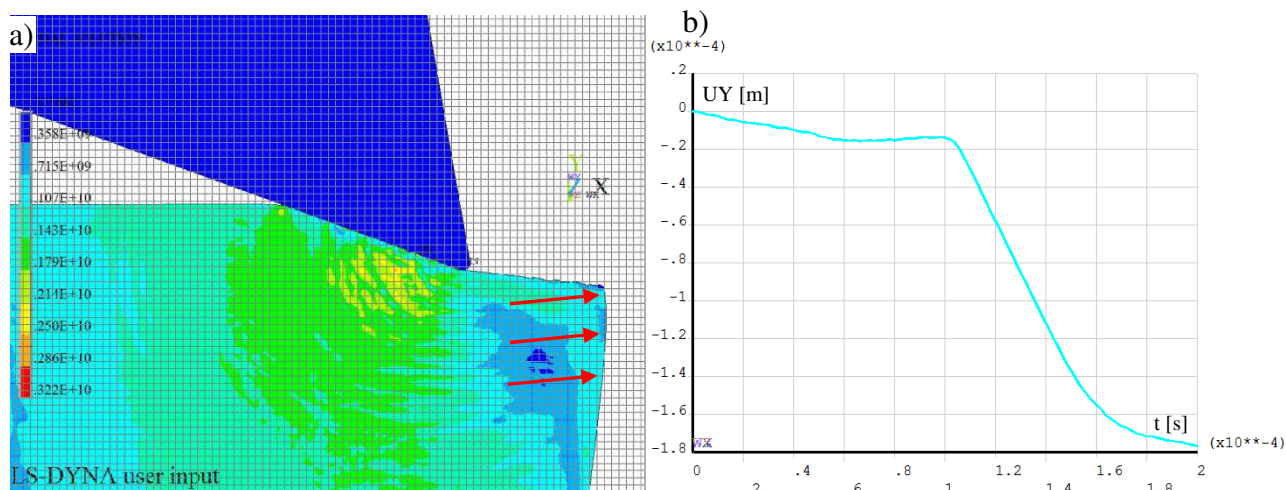
Zakres pochylenia klina wynosił $\gamma = -70 \div 10$ [°] z krokiem 5 [°]. Skala na rysunkach przedstawia wartości naprężeń Hubera–Mises’a–Hencky’ego i wyrażona jest w [Pa] bądź odkształceń Hubera–Mises’a–Hencky’ego wyrażonych w liczbie bezwymiarowej [-]. Dla każdego kąta pochylenia klina zamieszczono również przykładowe przemieszczenie węzła po osi Y znajdującego się tuż pod WW, znajdującego się w odległości dokładnie 1 [mm] od początku próbki. Poniżej przedstawiono wyniki przeprowadzonych symulacji.

Przypadek 1. Dane: $a_p = 250$ [μm], $\gamma = -70$ [°]. Na rys. 6.50 przedstawiono zrzut ekranowy dla $\gamma = -70$ [°]. Dla tak dobranego kąta natarcia klina obserwujemy zjawisko tworzenia się wypływkki. Można porównać ten proces do nagniatania ślizgowego gładkościowego. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze styku klina z materiałem obrabianym i wynoszą $\sigma_{z,max} = 3260$ [MPa]. Z naniesionej siatki można odczytać, że wychylenie materiału obrabianego na skutek kontaktu z klinem wyniosło ok 75 [μm]. Zaznaczono to czerwonymi strzałkami na rys. 6.51a.



Rys. 6.50. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM

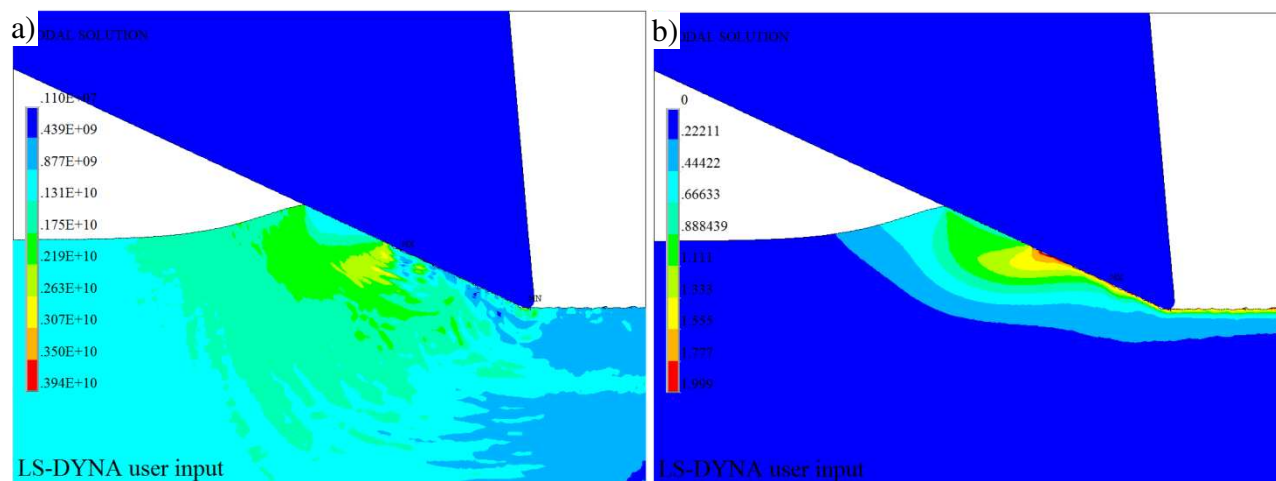
Charakterystycznym zjawiskiem jest ugięcie materiału podłoża w momencie wejścia narzędzia w materiał co najbardziej widać w obszarze wskazanym przez naniesione czerwone strzałki na rys 6.50a. Dla takiej konfiguracji klina naprężenia rozchodzą się w głąb materiału. Wykres przemieszczenia klina wskazuje na delikatne obniżenie węzła do czasu ok. $1,0 \times 10^{-4}$ [s]. Po tym czasie nastąpiło zdecydowane wciągnięcie węzła pod materiału ostrza na wartość $-1,8 \times 10^{-4}$ [m] i pozostało na tym poziomie do końca trwania symulacji.



Rys. 6.51. Naniesiona siatka o rozmiarze 25×25 [μm] (a) wraz z wykresem przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Przypadek 2. Dane: $\alpha_p = 250 [\mu\text{m}]$, $\gamma = -65 [^\circ]$. Dla tak dobranego kąta natarcia klina obserwujemy proces nagniatania ślizgowego gładkościowego. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze styku klina z materiałem obrabianym i wynoszą $\sigma_{z,max} = 3940 [\text{MPa}]$.

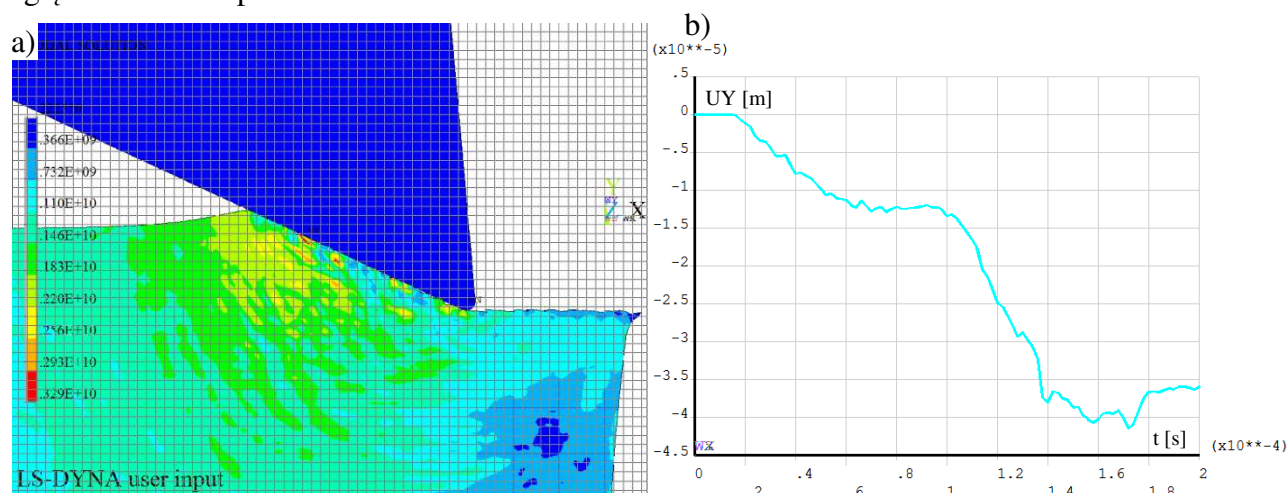
Z naniesionej siatki na rys. 6.53a można odczytać, że wysokość utworzonej wypływki wynosiła $50 [\mu\text{m}]$. Wychylenie materiału obrabianego na skutek kontaktu z klinem wyniosło ok $75 [\mu\text{m}]$ (rys. 6.53a). Maksymalne odkształcenia panują w środkowej części tworzącej się wypływki, gdzie panują największe naciski powierzchni natarcia klina na materiał obrabiany (rys. 6.52b).



Rys. 6.52. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH

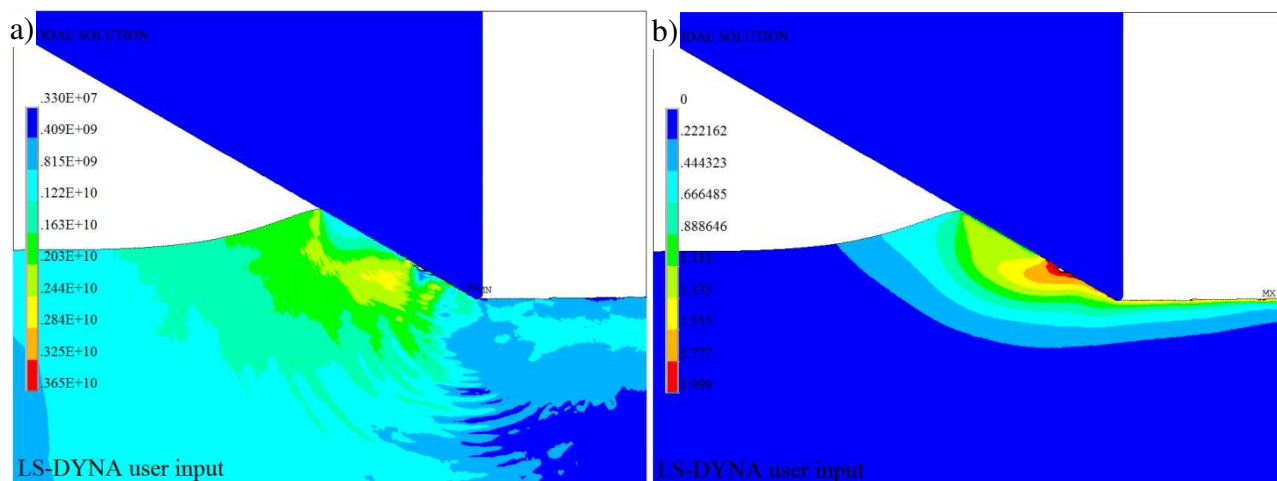
Wykres przemieszczenia klina wskazuje na ciągłe obniżanie wężła do czasu ok. $1,6 \times 10^{-4}$ [s], gdzie osiąga wartość przemieszczenia wynoszącą $-4,3 \times 10^{-5}$ [m] i pozostaje na tym poziomie niemal do końca trwania symulacji.

Przypadek 3. Dane: $\alpha_p = 250 [\mu\text{m}]$, $\gamma = -60 [^\circ]$. Dla takiego kąta natarcia klina również obserwujemy zjawisko tworzenia się wypływki bez tworzenia wióra. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze styku wierzchołka klina z materiałem obrabianym i wynoszą $\sigma_{z,max} = 3650 [\text{MPa}]$. Ciekawym zjawiskiem jest fakt, że minimalna wartość naprężeń panuje dokładnie w miejscu styku ostrza klina z materiału, czyli potocznie zwanej martwej strefie. Wysokość utworzonej wypływki (rys. 6.55a) wyniosła ok $200 [\mu\text{m}]$ co w porównaniu z kątem $\gamma = -70 [^\circ]$ daje pozwoływny wzrost. Nie zaobserwowano zjawiska ugięcia materiału podłoża w momencie kontaktu z klinem.



Rys. 6.53. Siatka o rozmiarze $25 \times 25 [\mu\text{m}]$ (a) i wykres przemieszczenia wężła po osi Y (b)

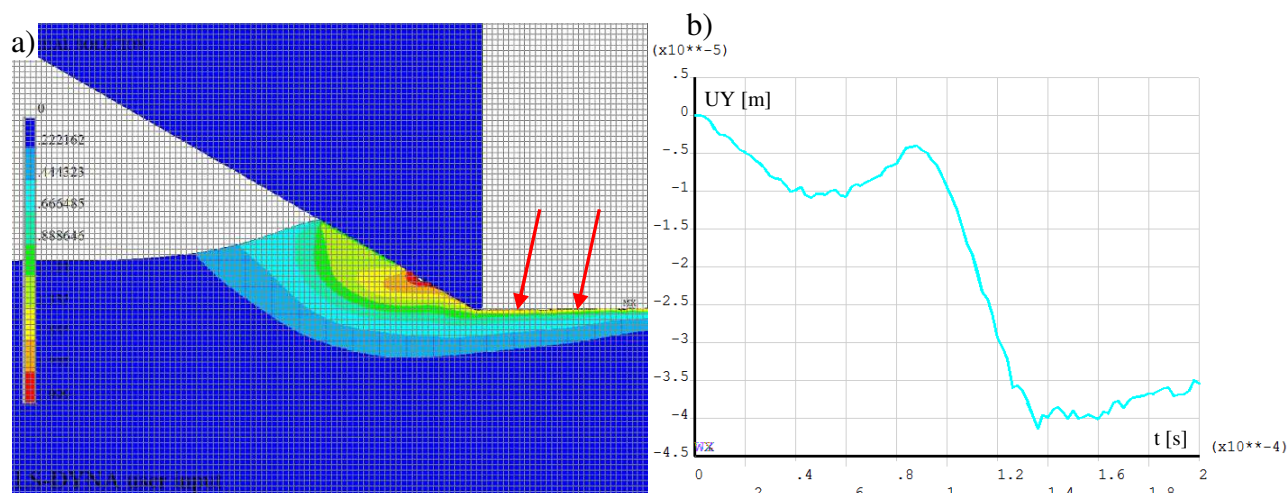
W trakcie symulacji zaobserwowano tendencje koncentracji naprężeń w tzw. płaszczyźnie ścinania co jest charakterystyczne dla procesu skrawania i może sugerować, że dla większych kątów natarcia będzie można zaobserwować właśnie ww. zjawisko. Ponadto, analizując wymiary naniesionej siatki, wyraźnie zaobserwować można zjawisko odsprężynowania materiału podłoża oznaczone strzałkami (rys. 6.55a). Podobnie jak w wyżej opisywanej symulacji, także w tym przypadku maksymalne odkształcenia panują w środkowej części styku tworzącej się wypłytki z materiałem klina (rys. 6.54b).



Rys. 6.54. Mapy: a) naprężeń Hubera-Mises'a-Hencky'ego, b) odkształceń Hubera-Mises'a-Hencky'ego

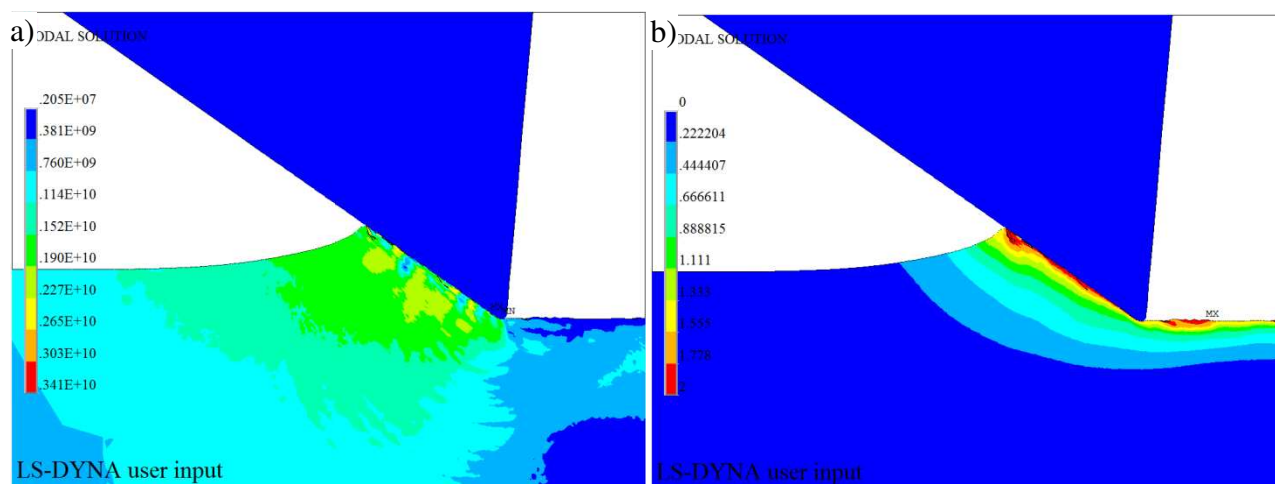
Analizując przemieszczenie węzła zauważyć można lekkie jego uniesienie na wartość $-0,5 \times 10^{-5}$ [m] w czasie $0,85 \times 10^{-4}$ [s] (rys. 6.53b). Wynikać to mogło z faktu ściskania materiału i jego lekkiego uniesienia. Jednakże przy czasie $0,9 \times 10^{-4}$ [s] nastąpiło wciągnięcie węzła pod ostrze klina i jego przemieszczenie na wartość $-4,2 \times 10^{-5}$ [m]. Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie węzła na wartość $-3,5 \times 10^{-5}$ [m].

Przypadek 4. Dane: $\alpha_p = 250$ [μm], $\gamma = -55$ [$^\circ$]. Dla tak dobranego kąta natarcia klina obserwujemy ponownie proces nagniatania ślizgowego gładkościowego. Maksymalne wartości naprężeń (rys. 6.56a) na wybranym kroku czasowym panują w obszarze styku klina z materiałem obrabianym i wynoszą $\sigma_{z,max} = 3410$ [MPa]. Z naniesionej siatki na rys. 6.57a można odczytać, że wysokość utworzonej wypłytki wynosiła 275 [μm].



Rys. 6.55. Naniesiona siatka o rozmiarze 25×25 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

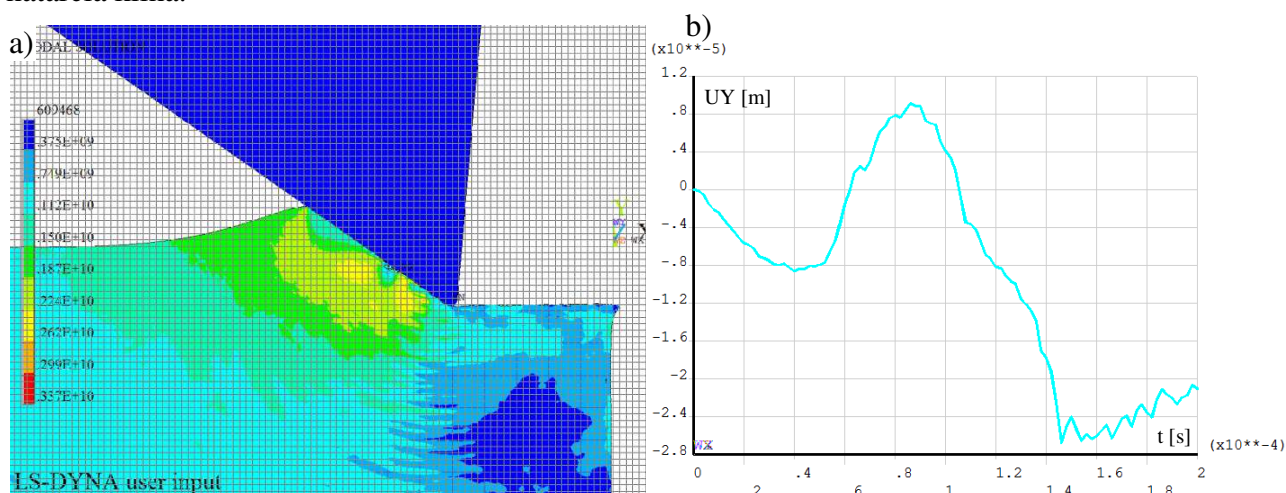
Powstał delikatny zadziór w momencie wejścia klina w materiał (rys. 6.57a). Jego wymiar wynosił ok. 25 $[\mu\text{m}]$. Maksymalne odkształcenia panują na całej powierzchni tworzącej się wypływkę a także w obrobionej WW (rys. 6.56b).



Rys. 6.56. Widok map: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH dla kąta $\gamma = -55^\circ$

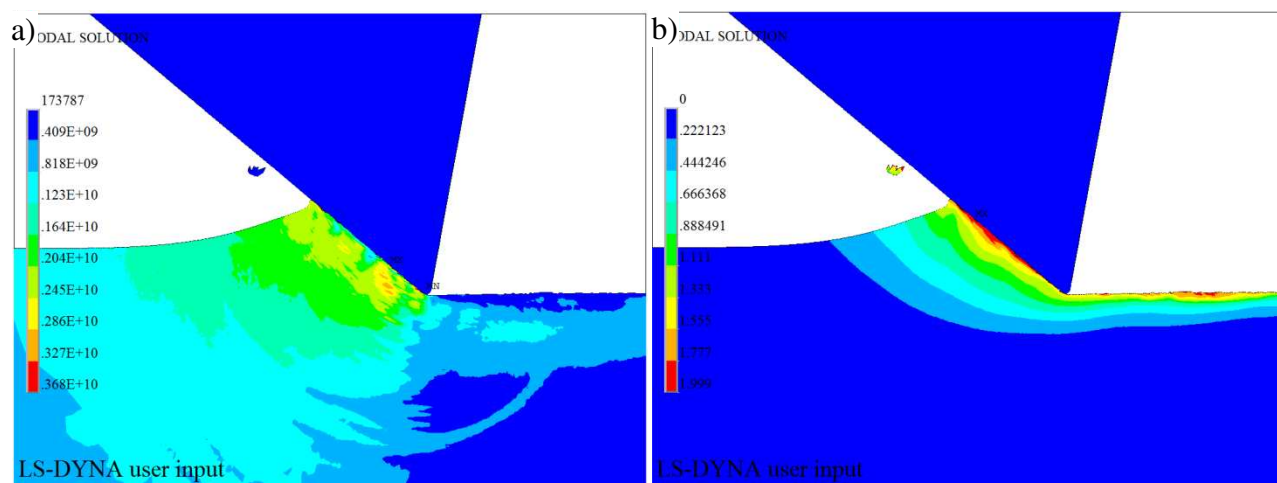
Przemieszczenie węzła na wartość $0,8 \times 10^{-5}$ [m] w czasie $0,85 \times 10^{-4}$ [s] wynikało z faktu spiętrzania materiału i jego lekkiego uniesienia. Jednakże przy czasie $0,9 \times 10^{-4}$ [s] nastąpiło wciągnięcie węzła pod ostrze klina i jego przemieszczenie na wartość $-2,5 \times 10^{-5}$ [m]. Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie węzła na wartość $-2,3 \times 10^{-5}$ [m].

Przypadek 5. Dane: $a_p = 250$ $[\mu\text{m}]$, $\gamma = -50$ $[\circ]$. Dla $\gamma = -50$ $[\circ]$ zaobserwowano zjawisko tworzenia się wypływkę a także wióra. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze styku wierzchołka klina z materiałem obrabianym a także w płaszczyźnie ścinania i wynoszą $\sigma = 3680$ [MPa]. Wysokość utworzonej wypływkę (rys. 6.59a) wyniosła ok 250 $[\mu\text{m}]$ co stanowi zadaną wartość zagłębienia narzędzia a_p . Maksymalne odkształcenia rozciągały się na całej powierzchni kontaktu tworzącej się wypływkę z powierzchnią natarcia klina.



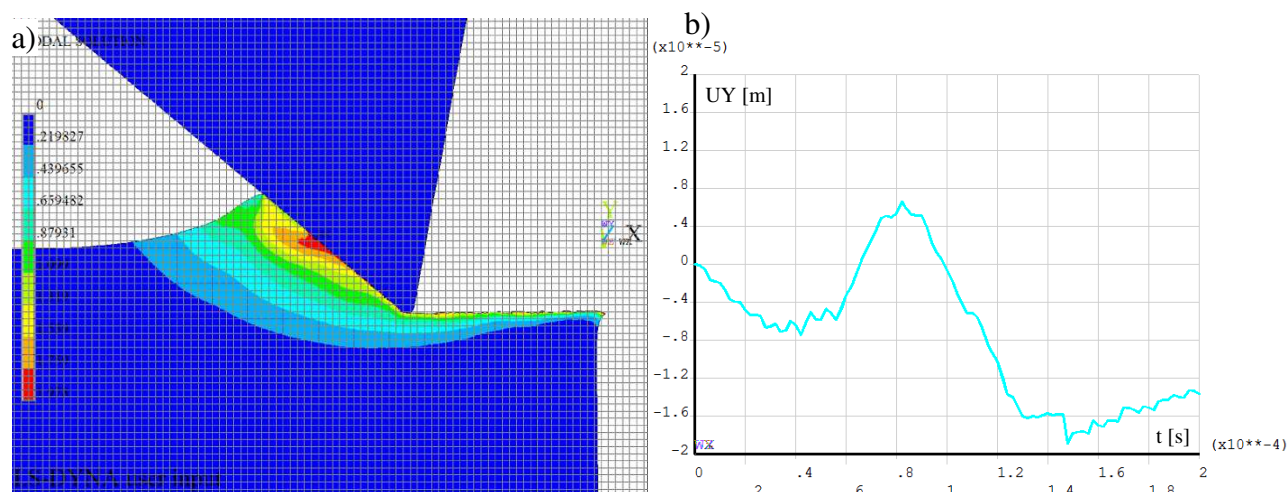
Rys. 6.57. Naniesiona siatka o rozmiarze 25×25 $[\mu\text{m}]$ (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

W trakcie symulacji zaobserwowano zjawisko tworzenia mikrowióra elementowego o rozmiarze ok. 100×50 $[\mu\text{m}]$. Zmierzono średni kąt $\Phi = 37$ $[\circ]$ przy którym panowały maksymalne naprężenia w płaszczyźnie ścinania.



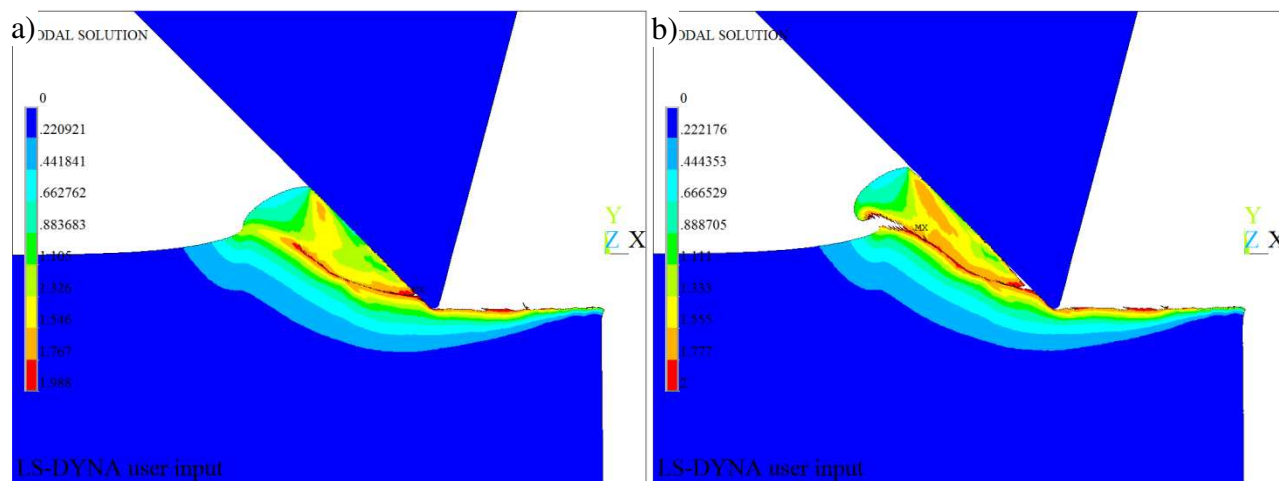
Rys. 6.58. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM dla $\gamma = -50^\circ$

Zaobserwowano także odsprężynowanie materiału podłoża po przejściu narzędzia z wartości $1,8 \times 10^{-5}$ [m] w czasie $1,4 \times 10^{-4}$ [s] na wartość $-1,3 \times 10^{-5}$ [m] w czasie $2,0 \times 10^{-4}$ [s].



Rys. 6.59. Naniesiona siatka o rozmiarze 25×25 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

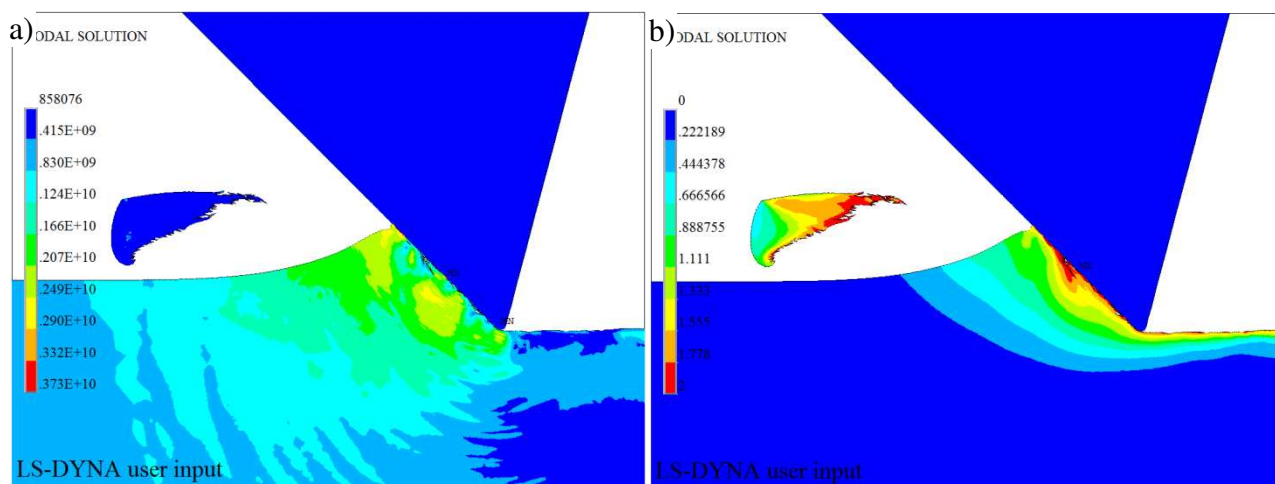
Przypadek 6. Dane: $a_p = 250$ [μm], $\gamma = -45^\circ$. Przy kącie $\gamma = -45^\circ$ zaobserwowano proces skrawania. Odrywające się wióry są wiórami elementowymi. Na rys. 6.60 widać poszczególne etapy tworzenia się wióra.



Rys. 6.60. Mapy intensywności odkształceń HMM (a,b) dla kolejnych etapów tworzenia się wióra

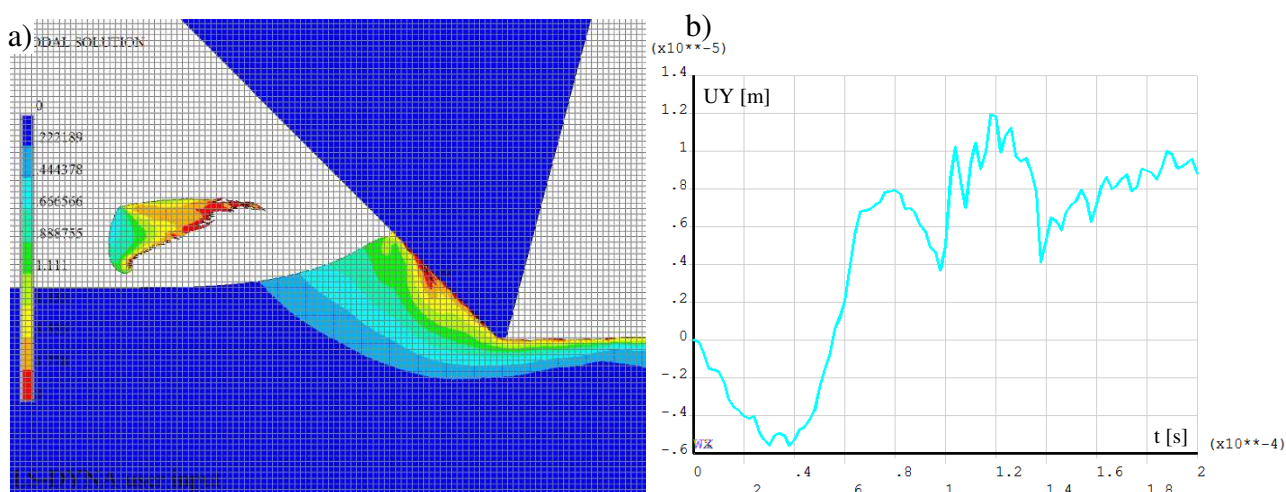
Począwszy od koncentracji odkształceń w płaszczyźnie ścinania widocznej na rys. 6.60a do momentu jego oderwania od materiału rodzimego (rys. 6.60b). Rys. 6.61 przedstawia oderwany wiór od podłoża i formowanie się wypłytki, która w dalszej części symulacji przekształci się w kolejny wiór. Na rys. 6.61a obserwujemy, że w wiórze w momencie straty spójności z materiałem naprężenia spadają do wartości $\sigma_{z,max} = 415 [MPa]$ czyli niemal dziesięciokrotnie mniej niż w momencie jego formowania.

Na rys. 6.61b widoczna jest powierzchnia wióra zarówno od strony natarcia jak i od strony oderwania. Powierzchnia od strony natarcia jest gładka natomiast od strony utraty spójności nosi ślady postrzępienia. Wartości odkształceń maksymalnych rozchodzą się w głąb wypłytki począwszy od wartości maksymalnych w miejscu styku wypłytki z materiałem klina i wynoszących $\varepsilon_{z,max} = 2$ do wartości $\varepsilon = 0,4$ wewnątrz formującej się wypłytki.



Rys. 6.61. Mapy: a) naprężeń HMH , b) odkształceń HMH

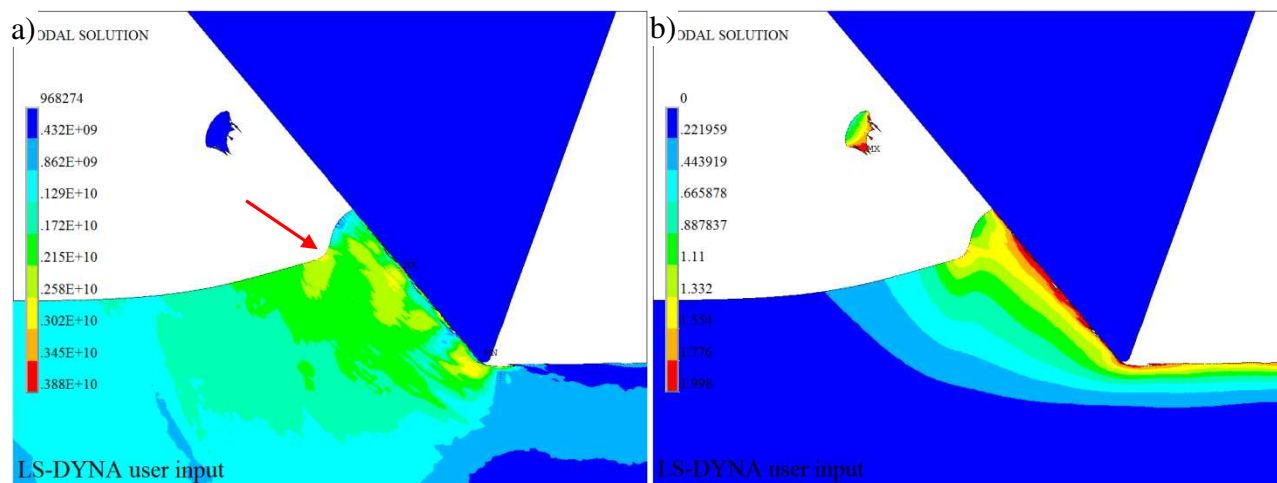
Powstały wiór widoczny na rys. 6.62a ma wymiary ok. $600 \times 300 [\mu m]$. Przesunięcie węzła widoczne na rys. 6.62b wskazuje na unoszenie jego przez zbliżające się ostrze do wartości $1,2 \times 10^{-5} [m]$ natomiast po przejściu ostrza uległo przesunięciu na wartość $0,9 \times 10^{-5} [m]$.



Rys. 6.62. Naniesiona siatka o rozmiarze $25 \times 25 [\mu m]$ (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

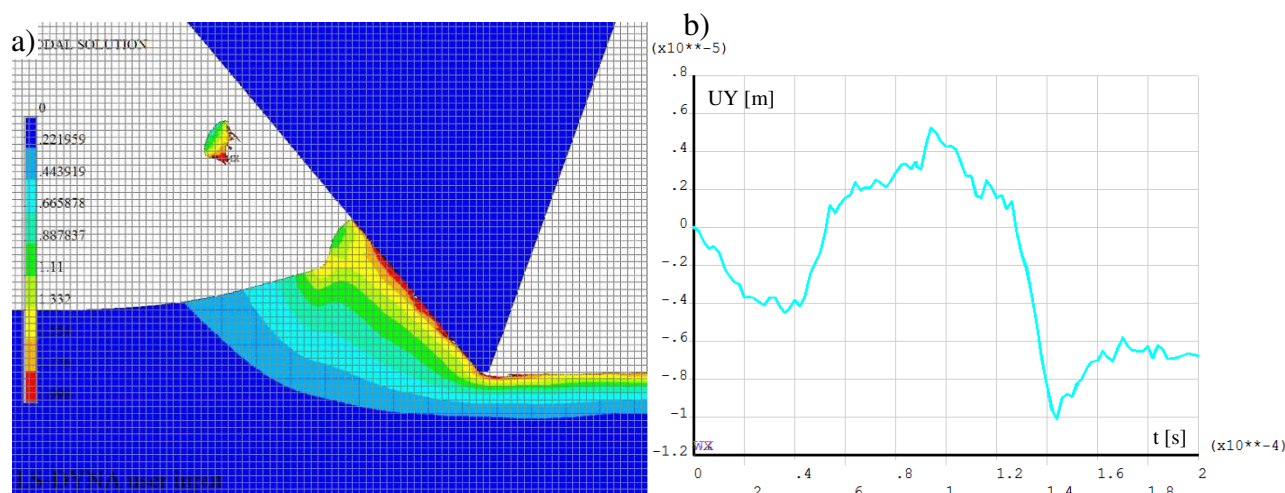
Przypadek 7. Dane: $a_p = 250 [\mu m]$, $\gamma = -40 [^\circ]$. Dla wartości kąta wynoszącego $\gamma = -40 [^\circ]$ zaobserwowano zjawisko tworzenia się wypłytki z której później formował się wiór elementowy. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze styku powierzchni natarcia klina z materiałem wypłytki a także w płaszczyźnie ścinania i wynoszą

$\sigma_{z,max} = 3880$ [MPa]. Wysokość utworzonej wypływki wyniosła 350 [μm] (rys. 6.64a). Wysokość ta ulegała ciągłej zmianie. W wyniku koncentracji naprężeń w płaszczyźnie ścinania następowało odrywanie się części wypływki w postaci wióra. W trakcie symulacji zaobserwowano zjawisko tworzenia mikrowióra elementowego o rozmiarze ok. 100×200 [μm]. Ponadto zaobserwowano kolejną tworzącą się koncentrację naprężeń w płaszczyźnie ścinania, która z pewnością przekształciłaby materiał wypływki w wiór. Zaznaczono ją strzałką na rys. 6.63a. Zmierzono średni kąt $\Phi = 43$ [°] przy którym panowały maksymalne naprężenia w płaszczyźnie ścinania.



Rys. 6.63. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH dla $\gamma = -40^\circ$

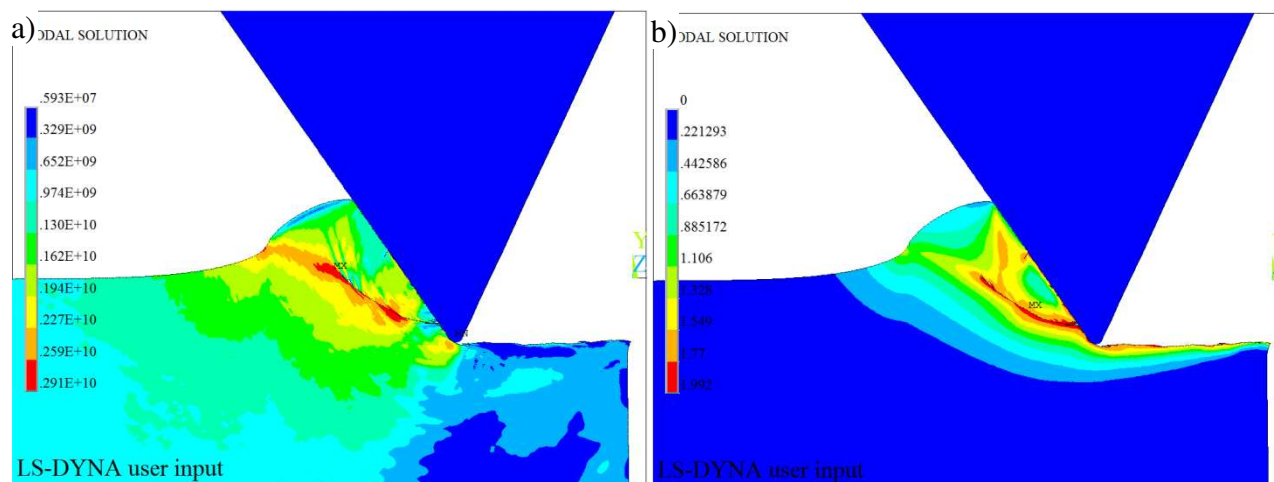
Analizując przemieszczenie węzła zauważyć można lekkie jego uniesienie na wartość $0,5 \times 10^{-5}$ [m] w czasie $0,9 \times 10^{-4}$ [s]. Wynikać to mogło z faktu ściskania materiału i jego lekkiego uniesienia. Jednakże przy czasie $0,9 \times 10^{-4}$ [s] nastąpiło wciągnięcie węzła pod ostrze klina i jego przemieszczenie na wartość $-1,0 \times 10^{-5}$ [m]. Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie węzła na wartość $-0,7 \times 10^{-5}$ [m].



Rys. 6.64. Widok: siatki (a) o rozmiarze 25×25 [μm], b) wykresu przemieszczenie węzła po osi Y

Przypadek 8. Dane: $a_p = 250$ [μm], $\gamma = -35$ [°]. Przy kącie $\gamma = -35$ [°] zaobserwowano proces skrawania. Odrywające się wióry są wiórami elementowymi. Na rys. 6.65 widać intensywność naprężeń i odkształceń w formowanym wiórze. Maksymalna intensywność naprężeń na analizowanym kroku czasowym wynosi $\sigma_{z,max} = 2910$ [MPa] i panuje w obszarze płaszczyzny ścinania wióra. Zmierzony kąt ścinania wyniósł $\Phi = 45$ [°]. Rys. 6.66 przedstawia oderwany wiór od podłoża i formowanie się wypływki, która w dalszej części symulacji przekształci się w kolejny

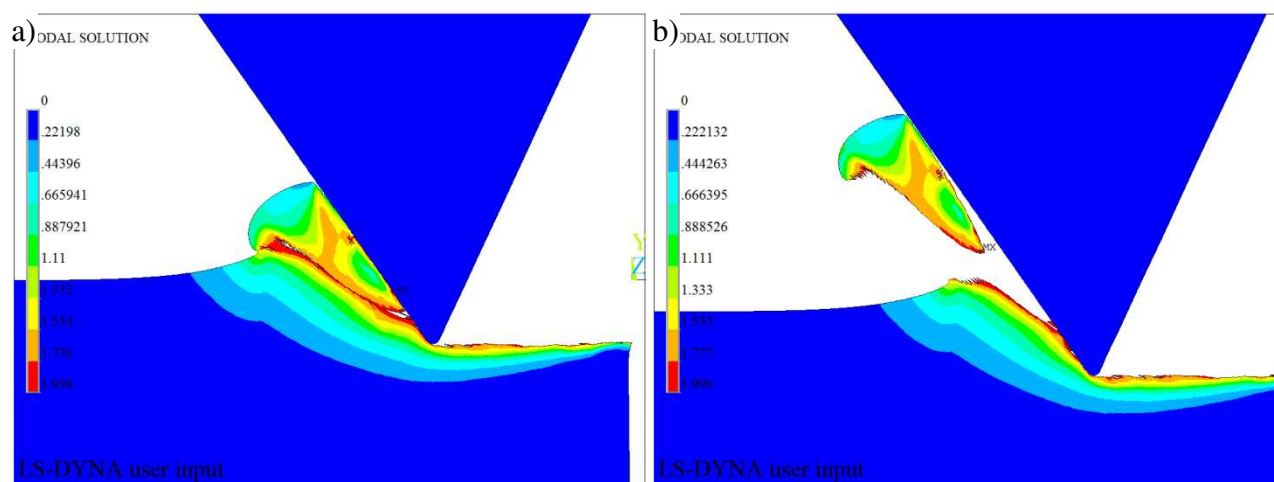
wiór. Zauważyć można postrzępienie krawędzi wióra od strony utraty spójności z materiałem podłoża. Wartości maksymalnych intensywności odkształceń panują w miejscu odrywania wióra od podłoża i wynoszą $\varepsilon_{z,max} = 1,9$.



Rys. 6.65. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM

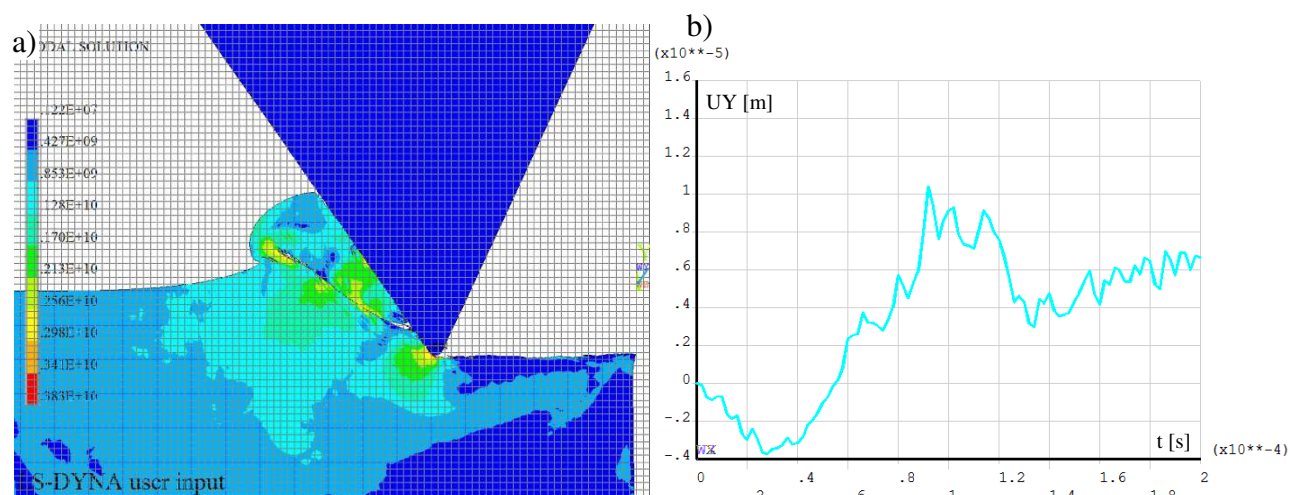
Powstający wiór widoczny na rys. 6.67a ma wymiary ok. 400×250 [μm]. Przesunięcie węzła widoczne na rys. 6.67b wskazuje na unoszenie jego przez zbliżające się ostrze do wartości $1,0 \times 10^{-5}$ [m] natomiast po przejściu ostrza uległo przesunięciu na wartość $0,6 \times 10^{-5}$ [m].

Przypadek 9. Dane: $a_p = 250$ [μm], $\gamma = -30$ [$^\circ$]. Na rys. 6.68 przedstawiono zrzut ekranowy dla $\gamma = -30$ [$^\circ$]. Dla takiej wartości kąta zaobserwowano zjawisko mikroskrawania. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze kontaktu ostrza klina z materiałem podłoża a także na powierzchni natarcia klina z materiałem wyływki i wynoszą $\sigma_{z,max} = 3400$ [MPa].

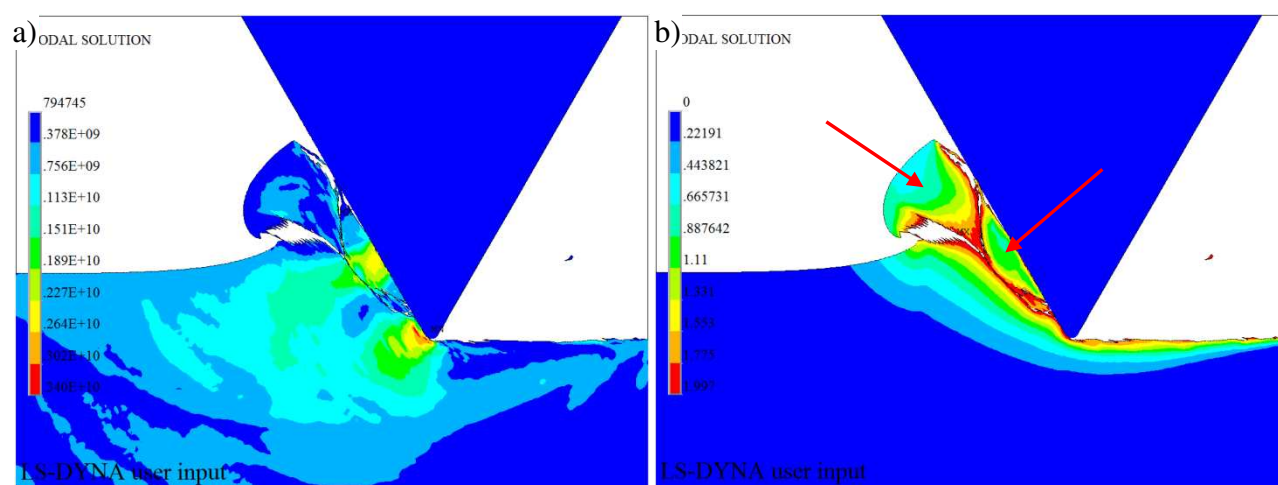


Rys. 6.66. Mapa intensywności odkształceń HMM podczas tworzenia (a) i odrywania się wióra (b)

Obserwowane maksymalne wartości intensywności odkształceń panują w miejscach oddzielania poszczególnych fragmentów wióra od pozostałych. Widoczne to jest na rysunku 6.68b gdzie zauważyć można elementy wiórów odrywanych zaznaczone czerwonymi strzałkami. Wysokość utworzonej wyływki dla widocznego kroku czasowego wyniosła 200 [μm] (rys. 6.70a). Wartość ta była zmienna na skutek przekształcania wyływki w wiór. W trakcie symulacji zaobserwowano zjawisko tworzenia wielu mikrowiór elementowych (rys. 6.69) o różnym rozmiarze i kształcie. Ich krawędzie były chropowate.

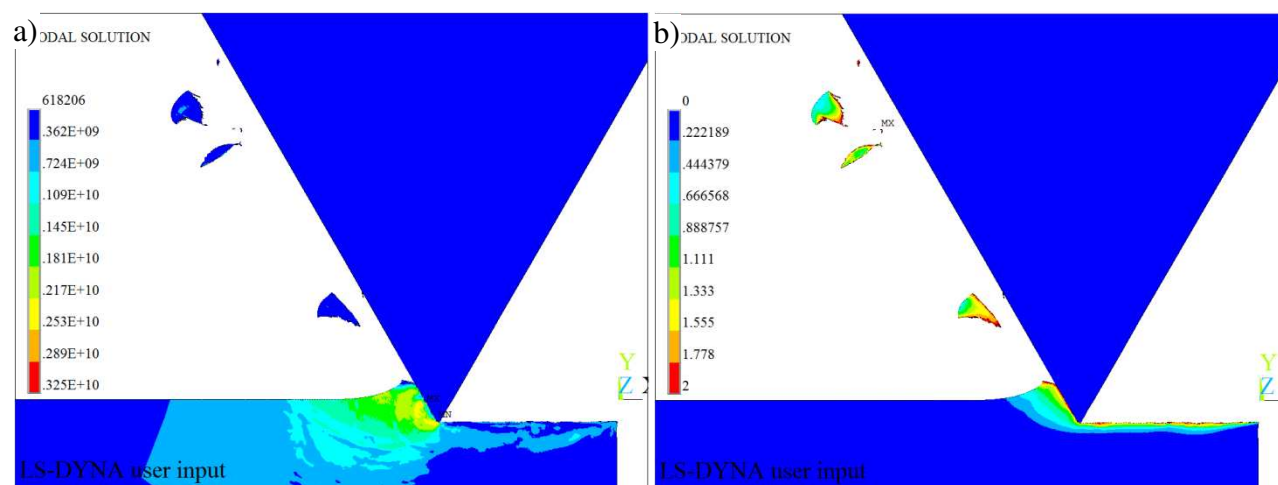


Rys. 6.67. Naniesiona siatka o rozmiarze 25×25 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

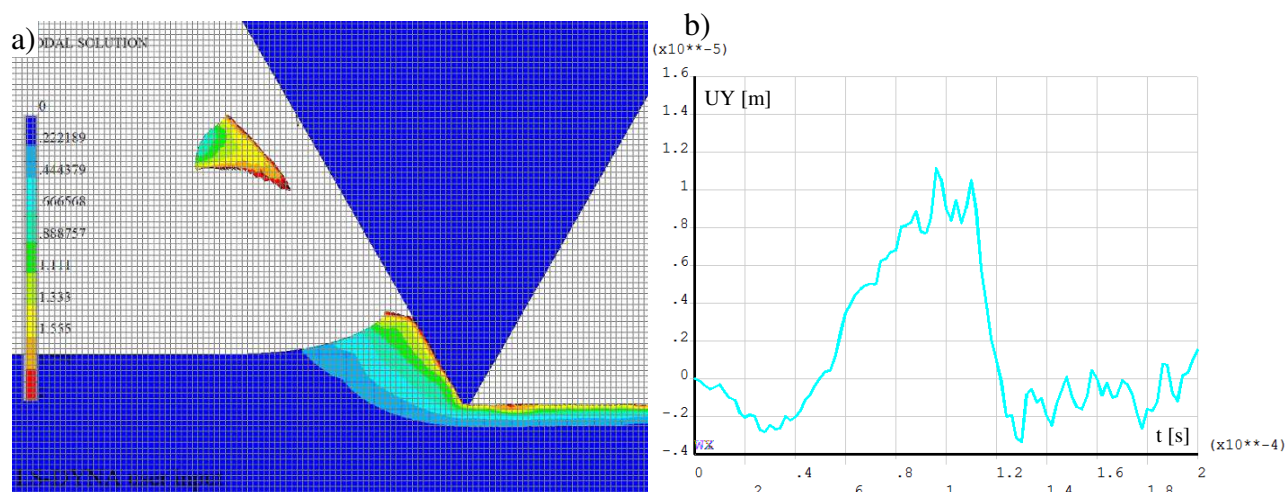


Rys. 6.68. Mapy naprężeń HMH (a) i odkształceń HMH dla kąta $\gamma = -30^\circ$ (b)

W momencie oderwania wióra od materiału podłoża następował gwałtowny spadek wartości naprężeń w obszarze płaszczyzny ścinania by ponownie osiągać wartości krytyczne w momencie „sprasowania” materiału podłoża przez klin. Zmierzono kąt płaszczyzny ścinania dla którego powstawał wiór. Wynosił on $\Phi = 46$ [°]. Podobnie jak dla powyższych przypadków zaobserwowano odsprężynowanie materiału podłoża po przejściu narzędzia widoczne na wykresie z rysunku 6.70b.



Rys. 6.69. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH

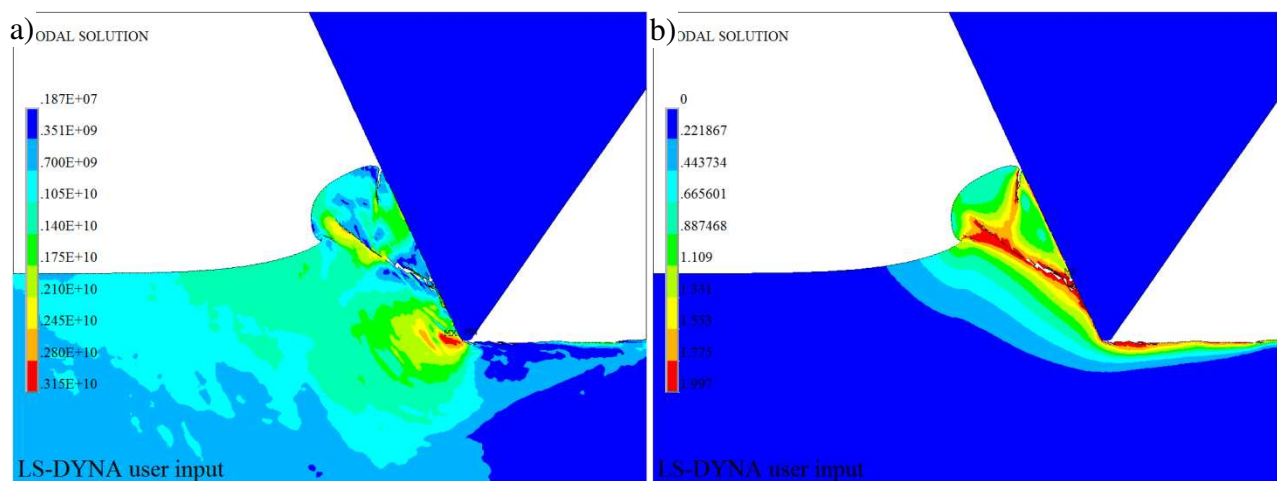


Rys. 6.70. Naniesiona siatka o rozmiarze 25×25 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Przypadek 10. Dane: $a_p = 250$ [μm], $\gamma = -25$ [$^\circ$]. Przy tak dobranym kącie natarcia klina utworzone wióry mają kształt wiórów elementowych. Następuje szybka koncentracja naprężeń we tworzonych wypływkach, które na skutek przekroczonych naprężeń krytycznych na ścinanie przechodzą w wióry (rys. 6.72). Ich kształt jest nieregularny a brzegi postrzępione (rys.6.72). Ich długość wynosi ok. $l_{ch} = 350$ [μm] (rys. 6.72a) a grubość $h_{ch} = 150$ [μm].

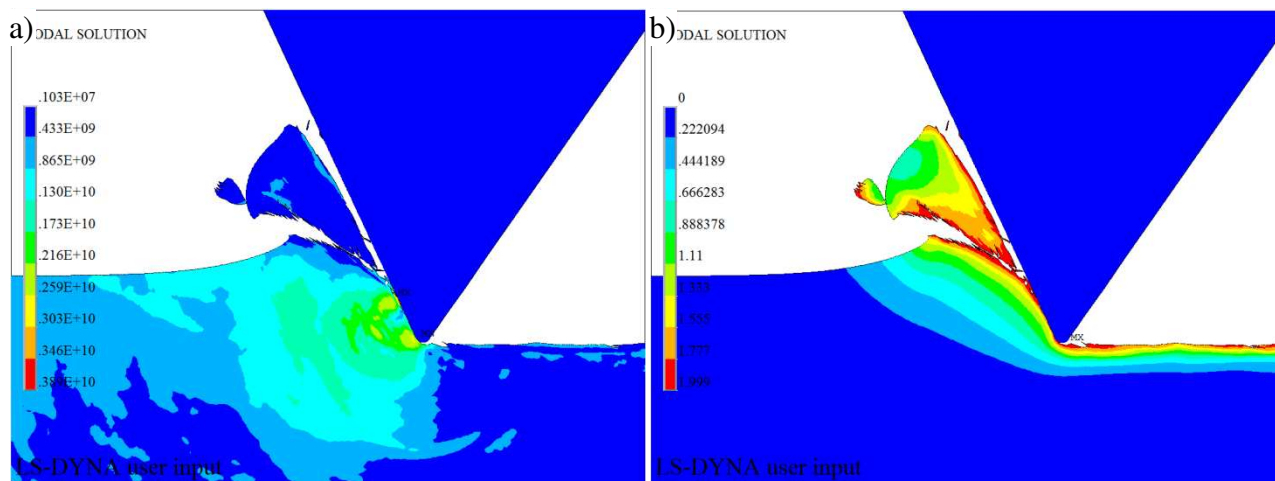
Na wybranym kroku czasowym (rys. 6.71a) największa wartość intensywności naprężeń panowała w obszarze styku ostrza klina z materiałem podłoża i wynosiła $\sigma_{z,max} = 3150$ [MPa]. Odształcenia maksymalne zaobserwowano w tworzących się wiórach a dokładniej w miejscach rozdzielania z materiałem obrabianym.

Wysokość powstałej wypływki wynosi ok 250 [μm] i po osiągnięciu pewnej wartości przekształca się w wiór (rys. 6.72).

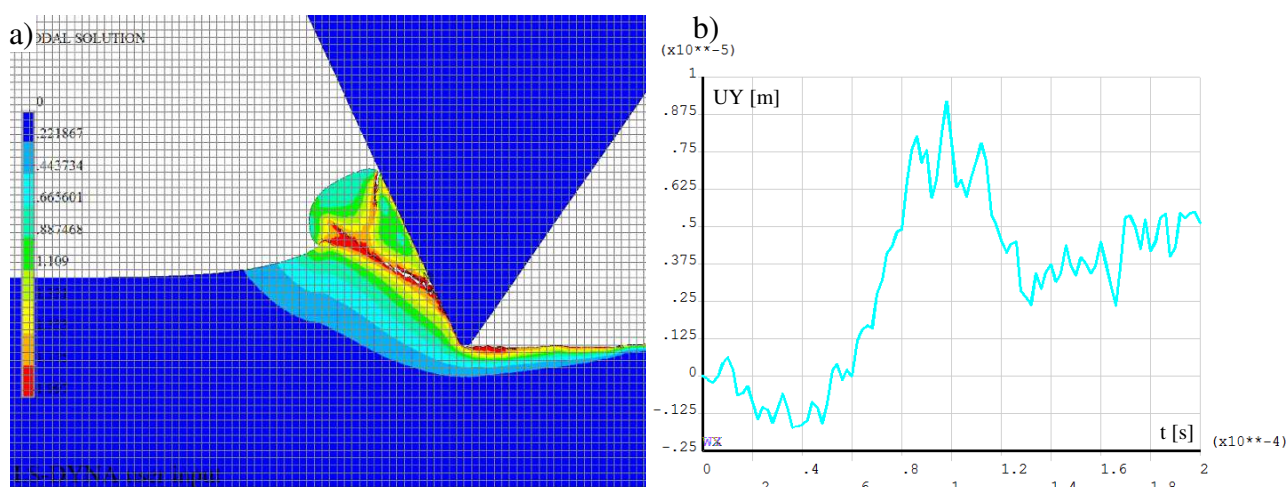


Rys. 6.71. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM

Rys. 6.73b przedstawia wykres przemieszczenia węzła i wynika z niego, że do ok. $1,0 \times 10^{-4}$ [s] następowało przemieszczanie węzła po osi Y na wartość $0,9 \times 10^{-5}$ [m] w czasie $1,0 \times 10^{-4}$ [s]. Po tym czasie nastąpiło przemieszczenie węzła na wartość $0,5 \times 10^{-5}$ [m] wynikająca z powrotu sprężystego materiału po przejściu klina.

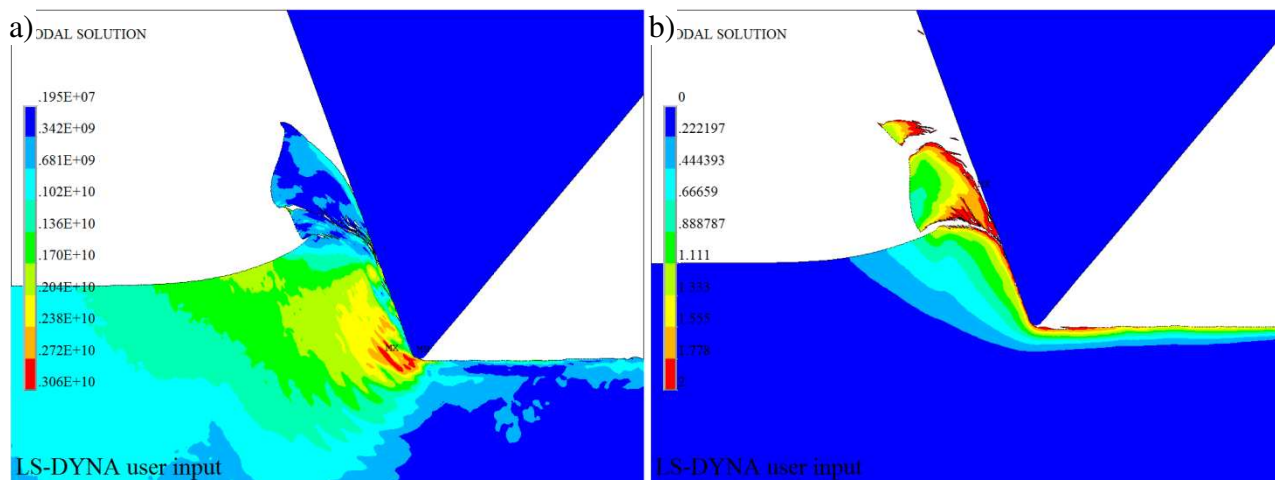


Rys. 6.72. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH dla $\gamma = -25^\circ$

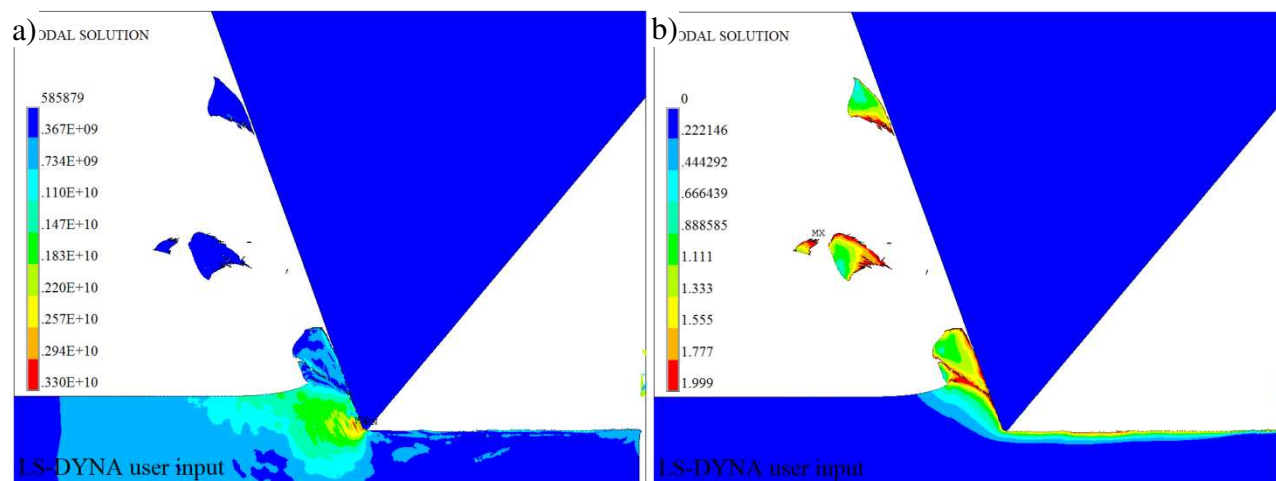


Rys. 6.73. Siatka o rozmiarze $25 \times 25 \text{ } [\mu\text{m}]$ (a) a także wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Przypadek 11. Dane: $a_p = 250 \text{ } [\mu\text{m}]$, $\gamma = -20 \text{ } [^\circ]$. Dla $\gamma = -20 \text{ } [^\circ]$ zaobserwowano zjawisko skrawania. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze styku wierzchołka klina z materiałem obrabianym i wynoszą $\sigma_{z,max} = 3060 \text{ } [\text{MPa}]$ (rys. 6.74a).



Rys. 6.74. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH



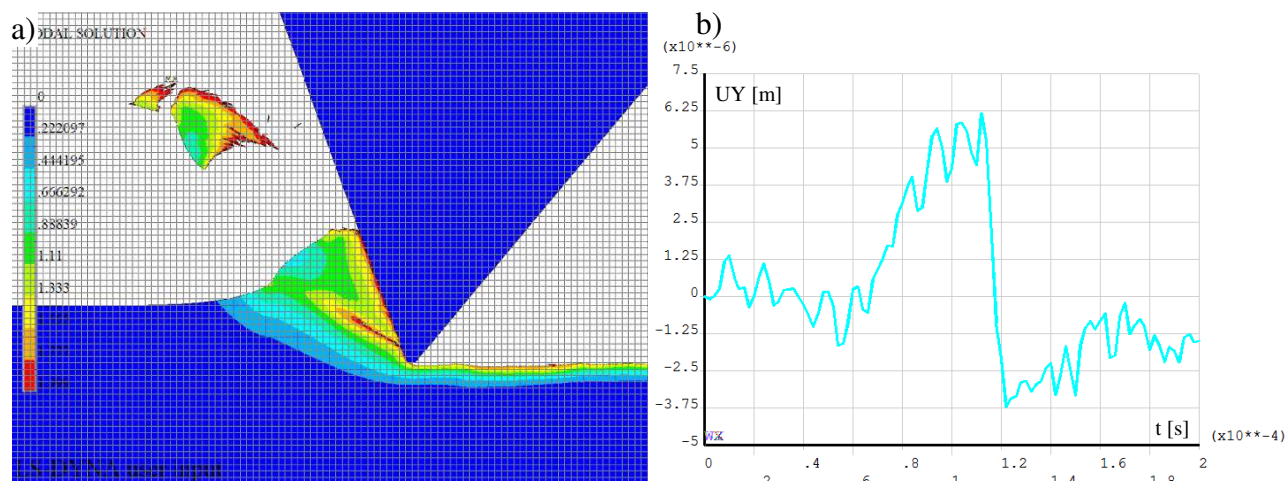
Rys. 6.75. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM dla kąta $\gamma = -20^\circ$

Wysokość utworzonej wypływki jest ciężka do pomiaru, gdyż gromadzony materiał przed klinem w postaci wypływki szybko zmienia się w wiór, lecz dla przypadku tuż przed utworzeniem wióra wyniosła ona $300\ [\mu\text{m}]$.

W trakcie symulacji zaobserwowano zjawisko tworzenia wielu mikrowiór elementowych o różnym kształcie i rozmiarze (rys. 6.75), począwszy od kilku do kilkuset μm . Krawędzie ich w miejscu przekroczenia naprężeń krytycznych w płaszczyźnie ścinania były chropowate. W momencie oderwania wióra od materiału podłoża następował gwałtowny spadek wartości naprężeń. Zmierzono kąt płaszczyzny ścinania dla którego powstawał wiór. Wynosił on $\Phi = 52\ [^\circ]$.

Przemieszczenie węzła z rys. 6.76b wskazuje na początkowe uniesienie na wartość $6,0 \times 10^{-6}\ [\text{m}]$ w czasie $1,1 \times 10^{-4}\ [\text{s}]$ by po przejściu klina po tym czasie wartość przemieszczenia węzła zmieniła się na $-1,5 \times 10^{-6}\ [\text{m}]$.

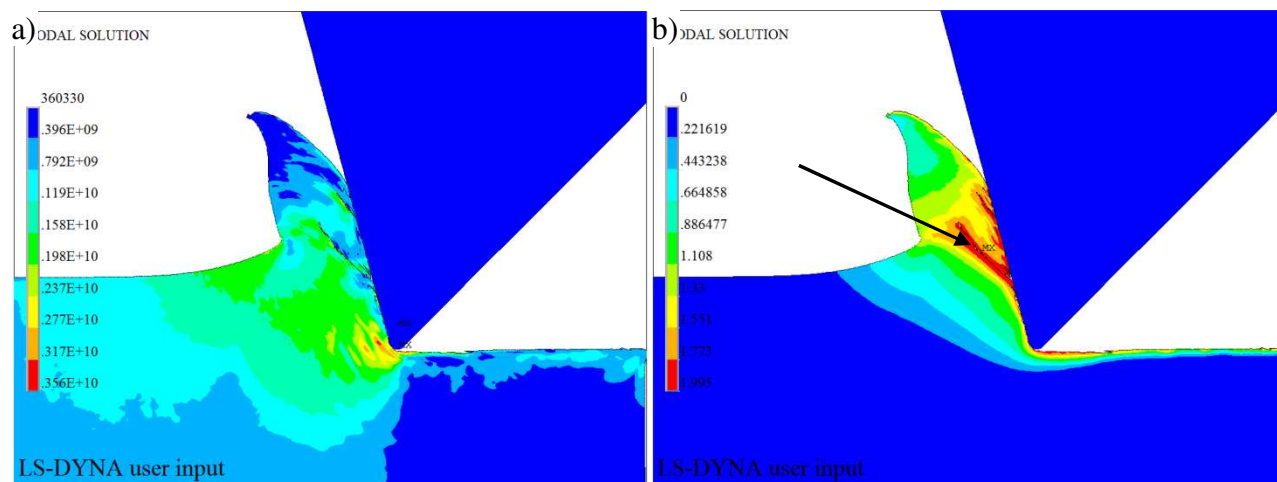
Przypadek 12. Dane: $a_p = 250\ [\mu\text{m}]$, $\gamma = -15\ [^\circ]$. Dla kąta $\gamma = -15\ [^\circ]$ obserwujemy proces tworzenia wióra. Na rys. 6.77 przedstawiono intensywność naprężeń i odkształceń. Maksymalne wartości naprężeń panują w obszarze styku ostrza klina z materiałem a także w płaszczyźnie ścinania.



Rys. 6.76. Naniesiona siatka o rozmiarze $25 \times 25\ [\mu\text{m}]$ (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Maksymalne odkształcenia panują w miejscach pęknięcia materiału wióra zaznaczonych strzałką na rys. 6.77b. Rys. 6.78 ukazuje uformowany, oddzielony wiór od materiału podłoża. Widoczne są

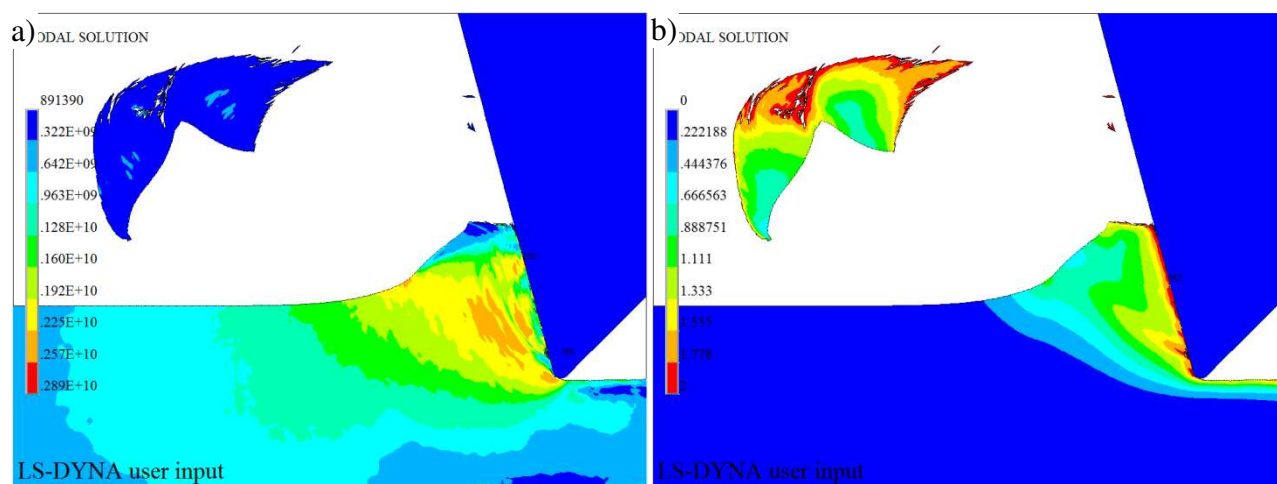
duże deformacje od strony płaszczyzny natarcia klina a także w miejscu oderwania od materiału rodzimego.



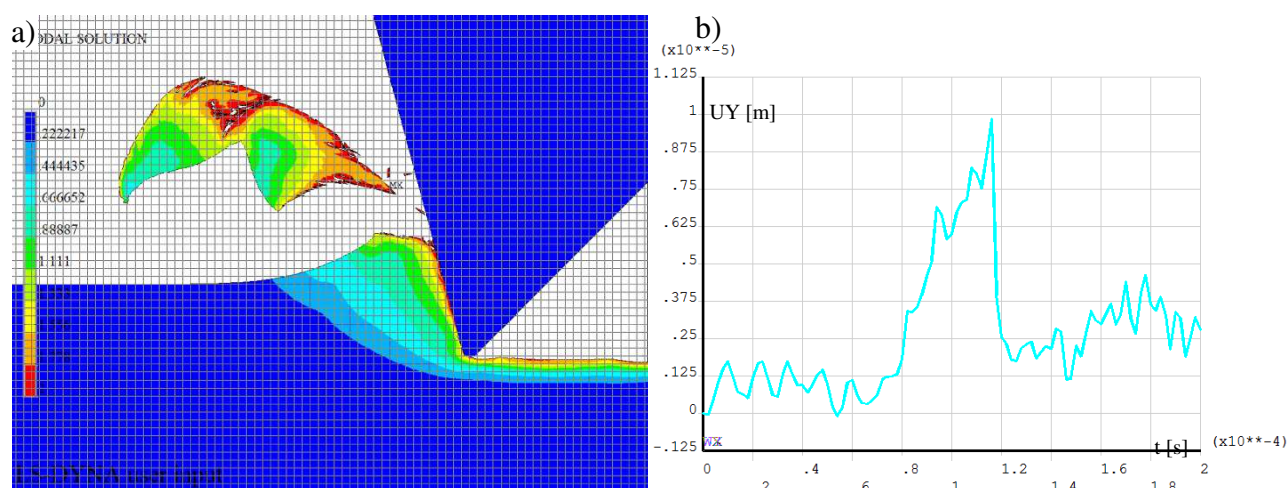
Rys. 6.77. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH

Z rys. 6.79a zmierzono długość wióra wynosząca $l_{ch} = 400 [\mu\text{m}]$. Widoczny wiór ma kształt wióra schodkowego. W najcieńszym przekroju jego grubość wynosi $h_{ch} = 150 [\mu\text{m}]$. Przesunięcie węzła ukazane na rys. 6.79b przedstawia przesunięcie jego na wartość $1,0 \times 10^{-5} [\text{m}]$ w czasie $1,1 \times 10^{-4} [\text{s}]$ wynikające z faktu spiętrzania materiału. Jednakże przy czasie $1,2 \times 10^{-4} [\text{s}]$ nastąpiło wciągnięcie węzła pod ostrze klina i jego przesunięcie na wartość $0,2 \times 10^{-5} [\text{m}]$. Po przejściu narzędzia nastąpiło odsprężynowanie węzła na wartość $0,25 \times 10^{-5} [\text{m}]$.

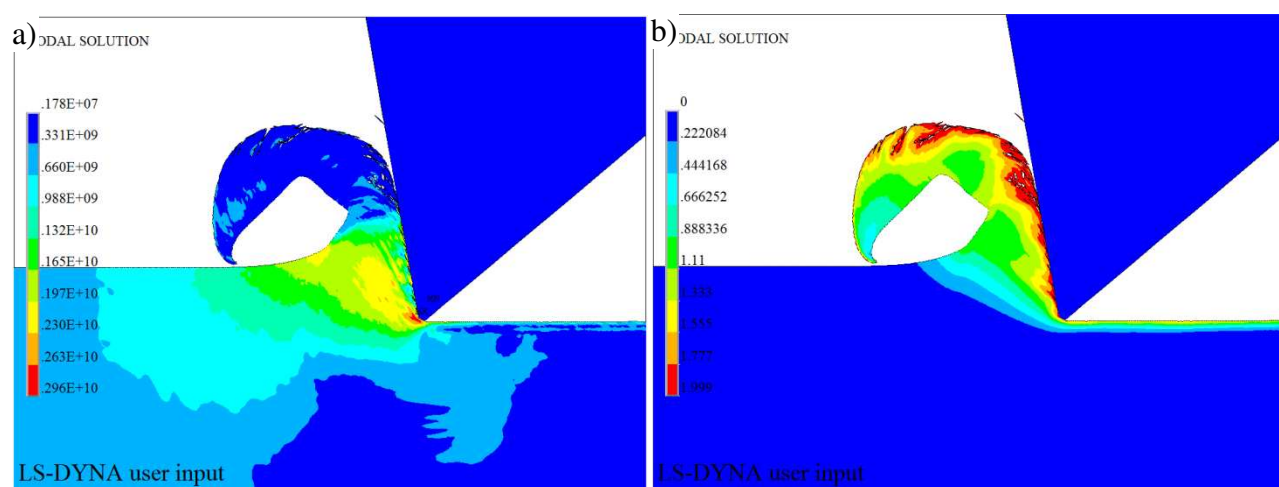
Przypadek 13. Dane: $a_p = 250 [\mu\text{m}]$, $\gamma = -10 [^\circ]$. Na rys. 6.80 przedstawiono zrzut ekranowy dla $\gamma = -10 [^\circ]$. Ukazuje proces skrawania wraz z powstającym wiórem schodkowym. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze styku wierzchołka klina z materiałem obrabianym i wynoszą $\sigma_{z,max} = 2960 [\text{MPa}]$. W trakcie symulacji zaobserwowano zjawisko tworzenia jednego ciągłego wióra schodkowego o grubości kilkuset μm (rys. 6.81a). Powierzchnia w miejscu kontaktu z powierzchnią natarcia klina ma mocno nieregularny charakter i nosi ślady zniszczenia. Spowodowane jest to dużymi naciskami powierzchniowymi klina na powstający wiór. Prognozując dalsze zachowanie powstałego wióra można wnioskować, że zawijałby się dalej ocierając o powierzchnie wierzchnią podłoża.



Rys. 6.78. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH

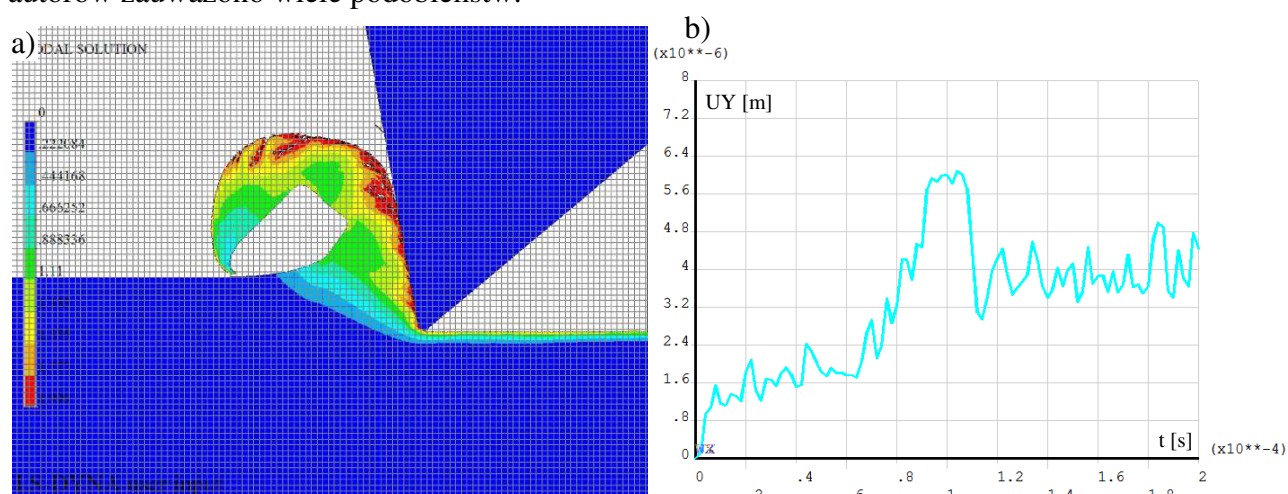


Rys. 6.79. Naniesiona siatka o rozmiarze 25×25 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)



Rys. 6.80. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH dla kąta $\gamma = -10^\circ$

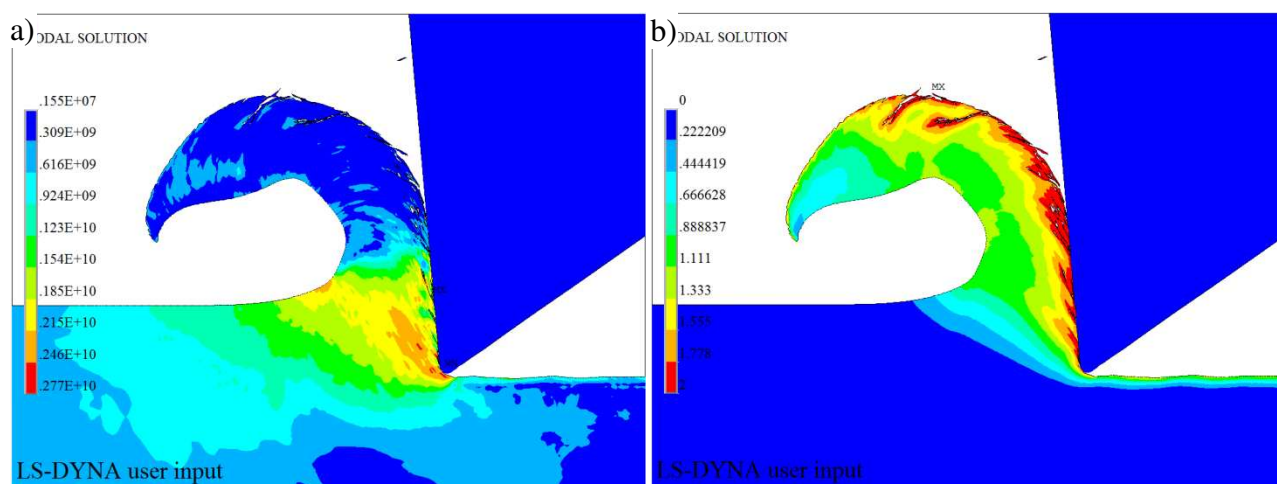
Zmierzono kąt płaszczyzny ścinania w którym panowały wysokie wartości naprężeń sugerujące, że w trakcie dalszej obróbki możliwe byłoby zjawisko oderwania się wióra od podłoża. Wynosił on $\Phi = 55^\circ$. Porównując wyniki wstępnych symulacji z wynikami badań rzeczywistych różnych autorów zauważono wiele podobieństw.



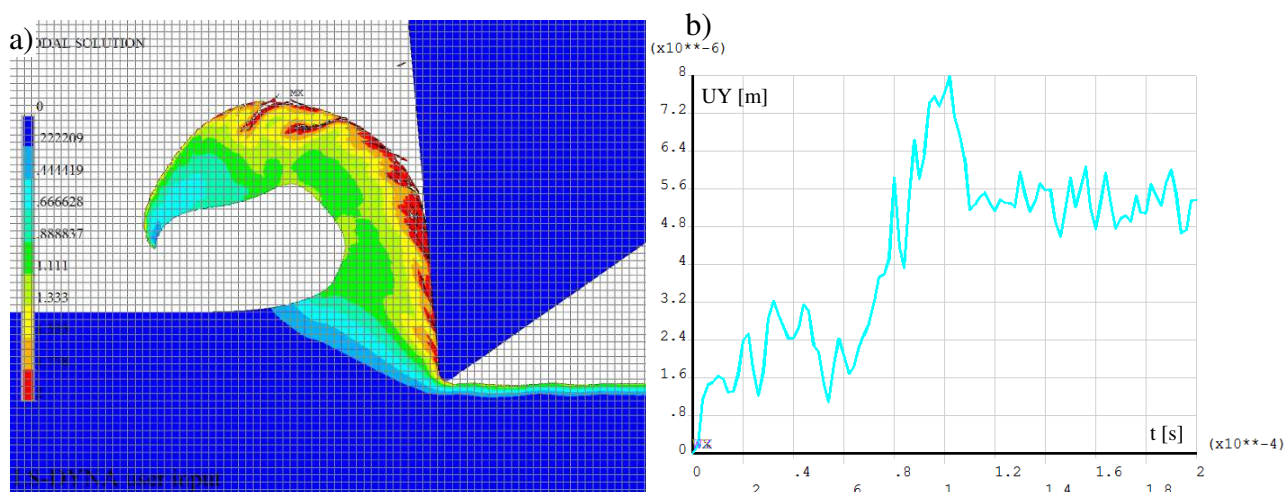
Rys. 6.81. Naniesiona siatka o rozmiarze 25×25 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Grubość powstającego wióra jest faktycznie grubsza od głębokości skrawania a_p , co sugeruje na prawidłowość zamodelowanych symulacji i przeprowadzenia analiz numerycznych. Podobnie jak dla powyższych przypadków zaobserwowano odsprężynowanie materiału podłoża po przejściu narzędzia wynoszące $4,0 \times 10^{-6}$ [m].

Przypadek 14. Dane: $a_p = 250$ [μm], $\gamma = -5$ [$^\circ$]. Na rys. 6.82 przedstawiono tworzenie się wióra dla $\gamma = -5$ [$^\circ$]. Maksymalne wartości naprężeń na wybranym kroku czasowym panują w obszarze styku wierzchołka klina z materiałem obrabianym a także w płaszczyźnie ścinania i wynoszą $\sigma_{z,max} = 2770$ [MPa]. Podczas symulacji zaobserwowano zjawisko tworzenia ciągłego wióra schodkowego o grubości ok. $h_{ch} = 310$ [μm] (rys. 6.83a). Powierzchnia w miejscu kontaktu z powierzchnią natarcia klina ma mocno nieregularny charakter i nosi ślady zniszczenia. Podobnie jak dla $\gamma = -10$ [$^\circ$] wynika to z dużych nacisków powierzchniowych między materiałem obrabianym a materiałem klina. Zmierzono kąt płaszczyzny ścinania w którym panowały wysokie wartości naprężeń sugerujące, że w trakcie dalszej obróbki możliwe byłoby zjawisko oderwania się wióra od podłoża. Wynosił on $\Phi = 56$ [$^\circ$]. Podobnie jak dla powyższych przypadków zaobserwowano odsprężynowanie materiału podłoża po przejściu narzędzia wynoszące $5,0 \times 10^{-6}$ [m] (rys. 6.83b).

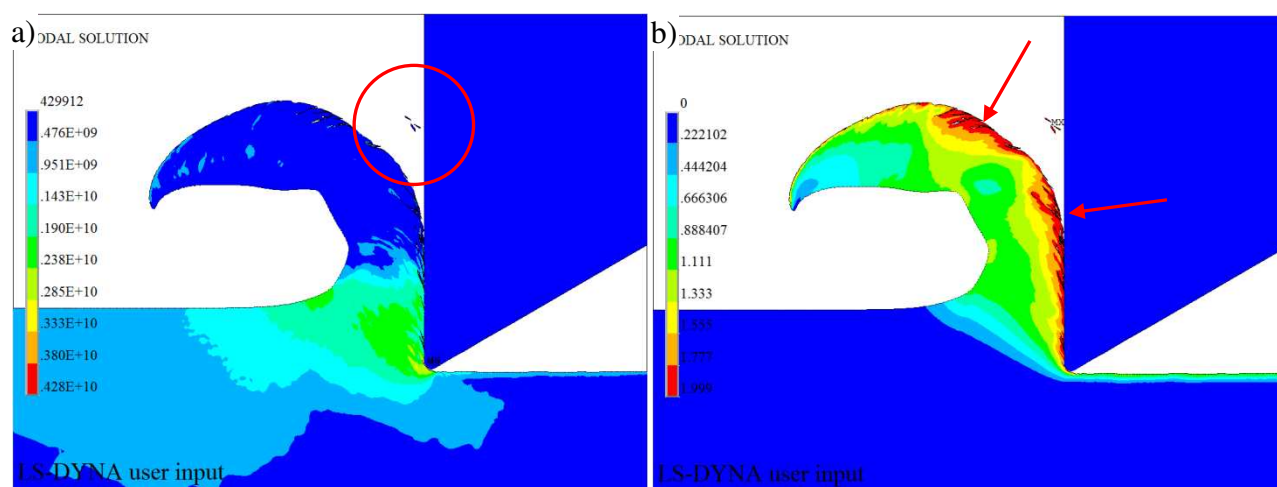


Rys. 6.82. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM dla $\gamma = -5^\circ$



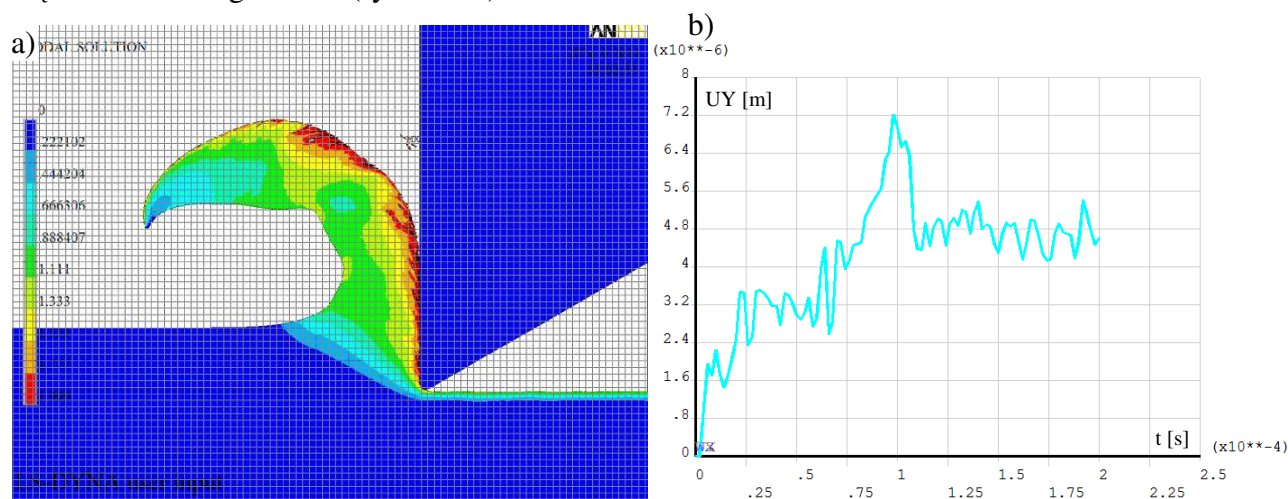
Rys. 6.83. Naniesiona siatka o rozmiarze 25×25 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Przypadek 15. Dane: $a_p = 250 [\mu\text{m}]$, $\gamma = 0 [^\circ]$. Rys. 6.84 przedstawia zrzut ekranowy dla $\gamma = 0 [^\circ]$. Dla takiej wartości kąta obserwuje się proces skrawania. Powstający wiór ma kształt delikatnie schodkowy. Maksymalne wartości naprężeń panują w obszarze styku wierzchołka klina z materiałem obrabianym i wynoszą $\sigma_{z,max} = 4280 [\text{MPa}]$ (rys. 6.84). W trakcie symulacji zaobserwowano zjawisko tworzenia jednego ciągłego wióra schodkowego o grubości kilkuset μm z charakterystycznymi wgłębieniami dla wióra schodkowego. Powierzchnia w miejscu kontaktu z powierzchnią natarcia klina ma mocno nieregularny charakter i nosi ślady zniszczenia (rys. 6.84b). Zaobserwowano odrywanie się pojedynczych elementów tworzących mikrowióry o kształcie igłowym zaznaczonych czerwonym kółkiem na rys. 6.84a. Zmierzono kąt pochylenia płaszczyzny ścinania w którym panowały wysokie wartości naprężeń. Wynosił on $\Phi = 46 [^\circ]$. Podobnie jak dla powyższych przypadków zaobserwowano odsprężynowanie materiału podłoża po przejściu klina (rys. 6.85b).

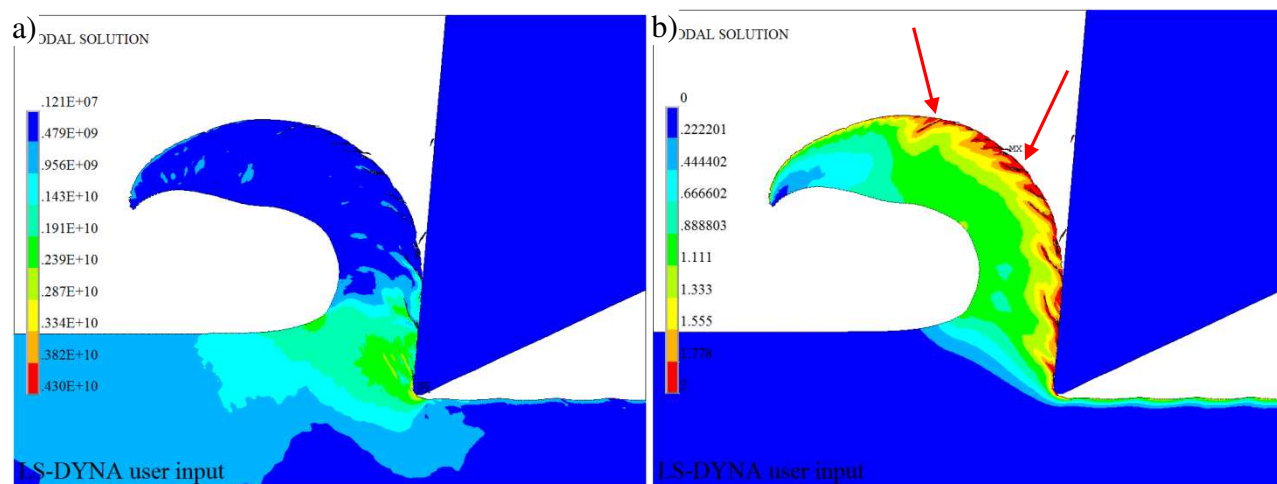


Rys. 6.84. Mapy: a) naprężeń HMH, b) odkształceń HMH

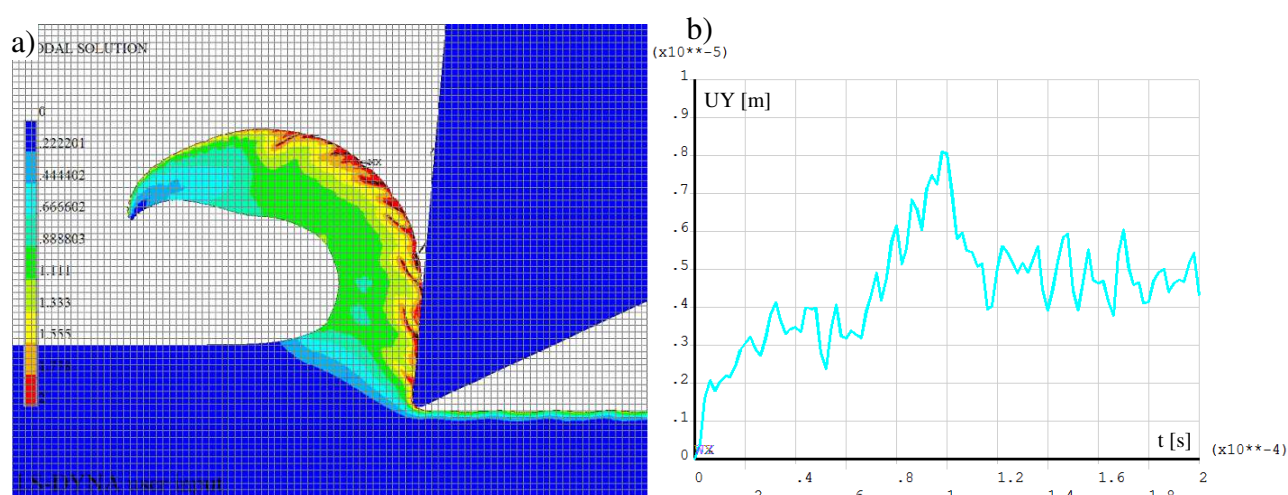
Przypadek 16. Dane: $a_p = 250 [\mu\text{m}]$, $\gamma = 5 [^\circ]$. Dla takiej wartości kąta natarcia klina zaobserwowano, podobnie jak dla przypadku gdy $\gamma = 0 [^\circ]$, tworzenie się wióra ciągłego. Powstały także pojedynczy mikrowióry zaznaczone na rys. 6.86a. Maksymalna intensywność naprężeń panuje w obszarze styku ostrza klina z materiałem a także płaszczyźnie ścinania i wynoszą $\sigma_{z,max} = 4300 [\text{MPa}]$ (rys. 6.86a). Zauważyć można ponadto pewne pęknięcia wióra oznaczone czerwonymi strzałkami na rys. 6.86b. Maksymalne odkształcenia podobnie jak dla poprzednich przypadków panują w obszarze styku ostrza klina z materiałem a także na zewnętrznej części utworzonego wióra (rys. 6.86b).



Rys. 6.85. Widok: a) naniesionej siatki o rozmiarze $25 \times 25 [\mu\text{m}]$, b) wykresu przemieszczenia węzła po osi Y



Rys. 6.86. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM



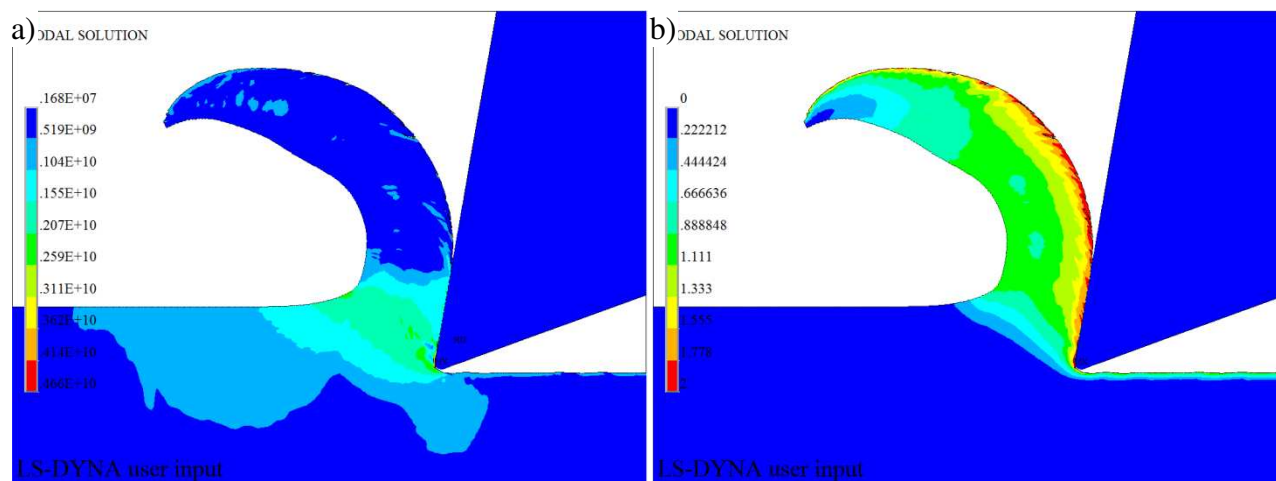
Rys. 6.87. Naniesiona siatka o rozmiarze 25×25 [μm] (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

Rys. 6.87b przedstawia wykres przemieszczenia węzła po osi Y. Wynika z niego, że do czasu ok. $1,0 \times 10^{-4}$ [s] węzeł został przemieszczony w górę materiału. Po tym czasie, czyli po przejściu klina, materiał został obniżony do wartości $0,5 \times 10^{-5}$ [m]. Zmierzona grubość utworzonego wióra (rys. 6.87a) wynosiła $h_{ch} = 300$ [μm].

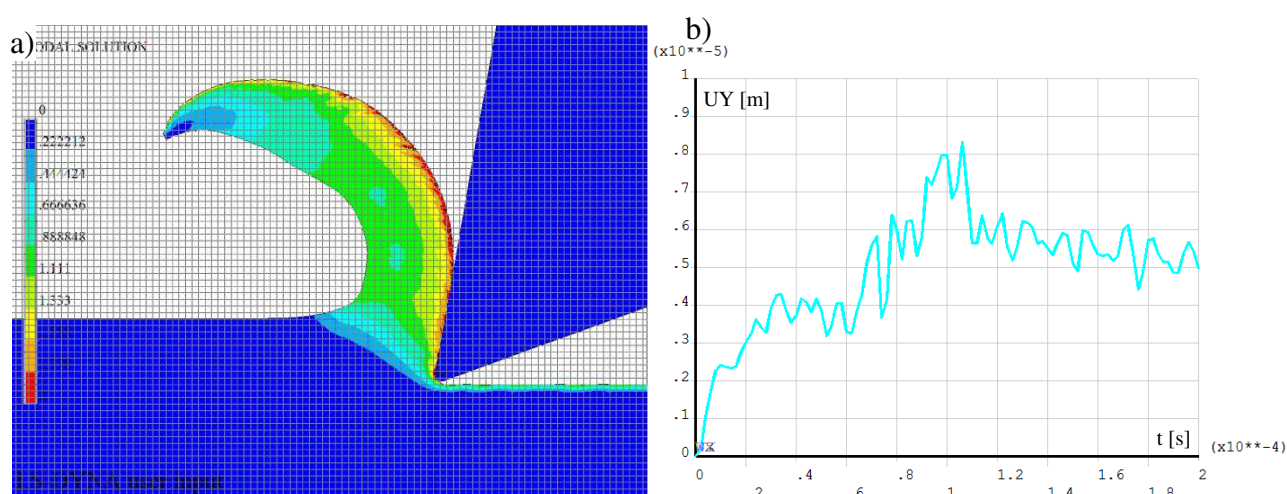
Przypadek 17. Dane: $a_p = 250$ [μm], $\gamma = 10$ [$^\circ$]. Rys. 6.88 przedstawia zrzut ekranowy dla $\gamma = 10$ [$^\circ$]. Powstający wiór ma kształt wstęgowy. Maksymalne wartości naprężeń panują w obszarze styku wierzchołka klina z materiałem obrabianym i wynoszą $\sigma_{y,max} = 4666$ [MPa]. W trakcie symulacji zaobserwowano zjawisko tworzenia jednego ciągłego wióra wstęgowego o grubości ok. 300 [μm] (rys. 6.89a). Nie zaobserwowano natomiast powstawania mikrowiórów jak miało to miejsce dla przypadku opisywanego powyżej.

Powierzchnia kontaktowa wióra z klinem ma regularną linię bez widocznych nieciągłości powierzchni występujących w przypadkach omawianych wcześniej. Zmierzono kąt pochylenia płaszczyzny ścinania. Wynosił on $\Phi = 44$ [$^\circ$].

Analizując przemieszczenie węzła zauważyć można lekkie jego uniesienie na wartość $0,8 \times 10^{-5}$ [m] w czasie $1,1 \times 10^{-4}$ [s]. Wynikać to mogło z faktu wypychania w górę materiału przez zbliżający się klin. Jednakże przy czasie $1,2 \times 10^{-4}$ [s] nastąpiło wciągnięcie węzła pod ostrze klina i jego przemieszczenie na wartość $0,5 \times 10^{-5}$ [m].



Rys. 6.88. Mapy: a) naprężeń HMM, b) odkształceń HMM dla kąta $\gamma=10^\circ$



Rys. 6.89. Naniesiona siatka o rozmiarze $25 \times 25 \mu\text{m}$ (a) i wykres przemieszczenia węzła po osi Y (b)

4. Podsumowanie i wnioski z analiz numerycznych

- 1) Analiza numeryczna jest cennym narzędziem pozwalającym na rozszerzenie przedziału czasu i poznanie zjawisk, których badanie eksperymentalne jest wykluczone. Przeprowadzenie analizy numerycznej możliwe jest nawet dla bardzo skomplikowanych modeli matematycznych, także przy braku znajomości warunków brzegowych, zwłaszcza w obszarach kontaktu. Symulacja numeryczna pozwala przewidzieć zachowanie obrabianego materiału w trakcie całego procesu technologicznego. Do najważniejszych możliwości analizy numerycznej w procesie skrawania (mikroskrawania) i nagniatania ślizgowego należy określić:
- geometrii powierzchni obrabianej w czasie kształtowania i po odsprężynowaniu materiału,
 - rozkładu naprężeń i odkształceń lokalnych w materiale,
 - określenie początku pęknięcia materiału i jego trajektorii,
 - określenie warunków realizacji procesu (prędkości, doboru narzędzi, smarowania itd.),
 - możliwość analizy warunków zainicjowania procesu skrawania dla różnego pochylenia klina względem materiału podłoża (rys. 6.90),
 - analizy ruchu np. wybranych, interesujących badacza, węzłów i przedstawiania ich przemieszczeń w dowolnej konfiguracji (rys. 6.91).

Dzięki wynikom uzyskanym w symulacji można zoptymalizować projektowany proces technologiczny, skrócić cykl projektowania oraz zmniejszyć koszty związane z uruchomieniem produkcji.

- 2) Oddziaływanie kontaktowe między narzędziem a przedmiotem odgrywa kluczową rolę w procesie skrawania czy nagniatania. W trakcie procesu zmieniają się warunki geometryczne kontaktu. Algorytm kontaktu powinien efektywnie wykrywać kontakt oraz określać wartość sił oddziaływania kontaktowego w kierunku stycznym i normalnym. Algorytm analizy kontaktu implementowany przez autora i przedstawiony w rozdziale 4 daje bardzo dobre wyniki w symulacji procesu przemieszczania klina.

Materiał obrabiany w procesie przemieszczania klina poddany jest złożonemu procesowi odkształcania, charakteryzującemu się dużymi przemieszczeniami i dużymi odkształceniami. W modelu numerycznym przedmiot jest dyskretyzowany płaskimi elementami skończonymi. Elementy skończone użyte do dyskretyzacji przedmiotu powinny dobrze modelować złożony stan odkształcenia, a jednocześnie muszą się charakteryzować dużą efektywnością obliczeniową. W przykładach numerycznych przedstawionych w niniejszym rozdziale stosowano dyskretyzację elementami 4 węzłowymi typu PLANE 162. Oddanie skomplikowanych zmian zarysu przedmiotu wymaga odpowiednio drobnej siatki elementów skończonych. Zastosowanie bardzo drobnej siatki elementów skończonych dla całego przedmiotu i w trakcie całego procesu doprowadziłoby do modelu numerycznego o bardzo dużej liczbie niewiadomych, wymagającego długich czasów obliczeń. Opracowane efektywne modele dyskretne oraz algorytmy numeryczne, pozwalają na automatyczne zagęszczanie siatki tylko w obszarach o dużej krzywiznie i dużych gradientach odkształceń.

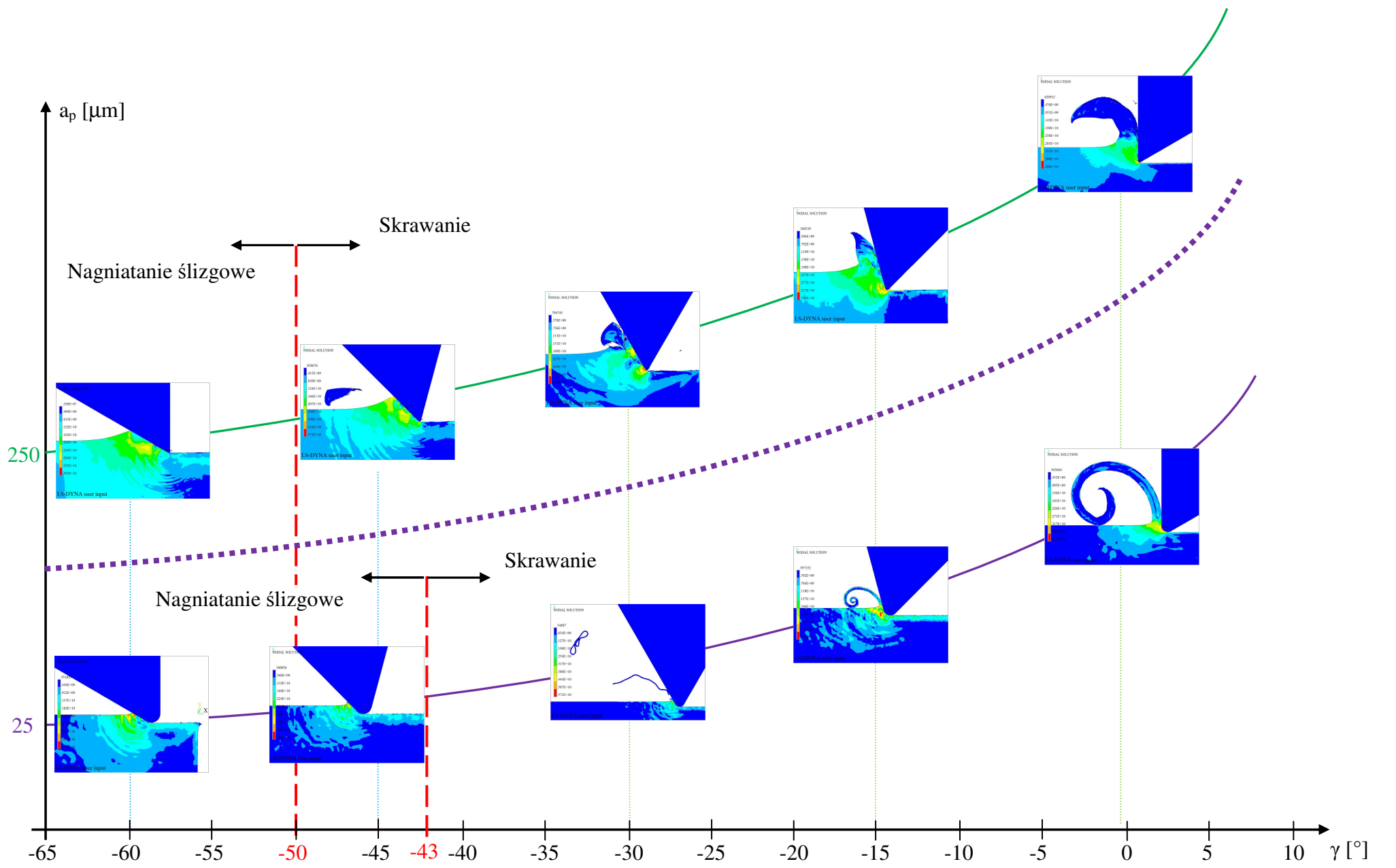
- 3) Modelowanie odkształcenia materiału w procesie przemieszczania klina wymaga stosowania odpowiednich modeli konstytutywnych. Wywołane w trakcie skrawania czy nagniatania odkształcenie sprawia, że własności materiału cechują się umocnieniem, które musi być uwzględnione w sformułowaniu teoretycznym.
- 4) Współczynnik kształtu elementu skończonego (WK) istotnie wpływa zarówno na dokładność odwzorowania zarysu narzędzia jak i na wartość naprężeń i odkształceń i przebieg pęknięcia. Najkorzystniejsze wyniki obliczonych naprężeń i odkształceń uzyskuje się dla $WK=1$. Dalsze zwiększanie WK (nawet dziewięciokrotnie) nie ma już istotnego wpływu na dokładność obliczonych naprężeń i odkształceń, określanych jako różnica ich wartości w elementach i w węzłach.
- 5) Wyniki symulacji komputerowej procesu przemieszczania klina na modelu efektywnym i tworzywem rzeczywistym, potwierdziły wyniki badań modelowych oraz wyniki badań eksperymentalnych. Świadczy to o poprawności opracowanego modelu matematycznego oraz sposobu całkowania dyskretnego równania ruchu.
- 6) Opracowanie efektywnych modeli dyskretnych i metod obliczeń procesu przemieszczania klina oraz opracowanie zaleceń odnośnie sposobu modelowania procesu przy wykorzystaniu MES za szczególnym ukierunkowaniem na zmniejszenie liczby stopni swobody opisujących model zapewnienia zbieżność rozwiązań wyników obliczeń dla maksymalnych wartości odkształceń i naprężeń w materiale. Wyniki obliczeń numerycznych potwierdzają możliwość dokonania poprawnej analizy procesu skrawania czy nagniatania oraz określenie stanów przemieszczeń, odkształceń i naprężeń, przy wykorzystaniu opracowanych dyskretnych modeli efektywnych.
- 7) Opracowana aplikacja w systemie ANSYS umożliwia analizę czasową stanów deformacji i naprężeń w dowolnym punkcie materiału dla następujących danych:
 - dowolna geometria narzędzia (np. różne promienie zaokrąglenia naroża płytki skrawającej czy nagniatka), przedmiotu, a także ich zmienności w trakcie realizacji procesu, np. pęknięcie i kruszenie się materiału, zużycie narzędzi,
 - dowolnego materiału przedmiotu (dowolny moduł Younga, współczynnik Poissona, początkowa granica plastyczności, moduł umocnienia, wrażliwość na prędkość

odkształcenia, wartość odkształcenia granicznego, itp.), stanu powierzchni i stanu fizycznego stref warstwy wierzchniej po obróbkach poprzedzających

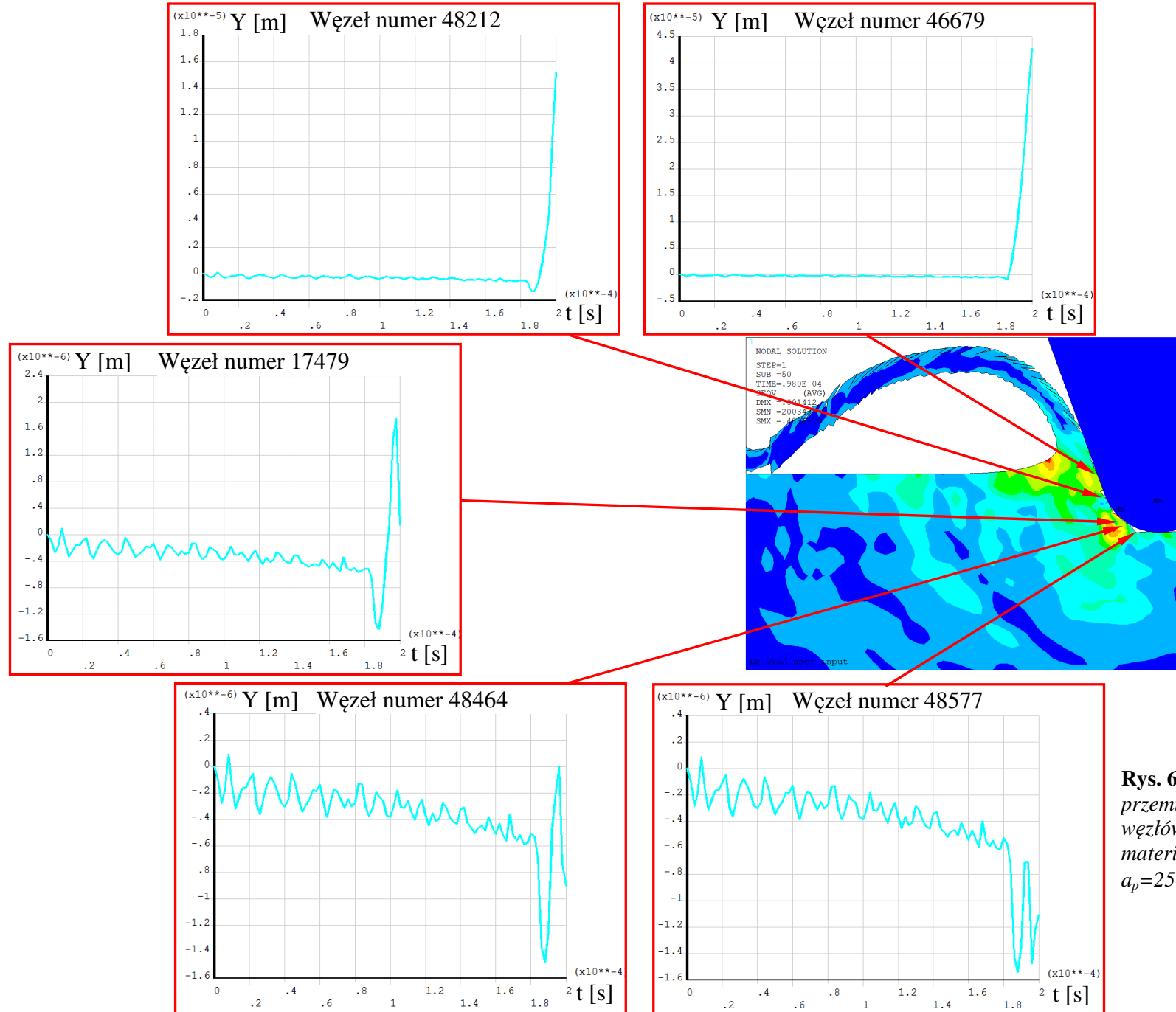
- dowolnego sposobu utwierdzenia przedmiotu,
- różnych warunków tarcia w obszarze kontaktu,
- dowolnego przemieszczenia poziomego i pionowego narzędzia w czasie,
- dowolnej prędkości narzędzi.

Przykładowo na rys. 6.91 pokazano przemieszczenie wybranych węzłów w obszarze kontaktu na kierunku osi Y. Możliwe jest określenie punktu rozdziału materiału przemieszczanego wraz z wiórem lub pozostającym w warstwie wierzchniej wyrobu.

- 8) Podstawowym problemem w projektowaniu procesu przemieszczania klina jest opracowanie odpowiednich konstrukcji narzędzi i dobór warunków realizacji procesu w celu zapewnienia wymagań technicznych oraz właściwości otrzymanego wyrobu, przy jednoczesnym wzroście trwałości narzędzia i wydajności procesu. Wyniki symulacji komputerowych mogą być podstawą doboru parametrów technologicznych w procesie skrawania bądź nagniatania, oraz zostać wykorzystane do opracowania nowej technologii wraz niezbędnym oprzyrządowaniem technologicznym.
- 9) W wyniku przeprowadzonych analiz stwierdzono, że kąt pochylenia płaszczyzny ścinania nie jest jednakowy dla każdego kąta natarcia γ i waha się w przedziale $\Phi = 37^\circ \div 55^\circ$ co jest zgodne z wartościami podanymi w literaturze fachowej. Wartości maksymalnych naprężeń, dla niemal każdej symulacji, panowały w obszarze kontaktu ostrza klina z materiałem podłoża a także w obszarach kontaktu powierzchni natarcia klina z powierzchnią tworzącego się wióra oraz w obszarze płaszczyzny ścinania.
- 10) Dla danych warunków obróbki i zagłębienia narzędzia $a_p > r_n \cdot (1 - \sin\gamma)$ istnieje taki graniczny kąt natarcia γ_{gr} poniżej którego następuje proces nagniatania (brak wióra) a powyżej – proces skrawania (tworzenie wióra). Przykładowo na rysunku 6.90 pokazano dwa przypadki przemieszczania klina, dla których graniczny kąt natarcia wynosił odpowiednio: $\gamma_{gr} = -43^\circ$ dla zagłębienia 25 [μm] oraz $\gamma_{gr} = -50^\circ$ dla zagłębienia 250 [μm].



Rys. 6.90. Wykres wpływu wartości a_p i γ na rodzaj obróbki



Rys. 6.91. Przykładowe przemieszczenia po osi Y wybranych węzłów z obszaru kontaktu materiału obrabianego z klinem dla: $a_p=25 [\mu\text{m}]$; $\gamma=-20 [^\circ]$

Rozdział VII

BADANIA EKSPERYMENTALNE PROCESU NAGNIATANIA I MIKROSKRAWANIA

1. Wprowadzenie

Pomimo ogromnego postępu w dziedzinie obliczeń numerycznych zagadnień nieliniowych, otrzymane wyniki poddaje się weryfikacji eksperymentalnej.

Celem przeprowadzonych badań była weryfikacja wyników badań modelowych i analiz numerycznych na tworzywie modelowym i rzeczywistym, opracowanie funkcji regresji opisujących wpływ poszczególnych parametrów na przebieg procesu i jakość uzyskanego wyrobu.

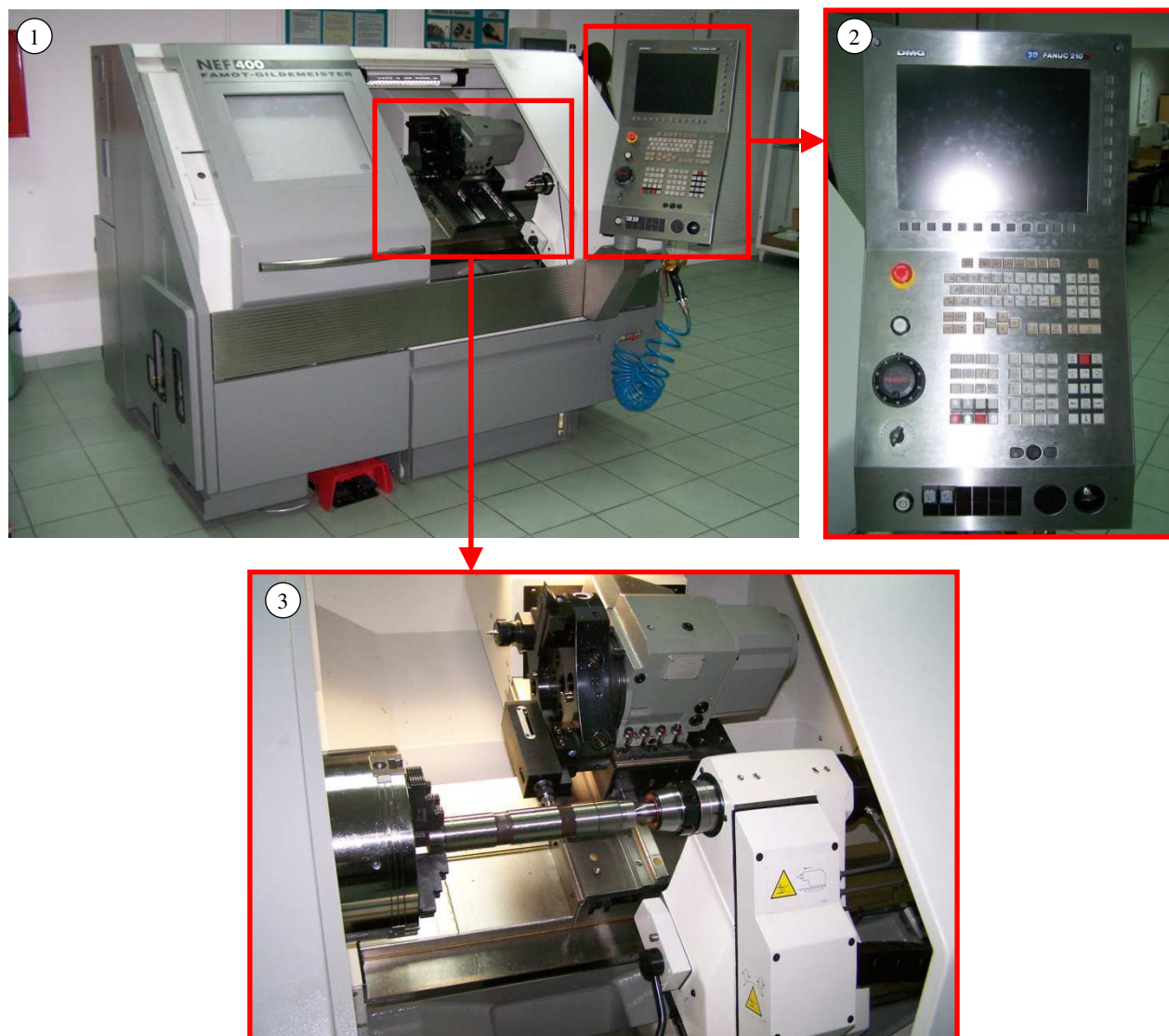
Zakres badań, w zależności od rozpatrywanego procesu, obejmował analizę wpływu prędkości skrawania, posuwu w przypadku procesu mikroskrawania a także siły nagniatania a także posuwu w przypadku procesu nagniatania ślizgowego.

2. Obiekt i stanowisko badań

Badania przeprowadzono na stanowisku przedstawionym na rysunku 7.1. Do badań wykorzystano centrum obróbkowe CNC NEF 400 ze sterowaniem CNC 3D Fanuc 210is, wyprodukowane przez niemieckie zakłady GILDEMEISTER Drehmaschinen GmbH z Bielefeld, DMG, które znajduje się w Katedrze Mechaniki Technicznej i Wytrzymałości Materiałów na Politechnice Koszalińskiej. Urządzenie jest wielofunkcyjnym centrum obróbkowym. Zapewnia wysoką jakość i wymiarowość wyrobów. Szczegółowe parametry NEF 400 zestawiono w tabeli 7.1.

Tabela 7.1. Dane techniczne centrum obróbkowego NEF 400

Dane techniczne:	Opis:
sterowanie	3D Fanuc 210is
max średnica toczenia nad łożem	400 mm
max długość toczenia, oś z	700 mm
max długość toczenia, oś x	220 mm
max średnica toczenia nad suportem	270 mm
max obroty wrzeciona	3000 obr·min ⁻¹
przelot wrzeciona	65 mm
przejazdy szybkie osi x/z	15 m·min ⁻¹
gabaryty tokarki	2100x1730x1710 mm
waga tokarki	2800 kg



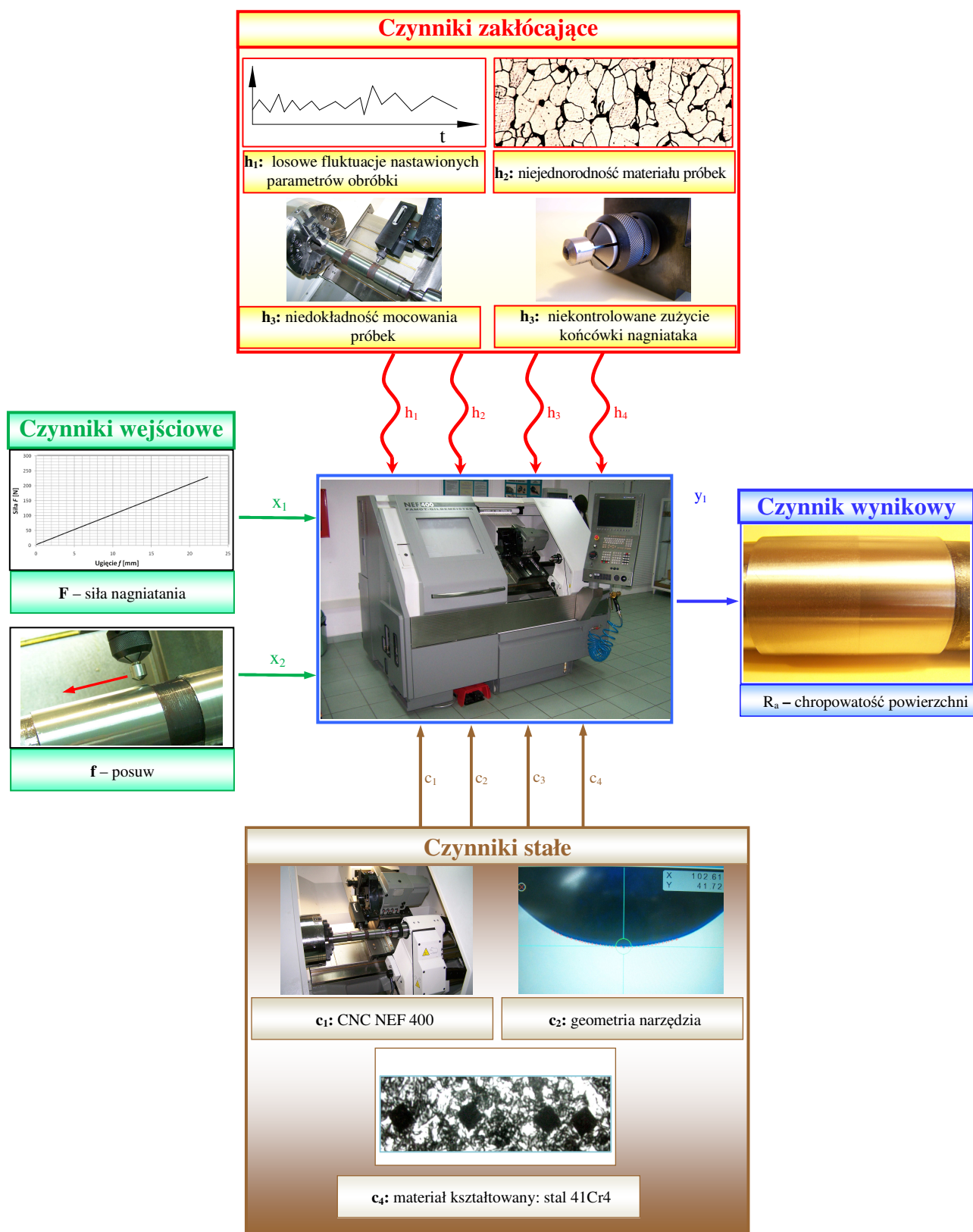
Rys. 7.1. Widok ogólny centrum obróbkowego CNC NEF 400: 1 – widok z przodu, 2 – pulpit sterowniczy, 3 – przestrzeń robocza z umieszczonym wałkiem ze stali 41Cr4 i zamocowanym uchwytem z końcówką nagniatającą.

3. Badania eksperymentalne wpływu wybranych warunków nagniatania ślizgowego gładkościowego na jakość wyrobu

Badania przeprowadzono w celu ustalenia wpływu siły nagniatania i posuwu na chropowatość R_a powierzchni obrobionej podczas nagniatania ślizgowego gładkościowego.

3.1. Określenie zbiorów czynników badanych, stałych, zakłócających i wynikowych

W wyniku przeprowadzonej analizy czynnikowej oraz badań rozpoznawczych określono zbiór czynników badanych (wejściowych), wyjściowych, stałych i zakłócających (rys 7.2).



Rys. 7.2. Czynniki występujące w procesie nagniatania ślizgowego

Taki podział czynników wpływających na obiekt badań pozwolił na przeprowadzenie planowanych badań eksperymentalnych oraz opracowanie poszukiwanych funkcji regresji (dla nagniatania ślizgowego). Otrzymane w procesie identyfikacji funkcje regresji posłużą do sterowania obiektem badań, a w dalszych działaniach można je poddać optymalizacji.

W tym przypadku obiekt badań traktuje się jako „czarną skrzynkę” a poszukuje się relacji pomiędzy wyjściem i wejściami obiektu, bez konieczności znajomości zachodzących w nim zjawisk fizycznych. Identyfikację nieliniowego obiektu wielowymiarowego przeprowadzono według algorytmu [Kuki2004]:

- 1) ustalenie przedziału zmienności czynników badanych,
- 2) przyjęcie klasy modelu matematycznego,
- 3) kodowanie czynników badanych,
- 4) wykonanie badań właściwych,
- 5) wyniki eksperymentu,
- 6) eliminacja wyników obarczonych błędem grubym,
- 7) obliczenie wariancji międzywierszowej i odchylenia standardowego,
- 8) sprawdzenie jednorodności wariancji w próbie,
- 9) obliczenie współczynników w funkcji regresji,
- 10) analiza statystyczna funkcji regresji,
- 11) badanie istotności współczynnika korelacji wielowymiarowej,
- 12) sprawdzenie adekwatności modelu matematycznego,
- 13) odkodowanie funkcji regresji,
- 14) przedział ufności.

3.2. Ustalenie przedziału zmienności czynników badanych

Po wyodrębnieniu czynników wpływających na obiekt badań (rys. 7.2) należy określić przedziały zmienności czynników wejściowych. Przyjęty obszar badań w rozpatrywanym przypadku wynosi:

- | | | | |
|-----------------------|-----------------|---------------------|--------------------------|
| 1) posuw: | $\bar{x}_1 = f$ | $f = 0,04 \div 0,1$ | [mm·obr ⁻¹], |
| 2) siła nagniatająca: | $\bar{x}_2 = F$ | $F = 5 \div 25$ | [N]. |

3.3. Przyjęcie klasy modelu matematycznego

Funkcja obiektu badań jest nieznaną w postaci analitycznej. W wyniku przeprowadzonej analizy czynnikowej ustalono następującą postać jakościową funkcji regresji:

$$\hat{Y} = \hat{Y}(f, F), \quad (7.1)$$

gdzie: f – posuw, F – siła nagniatająca.

Określenie klasy modelu matematycznego, dla którego otrzymuje się najlepszy współczynnik korelacji wielowymiarowej dokonywano wykorzystując program E-Planner [Kuki2001a]. Przeprowadzone badania rozpoznawcze, modelowe i analizy numeryczne wykazały, że najlepszy współczynnik korelacji wielowymiarowej R^2 , uzyskano dla funkcji liniowo-kwadratowej, dlatego też w tym przypadku do opisu matematycznego obiektu badań użyto modelu matematycznego w postaci wielomianu algebraicznego liniowo-kwadratowy z podwójną interakcją:

$$\hat{Y} = b_0 + b_1\bar{x}_1 + b_2\bar{x}_2 + b_{11}\bar{x}_1^2 + b_{22}\bar{x}_2^2 + b_{12}\bar{x}_1\bar{x}_2. \quad (7.2)$$

3.4. Kodowanie czynników badanych

Następnym etapem identyfikacji jest kodowanie czynników (zwane również normowaniem lub standaryzacją), które ma na celu uproszczenie zapisu wzorów oraz ułatwienie obliczeń matematycznych. Polega ono na zastąpieniu zmiennych rzeczywistych \bar{x}_i , $i=1\div 3$, bezwymiarowymi zmiennymi $\bar{\bar{x}}_i$, które w zależności od przyjętego planu eksperymentu mogą przyjmować poziomy:

- $-1, +1$ dla dwupoziomowego planu doświadczeń,
- $-1, 0, +1$ dla trypoziomowego planu doświadczeń,
- $-\alpha, -1, 0, +1, +\alpha$ dla pięciopoziomowego planu doświadczeń.

Układ współrzędnych rzeczywistych zastępuję się nowym układem, dla którego wartość średnia ze starego układu stanowi początek nowego układu. Sposób normowania zmiennych zależy od klasy przyjętego modelu matematycznego. Dla przyjętego modelu powyżej (7.2) zmienne unormowane oblicza się ze wzoru:

$$\bar{\bar{x}}_i = \frac{\bar{x}_i - \bar{x}_{i0}}{\Delta \bar{x}_i}. \quad (7.3)$$

3.5. Realizacja badań właściwych

Plan eksperymentu opracowano za pomocą planu badań statycznego zdeterminowanego rotabilnego pięciopoziomowego. Plan ten wymaga realizacji doświadczeń na pięciu poziomach dla wszystkich możliwych układów czynników na wejściu. Stosowano trzykrotne powtarzanie eksperymentu dla każdego poziomu planu. Macierz planu eksperymentu wraz z wartościami rzeczywistymi i zakodowanymi zestawiono w tabeli 7.2.

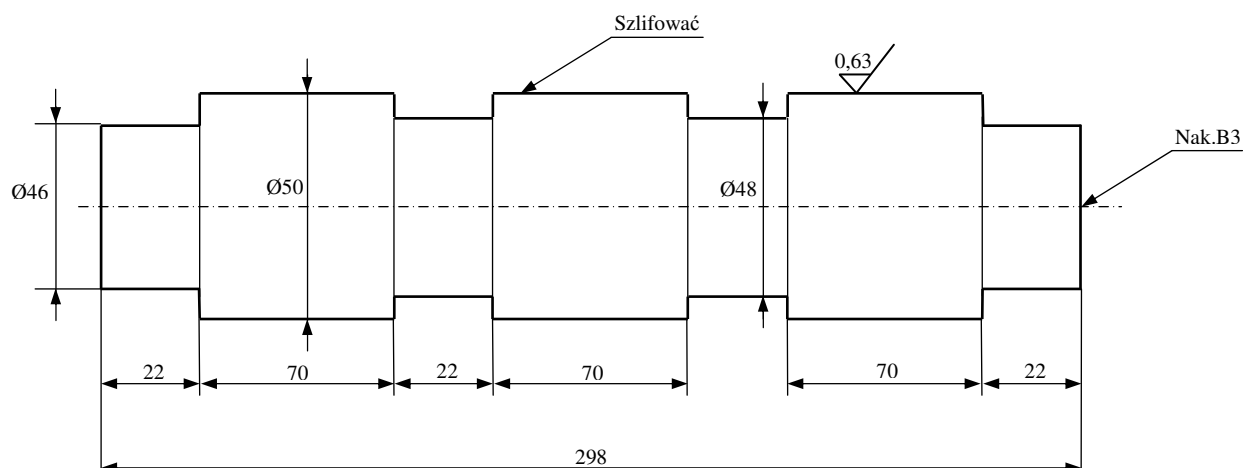
Tabela 7.2. Macierz planu eksperymentu według planu pięciopoziomowego

Poziom planu	Czynniki badane			
	Wartości rzeczywiste		Wartości standaryzowane	
	posuw	Siła	posuw	Siła
	f	F	$\bar{\bar{x}}_1$	$\bar{\bar{x}}_2$
1	0,0488	8	-1	-1
2	0,0912	8	+1	-1
3	0,0488	22	-1	+1
4	0,0912	22	+1	+1
5	0,1	15	$+\alpha$	0
6	0,04	15	$-\alpha$	0
7	0,07	25	0	$+\alpha$
8	0,07	5	0	$-\alpha$
9	0,07	15	0	0
10	0,07	15	0	0
11	0,07	15	0	0
12	0,07	15	0	0
13	0,07	15	0	0

3.5.1. Przygotowanie próbek i zastosowane narzędzie

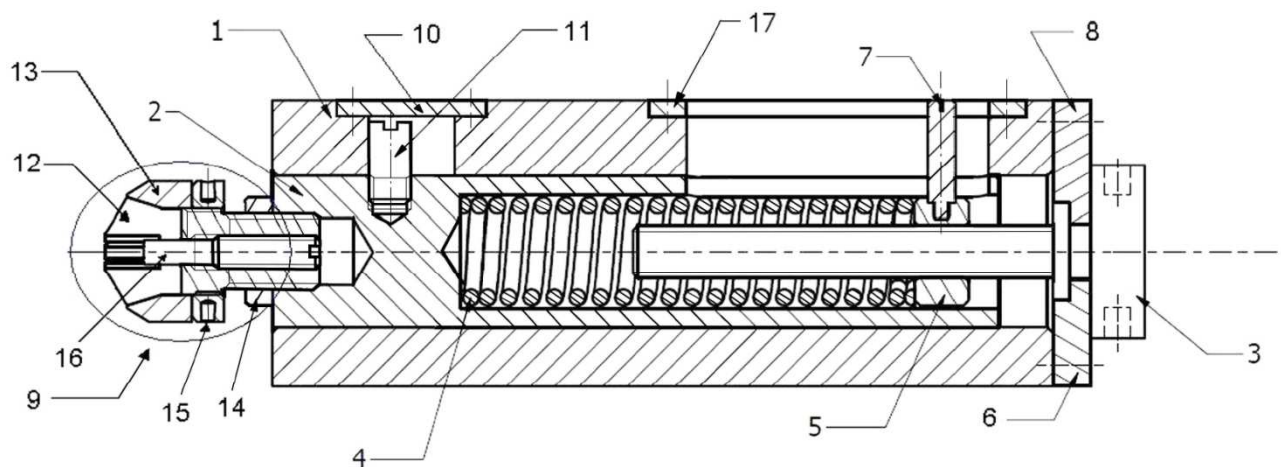
Na potrzeby badań przygotowano wałki ze stali 41Cr4 w stanie normalizowanym. Powierzchnie przeznaczone do szlifowania obrabiane były ściernicą Korund 05/0/8 38A80-LVBE 500x50x203 z prędkością narzędzia $v=1500$ [obr·min⁻¹] z posuwem hydraulicznym. Każdy z nich posiadał 3 strefy robocze o chropowatości $R_a=0,6$ [μm]. Ich właściwości materiałowe omówiono szczegółowo

w rozdziale 5 dotyczącym estymacji parametrów. Po procesie nagniatania badano chropowatość według parametru R_a .



Rys. 7.3. Rysunek techniczny zastosowanych wałków do badań

Na potrzeby badań zastosowano specjalne narzędzie do nagniatania ślizgowego z wklejonymi końcówkami diamentowymi (kompozyt diamentowy z fazą wiążącą Ti_3SiC_2) zleconą przez autora do wykonania przez Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania w Krakowie. Rys. 7.4 przedstawia rysunek techniczny, a rys. 7.5 widok ogólny narzędzia a także zastosowaną w badaniach końcówkę nagniatającą o promieniu $r_d=3,5$ [mm].

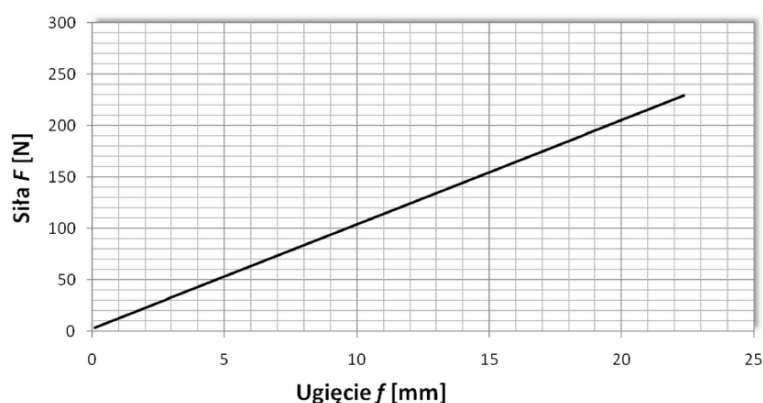


Rys. 7.4. Rysunek techniczny urządzenia do nagniatania: 1) korpus, 2) wałek prowadzący, 3) śruba regulacyjna, 4) sprężyna, 5) nakrętka ustalająca, 6) płytki oporowa I, 7) wskaźnik, 8) płytki oporowa II, 9) głowica nagniatająca, 10) płytki zaślepiająca, 11) kołek oporowy, 12) tulejka zaciskowa, 13) tulejka mocująca, 14) nakrętka kontrująca, 15) nakrętka dociskowa, 16) wkręt ustalający, 17) płytki ze skalą



Rys. 7.5. Widok ogólny narzędzia użytego w badaniach i zastosowana końcówka diamentowa o promieniu $r_d=3,5$ [mm]

Zasada działania urządzenia nagniatającego opiera się na sprężystym docisku diamentowego elementu nagniatającego do walcowej powierzchni obracającego się wałka. Docisk sprężysty uzyskiwany jest w wyniku ściskania sprężyny 4 przez przesuw nakrętki ustalającej 5 realizowanej przez obrót śruby regulacyjnej 3. Bezpośrednim elementem realizującym proces nagniatania jest końcówka diamentowa zamocowana w tulei zaciskowej 12 w głowicy nagniatającej 9. Głowica nagniatająca 9 jest zamocowana przy pomocy gwintu w wałku prowadzącym 2 i zabezpieczona przed zmianą położenia nakrętką kontruującą 14. Wałek prowadzący 2 umieszczony jest w otworze korpusu 1 narzędzia nagniatającego – jego położenie ustalane jest kołkiem oporowym 11, który pozwala mu tylko na ruch posuwisto-zwrotny. Rowek w którym przesuwa się kołek oporowy 11 jest zabezpieczony przed dostawaniem się zanieczyszczeń płytką zaślepiającą 10 przykręcaną do korpusu 1.



Rys. 7.6. Charakterystyka sprężyny użytej w narzędziu nagniatającym

Ustalenie wielkości siły nagniatania realizuje się poprzez obrót śruby regulacyjnej 3, która powoduje przesuw nakrętki ustalającej 5 znajdującej się w wałku prowadzącym do której zamocowany jest wskaźnik 7. Wartość przesunięcia (rys. 7.6) odczytywana jest bezpośrednio ze

skali znajdującej się na płycie 17 przymocowanej do korpusu 1 urządzenia nagniatającego. Wałki podczas procesu nagniatania były smarowane uniwersalnym olejem smarowym Prowadol VG-68.

Zastosowany promień końcówki nagniatającej wynikał z właściwości materiałowych materiału obrabianego. Wyznaczono go na podstawie wzoru $r_d=4,9-0,0055HV=3,49$ [mm]. W celu zweryfikowania dostarczonego produktu, element nagniatający został zbadany na współrzędnościowej maszynie pomiarowej Werth Video-Check – IP 250 ukazanej na rysunku 7.7.



Rys. 7.7. Widok maszyny pomiarowej Werth Video-Check – IP 250

Poniżej przedstawiono podstawowe dane techniczne:

Zakres pomiarowy dla osi X, Y, Z	250, 125, 200 mm
Rozdzielczość	0,1 μm
Maksymalny dopuszczalny błąd (gdzie: L – długość pomiarowa w mm)	$E = (2,0+L/150)$ μm
Maksymalna waga detalu	30 kg
Oświetlenie	światło przechodzące lub odbite
Powiększenia ekranowe	50 ÷ 146 \times
Minimalna strefa instalacyjna (głęb., szer., wys.)	950, 1600, 1860 mm
Waga	380 kg
Napięcie zasilania	230 V

Wyniki 5 pomiarów promieni co 60⁰ zestawiono poniżej:

- 3,335 [mm]
- 3,347 [mm]
- 3,340 [mm]
- 3,334 [mm]
- 3,333 [mm]

Pomiary świadczą że rzeczywista wartość promienia jest na poziomie $r_d=3,3$ [mm]. Taką wartość promienia zamodelowana w symulacjach komputerowych w celu porównania otrzymanych wyników.

3.5.2. Wyniki eksperymentu

Uzyskane wyniki parametru chropowatości R_a po procesie nagniatania ślizgowego zestawiono w tabeli 7.3.

Tabela 7.3. Wartości czynników wynikowych

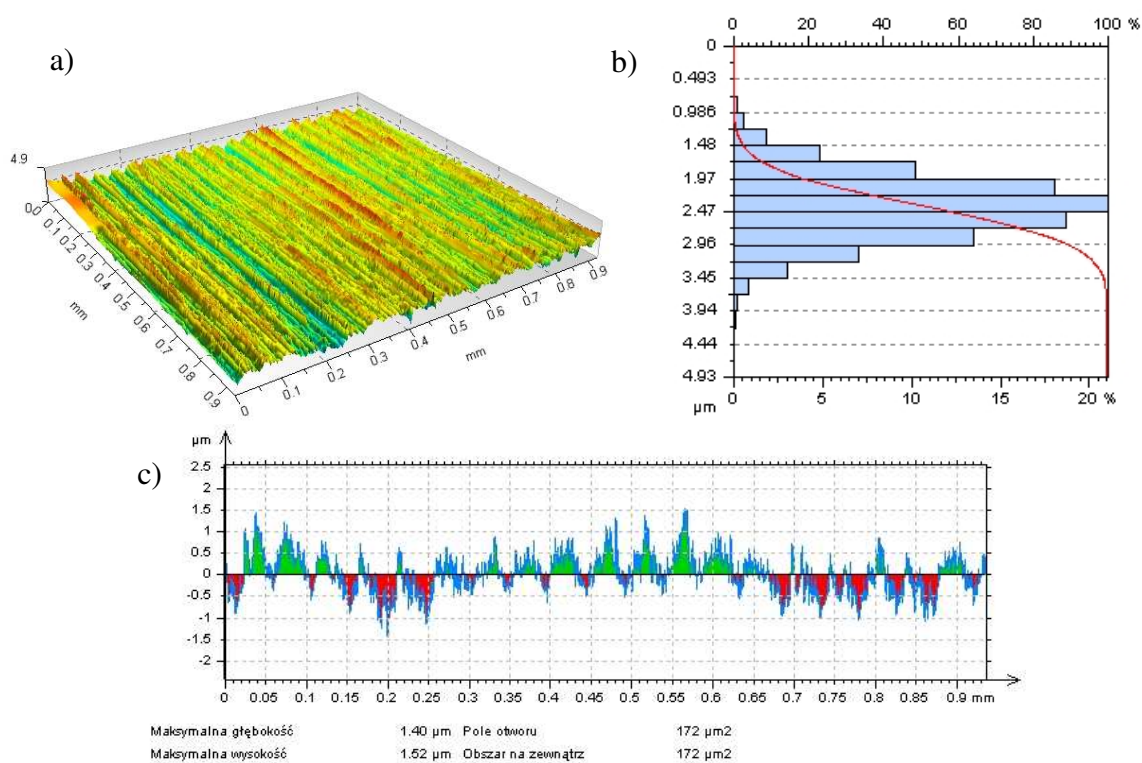
Poziom planu	Wartość czynnika wynikowego			
	R_a [μm]			
	Średnia	1	2	3
1	0,326	0,295	0,35	0,335
2	0,549	0,58	0,504	0,565
3	0,384	0,39	0,364	0,398
4	0,557	0,572	0,557	0,544
5	0,556	0,535	0,556	0,577
6	0,396	0,395	0,37	0,424
7	0,479	0,477	0,481	0,479
8	0,605	0,641	0,623	0,551
9	0,529	0,528	0,527	0,534
10	0,549	0,453	0,54	0,656
11	0,473	0,458	0,473	0,49
12	0,508	0,479	0,513	0,533
13	0,504	0,49	0,521	0,502

W tabeli 7.4 przedstawiono parametry amplitudy profilu chropowatości a także parametry wysokościowe dla jednej z trzech powtórzeń dla każdego poziomu planu.

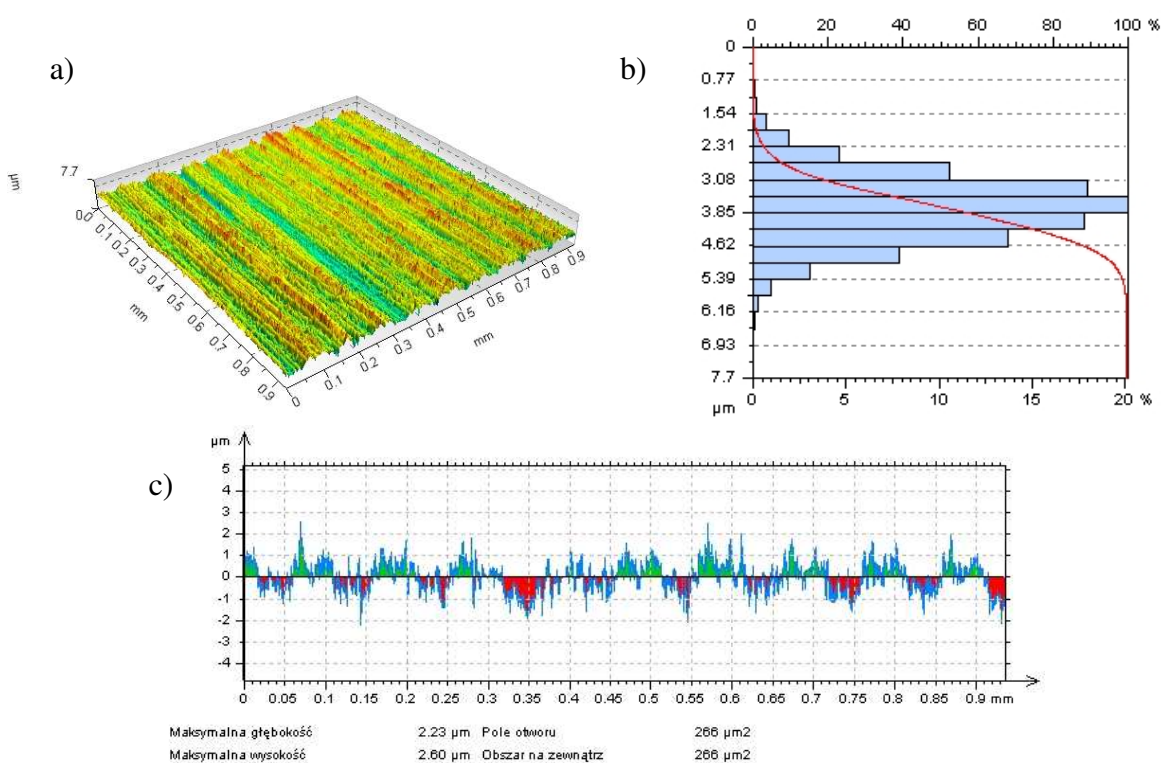
Tabela 7.4. Parametry amplitudy profilu chropowatości a także wybrane parametry wysokościowe

Poziom planu	Parametry wysokości							Parametry amplitudy profilu chropowatości	
	Sq [μm]	Ssk [-]	Sku [-]	Sp [μm]	Sv [μm]	Sz [μm]	Sa [μm]	Rz [μm]	Rt [μm]
1	0,465	-0,028	3,14	2,39	2,54	4,93	0,369	1,98	2,30
2	0,769	-0,189	3,51	4,30	4,01	8,31	0,614	5,11	6,30
3	0,583	-0,255	3,70	5,20	2,94	8,14	0,444	2,74	3,22
4	0,721	0,098	3,31	3,82	4,38	8,20	0,568	4,65	5,17
5	0,753	0,003	3,18	3,74	3,96	7,70	0,599	4,23	4,52
6	0,567	-0,149	3,51	3,75	3,46	7,21	0,441	3,37	3,48
7	0,673	-0,187	3,36	3,66	3,82	7,47	0,528	3,87	4,40
8	0,957	-0,543	3,94	4,38	5,66	10,0	0,740	5,11	5,90
9	0,722	-0,212	3,30	3,84	4,48	8,32	0,571	3,59	4,06
10	0,810	-0,378	3,82	5,50	4,66	10,2	0,625	3,42	4,84
11	0,754	-0,245	3,44	3,98	4,51	9,20	0,613	3,61	4,13
12	0,796	-0,276	3,37	4,45	4,47	9,75	0,587	3,49	4,66
13	0,783	-0,306	3,67	4,38	4,58	8,64	0,596	3,54	4,28

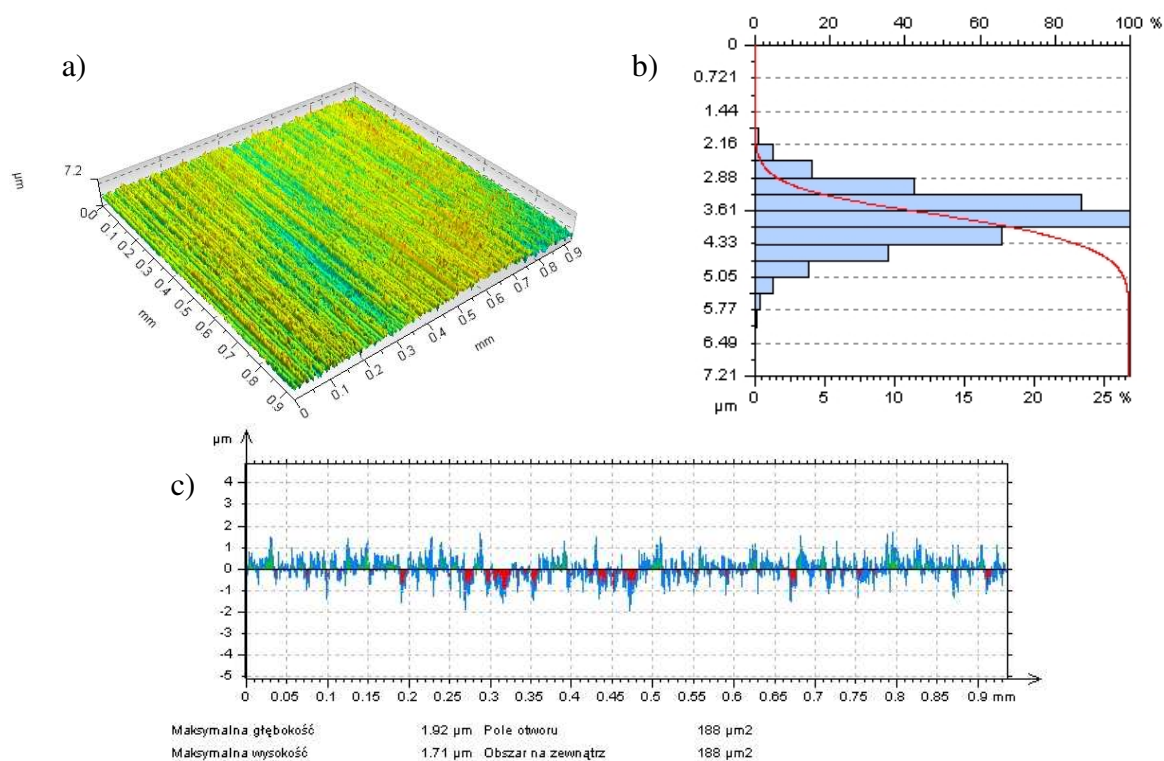
Badania przeprowadzono w Laboratorium μ - i anoinżynierii mieszczącego się w Katedrze Mechaniki Precyzyjnej Politechniki Koszalińskiej. Urządzeniem na którym badano obrobione próbki to Taylor Hobson Precision z systemem TalySurf CCI6000. Zastosowano obiektyw Nikon o powiększeniu wynoszącym 50 \times . Aplikacją, w której obrabiano wyniki to TalyMap Platinum. Poniżej przedstawiono wybrane wyniki badanej stereometrii powierzchni.



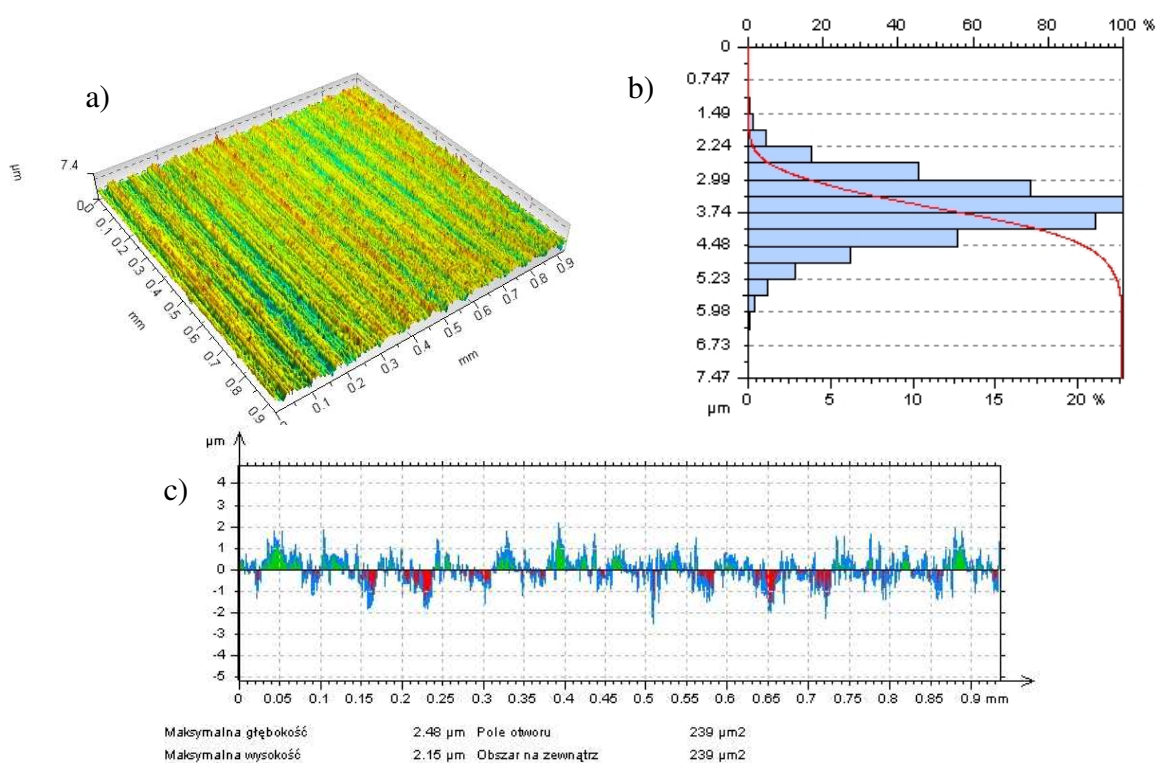
Rys. 7.8. SGP dla $f=0,048$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $F=7,9$ [N]: a) obraz rzeczywisty, b) krzywa nośności Abbotta, c) profil chropowatości



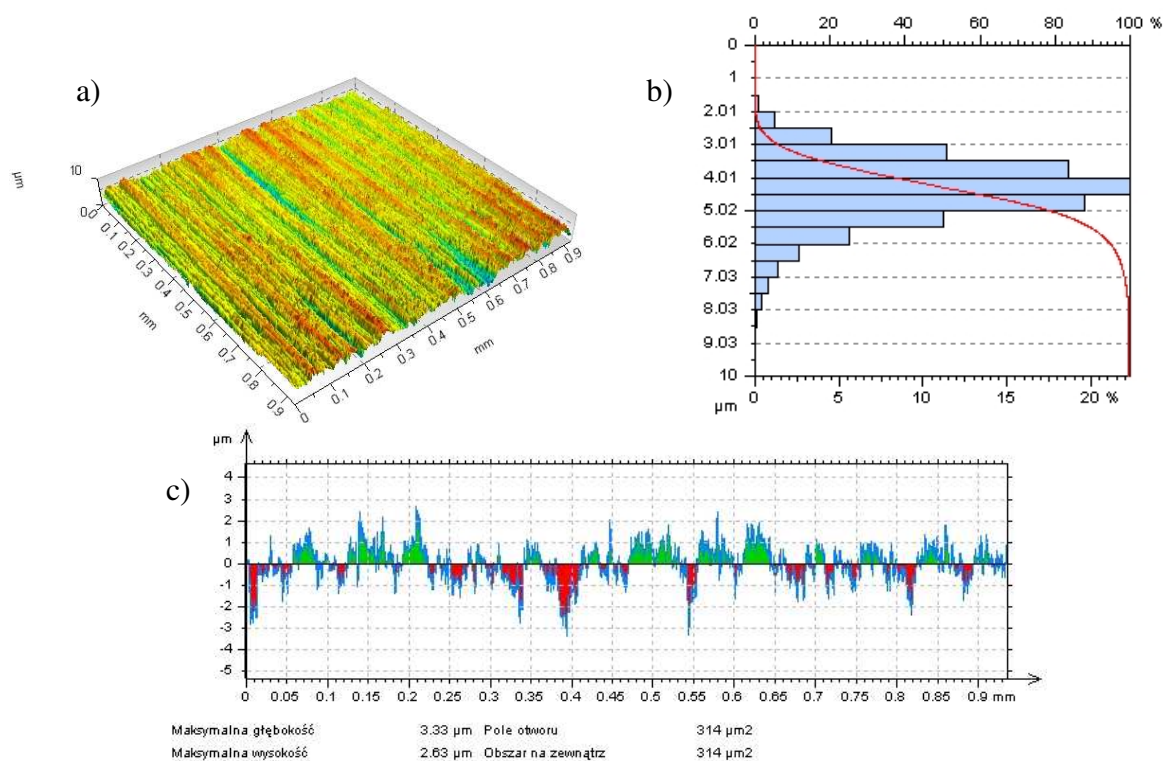
Rys. 7.9. SGP dla $f=0,1$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $F=15$ [N]: a) obraz rzeczywisty, b) krzywa nośności Abbotta, c) profil chropowatości



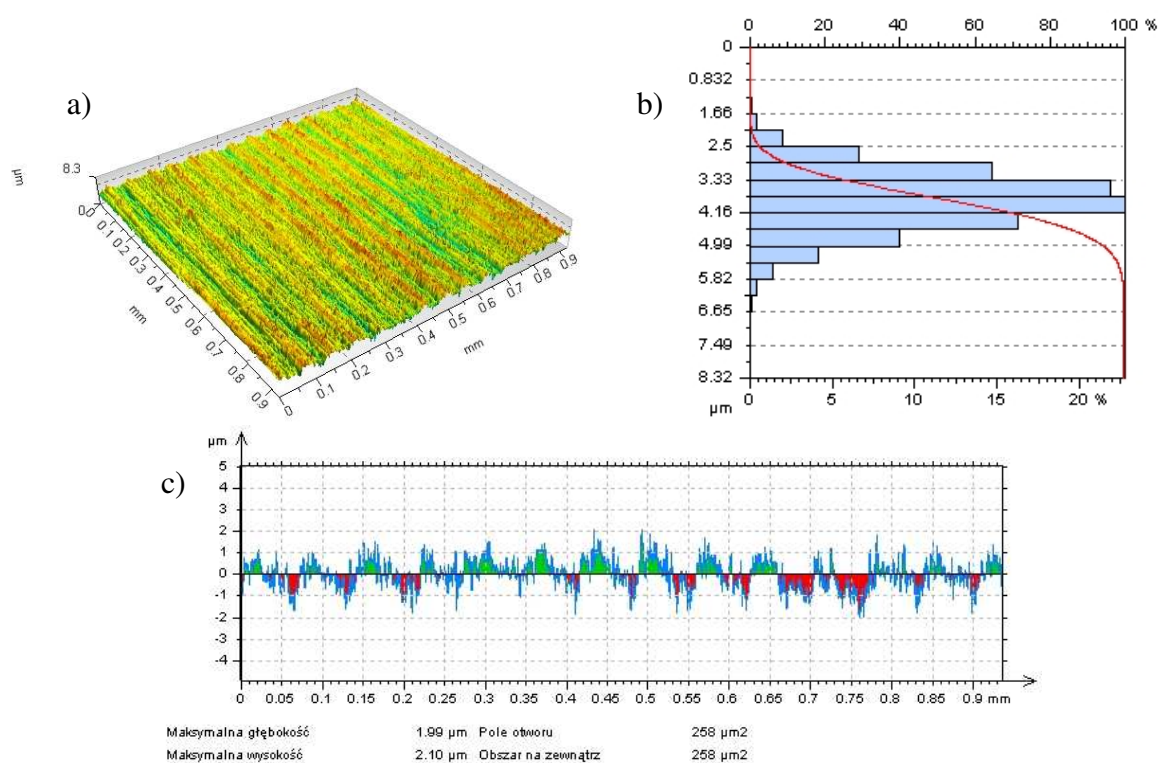
Rys. 7.10. SGP dla $f=0,04$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $F=15$ [N]: a) obraz rzeczywisty, b) krzywa nośności Abbotta, c) profil chropowatości



Rys. 7.11. SGP dla $f=0,07$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $F=25$ [N]: a) obraz rzeczywisty, b) krzywa nośności Abbotta, c) profil chropowatości



Rys. 7.12. SGP dla $f=0,07$ [mm·obr⁻¹] i $F=5$ [N]: a) obraz rzeczywisty, b) krzywa nośności Abbotta, c) profil chropowości



Rys. 7.13. SGP dla $f=0,07$ [mm·obr⁻¹] i $F=15$ [N]: a) obraz rzeczywisty, b) krzywa nośności Abbotta, c) profil chropowości

Analizując ogólnie przedstawione wyniki można stwierdzić, że najlepsza powierzchnia została przedstawiona na rys. 7.8. Oznaczała się najmniejszą wartością parametru R_a . Wszystkie powierzchnie mają krzywą udziału materiałowego degresywno-progresywną. W funkcji autokorelacji wyraźnie uwidaczniają się ślady po nagniataniu diamentowym. Rozkład rzędnych jest zbliżony do normalnego z niewielką skośnością dodatnią. Rozkład wierzchołków miejscowych wzniesień zbliża się do normalnego, złożonego z dwóch nakładających się na siebie niezależnych procesów, o czym świadczą obecności dwóch występujących szczytów.

3.6. Analiza statystyczna wyników badań

3.6.1. Eliminacja wyników obarczonych błędem grubym

W celu eliminacji wyników obarczonych błędem grubym wartości wyjść obiektu poszczególnych prób zostały uporządkowane w ciąg niemalejący (tabela 7.5). Ze względu na brak znajomości rozkładu μ i σ , dla weryfikacji hipotezy K^+ oraz K^- zastosowano odpowiednio statystyki: B_6^+ i B_6^- , które obliczono ze wzorów:

$$B_6^+ = \frac{y_{i5} - y_{i4}}{y_{i5} - y_{i1}}, \quad B_6^- = \frac{y_{i1} - y_{i2}}{y_{i5} - y_{i1}}. \quad (7.4)$$

Wyniki obliczeń zestawiono w tabeli 7.6. Wartość krytyczna statystyki b_6^+ odczytana z tablic statystycznych, na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ oraz dla liczby powtórzeń $r = 3$ wynosi $b_6^+ = 0,941$. Wszystkie wiersze macierzy wyników spełniają warunek $B_{6i}^+ \leq b_6^+(0,05;3)$, zatem nie ma podstaw do odrzucenia maksymalnych wartości wyników eksperymentu otrzymanych dla poszczególnych punktów planu. Podobnie, ponieważ spełniony jest warunek $B_{6i}^- \geq b_6^-(0,05;3)$ nie ma podstaw do odrzucenia minimalnych wartości wyników.

Tabela 7.5. Uporządkowane wyniki eksperymentu oraz statystyki B_6^+ i B_6^-

Lp.	Ciąg niemalejący wyników pomiaru R_a [μm]			Statystyki	
				B_6^+	B_6^-
1	0,295	0,335	0,35	0,273	-0,727
2	0,504	0,565	0,58	0,197	-0,803
3	0,364	0,39	0,398	0,235	-0,765
4	0,544	0,557	0,572	0,536	-0,464
5	0,535	0,556	0,577	0,500	-0,500
6	0,37	0,395	0,424	0,537	-0,463
7	0,477	0,479	0,481	0,500	-0,500
8	0,551	0,623	0,641	0,200	-0,800
9	0,527	0,528	0,534	0,857	-0,143
10	0,453	0,54	0,656	0,571	-0,429
11	0,458	0,473	0,49	0,531	-0,469
12	0,479	0,513	0,533	0,370	-0,630
13	0,49	0,502	0,521	0,613	-0,387

3.6.2. Wariancja międzywierszowa i odchylenie standardowe

Wariancję międzywierszową i odchylenie standardowe obliczono wykorzystując wzory:

$$s_i^2 = \frac{1}{r-1} \sum_{j=1}^{r=3} (y_{ij} - \bar{y}_i)^2, \quad (7.5)$$

$$s_i = \sqrt{s_i^2}, \quad (7.6)$$

gdzie:

r – liczba powtórzeń doświadczenia w poszczególnych punktach planu ($r = 3$),

$i = N$ – liczba punktów planu ($N = 13$),

\bar{y}_i - średnia wartość wyjść dla i - tego punktu planu.

Wyniki obliczeń zamieszczono w tabeli pomocniczej (tab. 7.6).

Tabela 7.6. Wartości wariancji i odchylenia standardowego

Poziom planu	Wartość czynnika wynikowego				wariancja	odchylenie
	R _a [μm]					
	Średnia	1	2	3		
1	0,326	0,295	0,35	0,335	0,000809	0,028443
2	0,549	0,58	0,504	0,565	0,001621	0,040262
3	0,384	0,39	0,364	0,398	0,000316	0,017776
4	0,557	0,572	0,557	0,544	0,000197	0,014036
5	0,556	0,535	0,556	0,577	0,000441	0,021000
6	0,396	0,395	0,37	0,424	0,000731	0,027028
7	0,479	0,477	0,481	0,479	0,000004	0,002000
8	0,605	0,641	0,623	0,551	0,002268	0,047624
9	0,529	0,528	0,527	0,534	0,000015	0,003873
10	0,549	0,453	0,54	0,656	0,010373	0,101848
11	0,473	0,458	0,473	0,49	0,000257	0,016031
12	0,508	0,479	0,513	0,533	0,000746	0,027304
13	0,504	0,49	0,521	0,502	0,000245	0,015636

3.6.3. Sprawdzenie jednorodności wariancji w próbie

Jednorodność wariancji dla poszczególnych punktów badań sprawdzono za pomocą testu Cochran. Test ten, stosuje się w przypadkach, gdy liczba powtórzeń doświadczeń była identyczna dla wszystkich punktów planu. Wartość testu obliczano ze wzoru:

$$G = \frac{s_{i_{\max}}^2}{\sum_{i=1}^{13} s_i^2}, \quad (7.7)$$

gdzie: $s_{i_{\max}}^2$ - maksymalna wartość wariancji ze zbioru wszystkich wariancji, $\sum_{i=1}^{13} s_i^2$ - suma

wszystkich wariancji. Ponieważ $s_{i_{\max}}^2 = 0,010373$ i $\sum_{i=1}^{13} s_i^2 = 0,018022$, stąd $G=0,576$. Nie ma

podstaw do odrzucenia hipotezy o jednorodności wariancji, gdy $G \leq G_{kr(\alpha; k; v)}$, gdzie:

G_{kr} - wartość krytyczna testu Cochran, $k = N = 13$, $v = r - 1 = 2$ - liczba stopni swobody.

Wartość krytyczną testu Cochran obliczono stosując interpolację liniową. W tym przypadku zachodzi nierówność $G = 0,576 \leq G_{kr(\alpha=0,05; k=13; v=2)} = 0,634$ zatem nie ma podstaw do

odrzućenia hipotezy o jednorodności wariancji.

3.6.4. Obliczenie współczynników funkcji regresji

Nieznane współczynniki funkcji regresji oblicza się ze wzoru:

$$\{\mathbf{k}\} = ([\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^T \cdot [\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^{-1}) \cdot [\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^T \cdot \{\bar{\bar{\mathbf{Y}}}\}, \quad (7.8)$$

gdzie: $[\bar{\bar{\mathbf{X}}}]$ – macierz planu eksperymentu, $([\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^T \cdot [\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^{-1})$ – macierz kowariancji, $\{\bar{\bar{\mathbf{Y}}}\}$ – wektor średnich wyników eksperymentu.

Wykonując poszczególne operacje otrzymano jako rozwiązanie 6 nieznanymi współczynników równania (tab.7.7).

Tabela 7.7. Współczynniki równania regresji dla chropowatości R_a [μm]

Współczynnik	k_0	k_1	k_2	k_{11}	k_{22}	k_{12}
Wartość współczynnika	0,5134	0,055	$-9,97 \times 10^{-3}$	$-3,61 \times 10^{-6}$	$3,9 \times 10^{-4}$	$-6,17 \times 10^{-3}$

Funkcja regresji w postaci zakodowanej opisująca parametr chropowatości R_a w zależności od wybranych warunków procesu nagniatania przybiera postać zakodowaną:

$$\hat{\bar{Y}} = R_a = 0,5134 + 0,055 \bar{\bar{x}}_1 - 9,97 \cdot 10^{-3} \cdot \bar{\bar{x}}_2 - 3,61 \cdot 10^{-6} \cdot \bar{\bar{x}}_1^2 + 3,9 \cdot 10^{-4} \cdot \bar{\bar{x}}_2^2 - 6,17 \cdot 10^{-3} \cdot \bar{\bar{x}}_1 \cdot \bar{\bar{x}}_2 \quad (7.9)$$

3.6.5. Analiza statystyczna funkcji regresji

Istotność każdego współczynnika w funkcji regresji sprawdzano niezależnie wykorzystując do tego celu test t - Studenta. Jeżeli $t_i \geq t_{kr}(\alpha, f)$, następuje odrzucenie hipotezy o nieistotności współczynników regresji, tzn., że współczynniki regresji mają wpływ istotny na czynnik wynikowy. Jeśli $t_i < t_{kr}(\alpha, f)$ następuje przyjęcie hipotezy o nieistotności współczynników regresji. Współczynniki te można pominąć. Liczbę stopni swobody obliczono z zależności:

$$f = N - m, \quad (7.10)$$

gdzie: N - liczba doświadczeń w planie eksperymentu $N = 13$,

m – liczba wyrazów równania regresji łącznie z wyrazem wolnym $m = 6$.

Badanie istotności współczynnika k_k równania wykonujemy obliczając funkcję testową:

$$t = \frac{|k_k| \cdot \sqrt{N}}{\hat{s}_{y-\hat{y}}}, \quad (7.11)$$

gdzie: k_k – obliczony współczynnik równania regresji, $\hat{s}_{y-\hat{y}}$ - wariancja resztowa współczynników równania regresji, obliczana ze wzoru:

$$\hat{s}_{y-\hat{y}} = \frac{1}{N - m} \sum_{n=1}^{13} (y_n - \hat{y}_n)^2, \quad (7.12)$$

gdzie: $y_n - \hat{y}_n$ - odchylenie wyjścia modelu od wyjścia obiektu.

Tabela 7.8. Tablica pomocnicza obliczeń

Lp.	Wyjście obiektu	Wyjście modelu	$\hat{S}_{y-\hat{y}}$	Statystyka t_i	Wartość współczynnika k	$(\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2$
1	0,326	0,4058	0,002915	635,087	0,5134	0,776848
2	0,549	0,586	0,001029	192,7701	0,055	1,158312
3	0,384	0,4023	0,000234	153,746	$-9,97 \times 10^{-3}$	0,823034
4	0,557	0,5332	0,000313	0,041632	$-3,61 \times 10^{-6}$	1,142532
5	0,556	0,5589	0,00013	10,84968	$3,9 \times 10^{-4}$	1,152268
6	0,396	0,3388	0,001627	13,67087	$-6,17 \times 10^{-3}$	0,86755
7	0,479	0,4947	0,000107			0,950829
8	0,605	0,5346	0,002772			1,307823
9	0,529	0,5131	0,000122			1,058733
10	0,549	0,5131	0,003537			1,325945
11	0,473	0,5131	0,00074			0,969673
12	0,508	0,5131	0,000223			1,055
13	0,504	0,5131	0,000103			1,029994
	Średnia: 0,493462	Średnia: 0,493831	S_R $\Sigma = 0,013849$	$t_{kr} = 2,1604$		$\Sigma = 13,61854$

Ponieważ w przypadku funkcji regresji:

$$\hat{Y} = Ra = 0,5134 + 0,055 \bar{\bar{x}}_1 - 9,97 \cdot 10^{-3} \cdot \bar{\bar{x}}_2 - 3,61 \cdot 10^{-6} \cdot \bar{\bar{x}}_1^2 + 3,9 \cdot 10^{-4} \cdot \bar{\bar{x}}_2^2 - 6,17 \cdot 10^{-3} \cdot \bar{\bar{x}}_1 \cdot \bar{\bar{x}}_2$$

współczynniki $k_0, k_1, k_2, k_{22}, k_{12}$ są większe od wartości krytycznej $t_{kr}(\alpha=0,05; f=1) = 2,1604$ to współczynniki regresji są istotne, w sensie statystycznym na przyjętym poziomie istotności $\alpha=0,05$.

3.6.6. Badanie istotności współczynnika korelacji wielowymiarowej

Miarą stopnia dopasowania otrzymanych wyników w postaci równania regresji do wyników eksperymentu jest badanie współczynnika korelacji wielowymiarowej, określony równaniem:

$$R = \sqrt{1 - \frac{\sum_{i=1}^N (\hat{y}_i - \bar{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^N (\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2}}, \quad (7.13)$$

gdzie:

\hat{y}_i - wartość wyjścia modelu, obliczona z równania regresji,

\bar{y}_i - średnia wartość wyjścia dla i -tej doświadczenia dla r powtórzeń,

$\bar{\bar{y}}$ - wartość średnia wyjścia obiektu dla n doświadczeń.

Istotność otrzymanego współczynnika korelacji wielowymiarowej sprawdzono wykorzystując test F Snedecora, oparty na analizie wariancji w równaniu regresji, na podstawie wzoru:

$$F = \frac{N - m}{m - 1} \frac{R^2}{1 - R^2}, \quad (7.14)$$

gdzie:

N - liczba doświadczeń w planie eksperymentu $n=13$,

m - liczba wyrazów równania regresji łącznie z wyrazem wolnym $m=6$.

Obliczenie współczynnika korelacji wielowymiarowej oraz sprawdzenie jego istotności wymagało:

a) obliczenia wartości wyjść modelu bez pomijania współczynników nieistotnych (tab. 7.8) wartości wyjść modelu,

b) obliczenia wartości współczynnika korelacji wielowymiarowej:

- obliczenie średniej wartości wyjścia obiektu dla n doświadczeń (tab. 7.8) ze wzoru:

$$\bar{\bar{y}} = \frac{1}{13} \sum_{i=1}^{13} \bar{y}_i, \quad (7.15)$$

- obliczenie średniej wartości wyjścia modelu dla n doświadczeń (tab. 7.8) ze wzoru:

$$\hat{\bar{y}} = \frac{1}{13} \sum_{i=1}^{13} \hat{\bar{y}}_i, \quad (7.16)$$

- sprawdzenie równości wartości średnich wyjść obiektu i modelu:

$$\bar{\bar{y}} = 0,493462 \approx \hat{\bar{y}} = 0,493831, \quad (7.17)$$

- obliczenie wariancji resztowej, która jest sumą kwadratów różnic wyjść modelu i obiektu, dla poszczególnych punktów planu (tab. 7.8): $S_R = \sum \hat{s}_{y-\hat{y}} = 0,013849$,

- obliczenie sumy kwadratów różnic wyjść obiektu dla poszczególnych punktów planu (tab. 7.8):

$$\sum_{i=1}^{13} (\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2 = 13,61854. \quad (7.18)$$

- obliczenie wartości współczynnika korelacji wielowymiarowej:

$$R = \sqrt{1 - \frac{\sum_{i=1}^8 (\hat{\bar{y}}_i - \bar{\bar{y}})^2}{\sum_{i=1}^8 (\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2}} = \sqrt{1 - \frac{0,013849}{13,61854}} = 0,999491, \quad (7.19)$$

- obliczenie wartości testu F Snedecora dla danych: $N=13$, $m=6$, $R=0,999491$:

$$F = \frac{N - m}{m - 1} \frac{R^2}{1 - R^2} = \frac{13 - 6}{6 - 1} \frac{(0,999491)^2}{1 - (0,999491)^2} = 1375,3 \quad (7.20)$$

- odczytano wartość krytyczną testu F - *Snedecora* z tablic, gdy $\alpha = 0,05$, $r_1 = m - 1 = 6 - 1 = 5$, $r_2 = N - m = 13 - 6 = 7$, $F_{kr(\alpha, r_1, r_2)} = 3,97$ ponieważ $F = 1375,3 > F_{kr} = 3,97$, nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy o istotności współczynnika korelacji wielowymiarowej. Oznacza to również, że nie można odrzucić hipotezy o prawdziwości współczynników funkcji regresji.

3.6.7. Sprawdzenie adekwatności modelu matematycznego

Ocenę adekwatności przyjętego modelu matematycznego przeprowadzono z zastosowaniem testu F. Test statystyczny przeprowadzono dla wartości wyjść obiektu i modelu (tab. 7.9). Postawiono następujące hipotezy statystyczne: H_0 : średnie grupowe wyjść obiektu i modelu nie różnią się istotnie wobec hipotezy alternatywnej H_1 : średnie grupowe wyjść obiektu i modelu różnią się istotnie. Obliczona wartość statystyki $F = 0,61$ jest mniejsza od wartości krytycznej $F_{kr} = 3,97$ i nie należy do obszaru krytycznego, dlatego też nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy H_0 na poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Na tej podstawie można stwierdzić, że przyjęta klasa modelu matematycznego jest adekwatna.

3.6.8. Odkodowanie funkcji regresji

Odkodowanie funkcji regresji polega na wykorzystaniu relacji kodowych zgodnie ze wzorem (7.3). Po podstawieniu do równania regresji i zastąpieniu zmiennych kodowych zmiennymi rzeczywistymi otrzymano równanie regresji w postaci:

$$\hat{Y} = Ra = -0,1464 + 14,9 \cdot \bar{f} + 0,003296 \cdot \bar{F} - 0,08227 \cdot \bar{f} \cdot \bar{F} - 71,38 \cdot \bar{f}^2 + 1,56 \times 10^{-5} \cdot \bar{F}^2 \quad (7.22)$$

3.6.9. Określenie przedziału ufności funkcji regresji

Ostatnim etapem obliczeń przy ustalaniu postaci modelu matematycznego badanego obiektu jest określenie przedziału ufności otrzymanej funkcji regresji. Przedział ten zależy od wartości wejścia obiektu \bar{x}_i . Dla prognozowanej wartości wyjścia modelu \hat{Y} , na poziomie istotności α , przedział ufności można obliczyć z następujących wzorów [Kuki2002]:

$$\hat{Y} \pm t_{kr(\alpha, n=N-L)} \cdot s(\hat{Y}), \quad (7.23)$$

lub

$$\hat{Y} \pm t_{kr(\alpha, n=N-L)} \frac{S_R}{\sqrt{N-L-1}} \sqrt{\{\bar{\bar{x}}\}^T ([\bar{\bar{X}}]^T [\bar{\bar{X}}])^{-1} \{\bar{\bar{x}}\}}, \quad (7.24)$$

gdzie:

\hat{Y} - wartość oczekiwana, obliczona z równania regresji,

$t_{kr(\alpha, n=N-L)}$ - wartość krytyczna rozkładu testu t-Studenta dla poziomu istotności α i stopni swobody $n=N-L$,

N - liczba prób,

L - liczba wyrazów równania regresji łącznie z wyrazem wolnym,

$s^2(\hat{Y})$ - wariancja prognozowanej wartości funkcji regresji,

$([\bar{\bar{X}}]^T [\bar{\bar{X}}])^{-1}$ - macierz kowariancji,

$\{\bar{\bar{x}}\}$ - wektor kolumnowy funkcji zmiennych wejściowych (czynniki badanych w postaci zakodowanej),

$S_R = \sum_{i=1}^{13} (\hat{y}_i - \bar{y}_i)^2$ - wariancja resztowa.

Wariancję zapowiadanej wartości funkcji oblicza się wykorzystując prawo skumulowanych błędów, która dla planu rotabilnego ma postać:

$$s^2(\hat{Y}) = s^2(k_0) + [s^2(k_i) + 2c\hat{v}(k_0k_{ii})] \sum_{i=1}^4 \bar{\bar{x}}_i^2 + s^2(k_{ii}) \left[\sum_{\substack{i,j=1 \\ i < j}}^4 \bar{\bar{x}}_i^2 \bar{\bar{x}}_j^2 + \sum_{i=1}^4 \bar{\bar{x}}_i^4 \right], \quad (7.25)$$

lub

$$s^2(\hat{Y}) = \frac{s^2(y)}{N} \left\{ (c-d) \left[\sum_{i=1}^4 \bar{\bar{x}}_i^4 + 2 \sum_{\substack{i,j=1 \\ i < j}}^4 \bar{\bar{x}}_i^2 \bar{\bar{x}}_j^2 \right] + (\lambda_2^{-1} - 2b) \sum_{i=1}^4 \bar{\bar{x}}_i^2 + a \right\}. \quad (7.26)$$

Wariancję w próbce $s^2(y)$, związaną z błędem doświadczenia, można obliczyć dwoma sposobami na podstawie wyników powtórnych obserwacji w różnych punktach planu.

Pierwszy sposób polega na uogólnieniu wariancji, odpowiadających poszczególnym punktom planu:

$$s^2(y) = \frac{\sum_{i=1}^N (r_i - 1) s_i^2}{\sum_{i=1}^N (r_i - 1)}, \quad (7.27)$$

gdzie r_i oznacza liczbę powtórzeń w i tym punkcie planu, s_i^2 jest i -tą wariancją wyników eksperymentu.

Drugi sposób polega na wylczeniu wariancji w próbce $s^2(y)$ za pomocą sumy kwadratów odchyień, związanej z „czystym błędem”:

$$s^2(y) = \frac{\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^{r_i} (y_{ij} - \bar{y}_i)^2}{N(r_i - 1)}. \quad (7.28)$$

Dla analizowanych danych otrzymuje się:

a) wartość ramienia gwiazdowego:

$$\alpha = \sqrt[4]{2^S} = \sqrt[4]{2^4} = 2,$$

b) wartości momentów λ_2 , λ_3 i λ_4 :

$$\begin{aligned} N &= 2^S + 2S + n_0 = 2^2 + 2 \cdot 2 + 5 = 13, \\ \lambda_2 &= \frac{2^S + 2\sqrt{2^S}}{N} = \frac{2^2 + 2\sqrt{2^2}}{13} = \frac{4+4}{13} = 0,61538 \cong 0,6154, \\ \lambda_3 &= \frac{2^S}{N} = \frac{2^2}{13} = 0,30769 \cong 0,3077, \\ \lambda_4 &= \frac{2^S + 2\alpha^4}{N} = \frac{2^2 + 2 \cdot 1,414^4}{13} \cong 0,9227, \end{aligned} \quad (7.29)$$

czyli: $N\lambda_2 = 8$, $N\lambda_3 = 4$, i $N\lambda_4 = 12$, zaś $\lambda_4 = 3\lambda_3$.

c) wartości stałych a, b, c, d:

$$\begin{aligned}
 a &= \frac{(S+2)\lambda_3}{(S+2)\lambda_3 - S\lambda_2^2} = \frac{4 \cdot 0,3077}{4 \cdot 0,3077 - 2 \cdot (0,6154)^2} = \frac{1,2308}{0,4734} = 2,6, \\
 b &= \frac{\lambda_2}{(S+2)\lambda_3 - S\lambda_2^2} = \frac{0,6154}{4 \cdot 0,3077 - 2 \cdot (0,6154)^2} = \frac{0,6154}{1,2284 - 0,7574} = \frac{0,6154}{0,471} = 1,307, \\
 c &= \frac{1}{2\lambda_3} = \frac{1}{2 \cdot 0,3071} = \frac{1}{0,6142} = 1,628, \\
 d &= \frac{\lambda_3 - \lambda_2^2}{2\lambda_3[(S+2)\lambda_3 - S\lambda_2^2]} = \frac{0,3077 - (0,6154)^2}{2 \cdot 0,3077 \cdot [4 \cdot 0,3077 - 2 \cdot (0,6154)^2]} = \frac{0,3077 - 0,3787}{0,6142 \cdot [1,2308 - 2 \cdot 0,3787]} \\
 &= -\frac{0,071}{0,2908} = -0,2442
 \end{aligned} \tag{7.30}$$

d) wartości współczynników w równaniu (7.26):

$$\begin{aligned}
 c - d &= 1,628 - (-0,2442) = 1,872, \quad 2(c - d) = 3,744 \\
 \lambda_2^{-1} - 2b &= \frac{1}{0,6154} - 2 \cdot 1,307 = -0,989,
 \end{aligned} \tag{7.31}$$

e) wariancja $s^2(y)$ charakteryzująca błąd doświadczenia dla $r_i=r=3$:

$$s^2(y) = \frac{\sum_{i=1}^N (r_i - 1) s_i^2}{\sum_{i=1}^N (r_i - 1)} = \frac{\sum_{i=1}^n s_i^2}{13} = \frac{0,018023}{13} = 0,00139, \tag{7.32}$$

f) wartość krytyczna rozkładu t-Studenta dla poziomu istotności $\alpha=0,05$ i stopni swobody $n=N-L=13-6=7$ odczytana z tablic statystycznych wynosi:

$$t_{kr}(0,05;7)=2,3646, \tag{7.33}$$

g) przedział ufności funkcji regresji według wzoru (7.23), wobec zależności (7.26) i (7.30)÷(7.33), ma następującą postać zakodowaną:

$$\hat{Y} \pm 0,0103 \sqrt{3,744 \sum_{i=1}^4 \bar{x}_i^4 + 7,488 \sum_{\substack{i,j=1 \\ i < j}}^4 \bar{x}_i^2 \bar{x}_j^2 - 0,989 \sum_{i=1}^4 \bar{x}_i^2 + 2,6}. \tag{7.34}$$

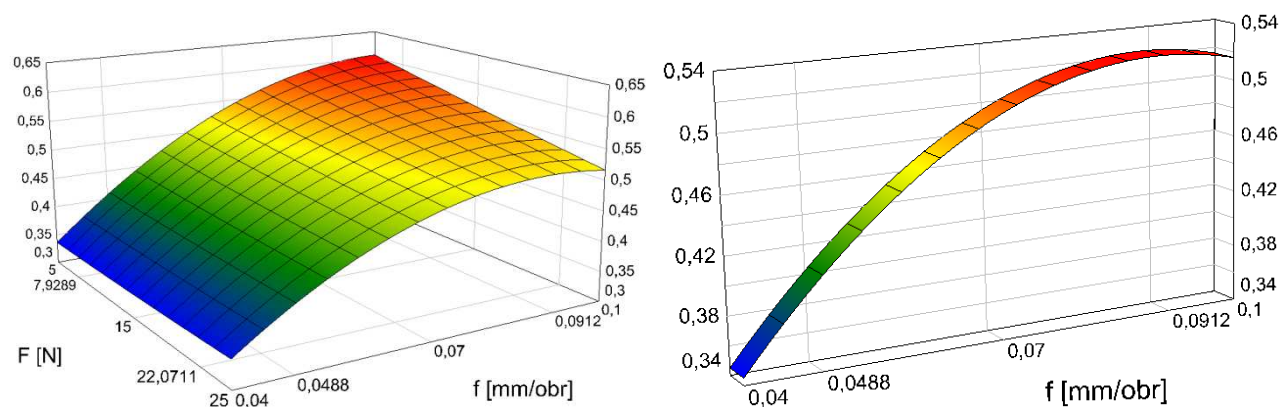
oraz odkodowaną:

$$\hat{Y} \pm 0,0103 \sqrt{3,744 \left[\left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^4 + \left(\frac{F - 15}{7} \right)^4 \right] + 7,488 \left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^2 \left(\frac{F - 15}{7} \right)^2 - 0,989 \left[\left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^2 + \left(\frac{F - 15}{7} \right)^2 \right] + 2,6}. \tag{7.35}$$

Zatem poszukiwany model matematyczny opisujący średnie odchylenie profilu chropowatości od linii średniej w funkcji parametrów technologicznych procesu nagniatania ma ostatecznie następującą postać odkodowaną:

$$\begin{aligned} \widehat{Y} = R_a = & -0,1464 + 14,9 \cdot \bar{f} + 0,003296 \cdot \bar{F} - 0,08227 \cdot \bar{f} \cdot \bar{F} - 71,38 \cdot \bar{f}^2 + 1,56 \times 10^{-5} \\ & \pm 0,0103 \sqrt{3,744 \left[\left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^4 + \left(\frac{F - 15}{7} \right)^4 \right] + 7,488 \left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^2 \left(\frac{F - 15}{7} \right)^2} \\ & \sqrt{-0,989 \left[\left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^2 + \left(\frac{F - 15}{7} \right)^2 \right] + 2,6} \end{aligned} \quad (7.36)$$

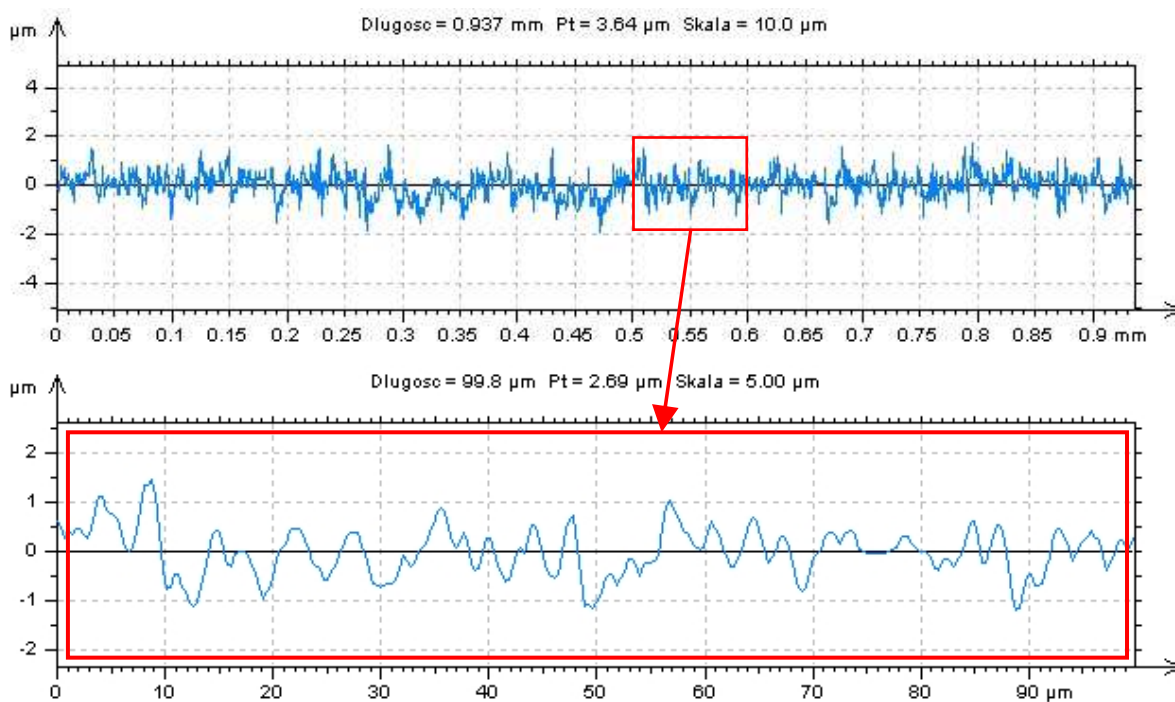
Funkcja (7.35) stanowi model matematyczny identyfikujący proces przemieszczania klina w określonych warunkach jego realizacji, przy poziomie istotności $\alpha=0,05$. Funkcja ta mająca postać wielomianu drugiego stopnia, może być wykorzystana do określenia ekstremum. Z postaci tych funkcji wynika również, że błąd rośnie w miarę oddalania się od centrum programu. Wynika to z zastosowanego w badaniach programu uniform-rotalnego cechującego się kulistym rozkładem informacji.



Rys. 7.14. Zależność siły nagniatania F i posuwu f na chropowatość powierzchni R_a po obróbce nagniataniem ślizgowym gładkościowym (a) a także wpływ samego posuwu na chropowatość (b)

Z przedstawionych wykresów na rys. 7.14 wynika, że na chropowatość powierzchni R_a po obróbce nagniataniem ma wpływ zarówno posuw jak i siła nagniatania. Rys. 7.14b wskazuje na szczególnie wpływ posuwu na jakość uzyskanej powierzchni. Dla małych wartości posuwu otrzymana powierzchnia cechowała się najmniejszą wartością współczynnika R_a . Wraz ze wzrostem posuwu wzrastała również chropowatość. Zwiększanie siły docisku nagniatania diamentowego w przypadku stali 41Cr4 wpływała niekorzystnie na jakość powierzchni. Generalnie wzrost siły docisku powodował wzrost współczynnika chropowatości R_a . Najniższą jego wartość zanotowano dla najmniejszej siły nagniatania. Wynikało to zapewne na skutek poddania stali normalizowaniu.

Porównanie wyników analiz numerycznych z wynikami pomiarów przedstawiono na rysunkach 7.15÷7.17.



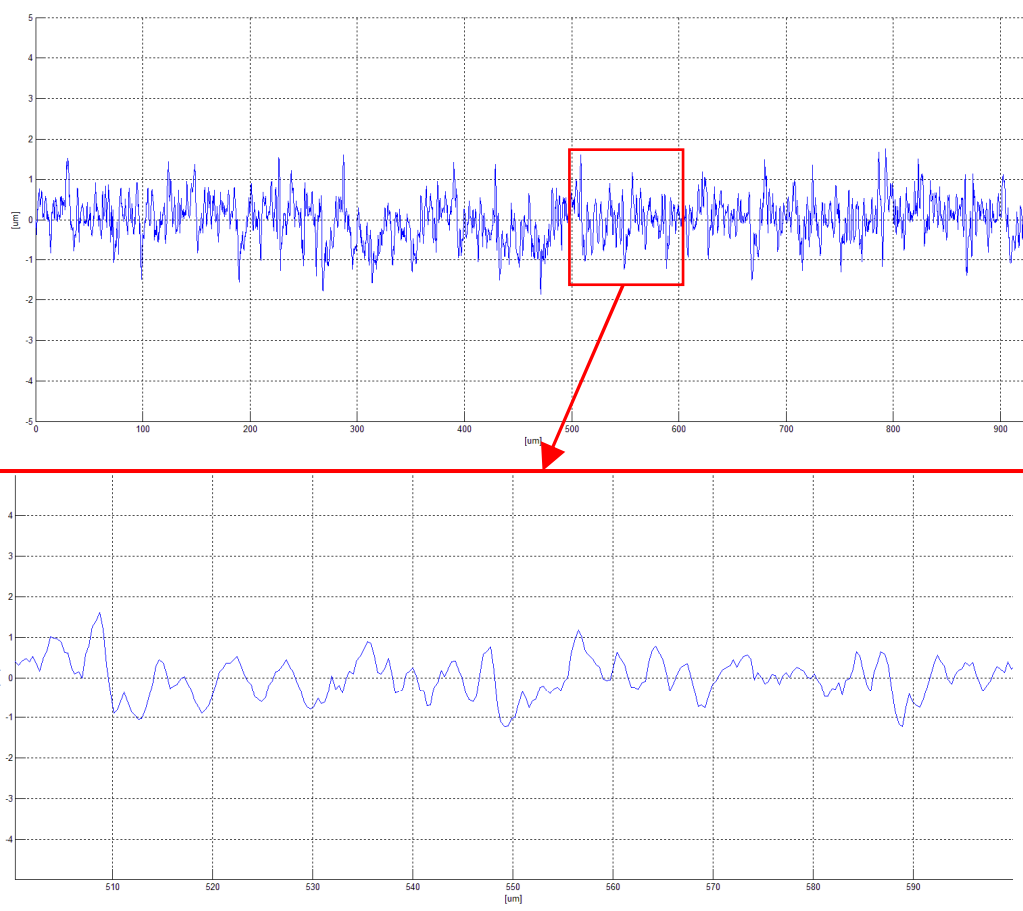
Rys. 7.15. Profil chropowatości powierzchni po obróbce nagniataniem na stanowisku NEF400 dla $f=0,04$ [mm·obr⁻¹] i $F=15$ [N]



Rys. 7.16. Profil chropowatości powierzchni po obróbce nagniataniem w programie ANSYS dla $F=15$ [N]

W celu lepszego porównania chropowatości powierzchni z badań eksperymentalnych z badaniami symulacyjnymi szczytano punkty z symulacji w programie ANSYS

i zaimplementowano do programu Matlab. Zdjęty profil chropowatości z programu ANSYS przedstawia rys. 7.17.



Rys. 7.17. Profil chropowatości powierzchni po obróbce nagniataniem w programie ANSYS dla $F=15$ [N]

Porównanie wyników analiz numerycznych z wynikami pomiarów wykazuje nieistotność różnic na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$ (rys. 7.15). Zatem zarówno model procesu jak i aplikacje komputerowe w systemie ANSYS/LS-Dyna są opracowane poprawnie.

4. Ocena wyników badań

Z przeprowadzonych badań eksperymentalnych wynika, że proces nagniatania ślizgowego jest bardzo złożonym procesem. Jakość technologiczna wyrobu zależy od wielu parametrów, związanych zarówno ze stanem półwyrobu jak i warunkami realizacji procesu nagniatania. Nieprawidłowy ich dobór prowadzi do otrzymywania wyrobu z wadami np. widocznym brzdowaniem materiału na skutek źle dobranej wartości siły nagniatania itp. Najważniejszymi parametrami decydującymi o jakości powierzchni charakteryzującą się parametrem R_a jest geometria narzędzia, posuw i siła nagniatająca. Ważnym czynnikiem jest również stosowane smarowanie w postaci mgły olejowej.

Opracowane równania regresji mogą być wykorzystane do określania warunków procesu nagniatania ze względu na wymaganą jakość wyrobu lub odwrotnie dla danych warunków nagniatania można prognozować jakość powierzchni obrobionej. Określenie optymalnych warunków realizacji procesu wymaga rozwiązania zadania optymalizacji wielokryterialnej z ograniczeniami. Rozwiązanie zadania optymalizacji pozwoli uzyskać wyrób o wymaganej jakości przy minimalnych kosztach wytwarzania.

5. Wnioski z badań eksperymentalnych procesu nagniatania

1. Badania eksperymentalne potwierdziły istotność wpływu wybranych parametrów technologicznych nagniatania ślizgowego na jakość technologiczną wyrobu. Jakość uzyskanego wyrobu zależy od posuwu, siły nagniatania i smarowania podczas obróbki. Opracowane równania regresji pozwalają obliczać wielkości decydujące o jakości wyrobu w zależności od warunków technologicznych nagniatania ślizgowego lub określać optymalne warunki procesu.
2. Przeprowadzone badania eksperymentalne pozwoliły zaobserwować m.in. profile chropowatości. Wyniki eksperymentu są zbieżne z wynikami badań modelowych i numerycznych.
3. Porównanie wyników analiz numerycznych z wynikami pomiarów wykazuje nieistotność różnic na przyjętym poziomie istotności $\alpha=0,05$. Zatem można uznać, że z dokładnością wystarczającą dla praktyki inżynierskiej możliwe jest prognozowanie jakości wyrobów nagniatanych ślizgowo na podstawie wyników symulacji komputerowej. Wyniki badań eksperymentalnych wykazały przydatność opracowanych modeli matematycznych procesu nagniatania. Algorytmy numeryczne, zaimplementowane w systemie ANSYS mogą być wykorzystane do oceny wpływu warunków technologicznych nagniatania na jakość wyrobu. Pozwalają lepiej zrozumieć zjawiska zachodzące w strefach kontaktu i odkształceń, a zatem mogą być podstawą do opracowania wytycznych doboru warunków nagniatania, ze względu na wymaganą jakość technologiczną wyrobu.

6. Badania eksperymentalne wpływu wybranych warunków mikroskrawania na kształt wióra

Badania przeprowadzono w celu ustalenia wpływu posuwu i prędkości skrawania na kształt wióra.

6.1. Realizacja badań właściwych

Plan eksperymentu opracowano za pomocą planu badań statycznego zdeterminowanego rotabilnego pięciopoziomowego dla przypadku kiedy wartości posuwu i prędkości skrawania zawierają się w zdefiniowanych przedziałach.

Tabela 7.9. Macierz eksperymentu według planu pięciopoziomowego

L.p.	Czynniki wejściowe	
	Posuw f [$mm \cdot obr^{-1}$]	Prędkość wrzeciona n [$obr \cdot min^{-1}$]
1	0,0517	1946
2	0,1083	1946
3	0,0517	2653
4	0,1083	2653
5	0,12	2300
6	0,04	2300
7	0,08	2800
8	0,08	1800
9	0,08	2300

Plan ten wymaga realizacji doświadczeń na pięciu poziomach dla wszystkich możliwych układów czynników na wejściu. Macierz planu eksperymentu zestawiono w tabeli 7.9. Z racji

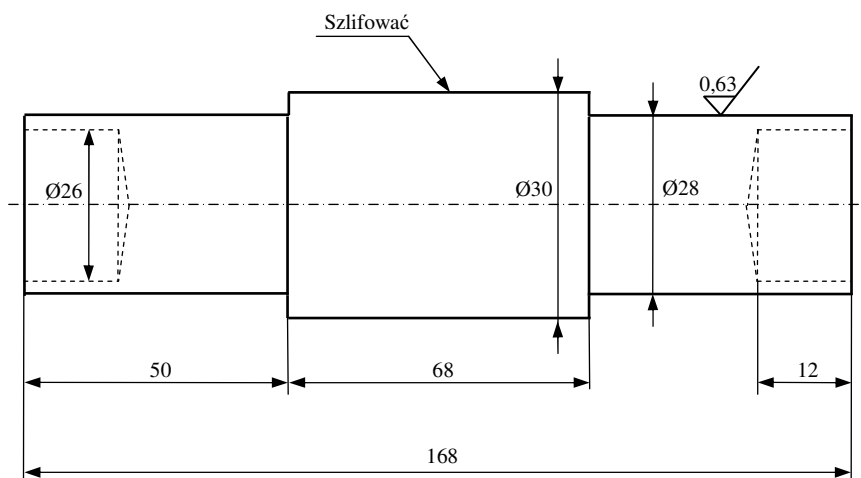
powtarzania ostatnich 4 doświadczeń zdecydowano się na częściowe zmodyfikowanie planu eksperymentu usuwając powtarzające się wiersze. Taka modyfikacja wynikała z oceny jedynie wzrokowej wyników doświadczeń bez analizy statystycznej wyników. Ponadto zbadano także proces mikroskrawania dla przypadku stałej prędkości skrawania lecz dla różnych wartości posuwu. Plan eksperymentu przedstawiono w tabeli 7.10.

Tabela 7.10. Macierz eksperymentu według planu własnego

L.p.	Czynniki wejściowe	
	Posuw f [mm·obr ⁻¹]	Prędkość wrzeciona n [obr·min ⁻¹]
M1	0,025	2000
M2	0,020	2000
M3	0,015	2000
M4	0,010	2000
M5	0,005	2000
M6	0,001	2000

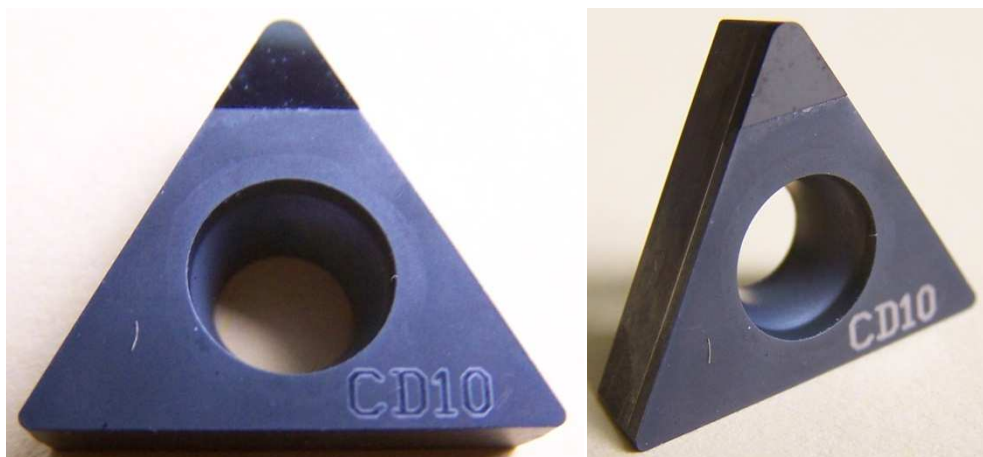
6.1.1. Przygotowanie próbek i zastosowane narzędzie

Na potrzeby badań przygotowano wałki ze stali 41Cr4 w stanie normalizowanym. Powierzchnie przeznaczone do szlifowania obrabiane były ściernicą Korund 05/0/8 38A80-LVBE 500×50×203 z prędkością narzędzia $v=1500$ [obr·min⁻¹] z posuwem hydraulicznym. Każdy z wałków (rys. 7.18) posiadał 2 strefy robocze o chropowatości $R_a=0,6$ [μm]. Ich właściwości materiałowe omówiono szczegółowo w rozdziale 5 dotyczącym estymacji parametrów. Po procesie mikroskrawania badano kształt wióra.



Rys. 7.18. Rysunek techniczny zastosowanych wałków do badań

W badaniach zastosowano oprawkę narzędziową 90° STGCL 2020 K 16 firmy WALTER wraz z płytką z ostrzem wykonanym z polikrystalicznego diamentu TCMW16T308FP CD10 firmy Sandvik Coromant o kącie przystawienia $\alpha=7^\circ$. Rys. 7.19 przedstawia widok płytki, a rys. 7.20 widok ogólny zastosowanej oprawki. Na rys. 7.21 przedstawiono widok izometryczny dwóch próbek.



Rys. 7.19. Płytkę z ostrzem z polikrystalicznego diamentu TCMW16T308FP CD10 firmy Sandvik Coromant o kącie przystawienia $\alpha=7^\circ$



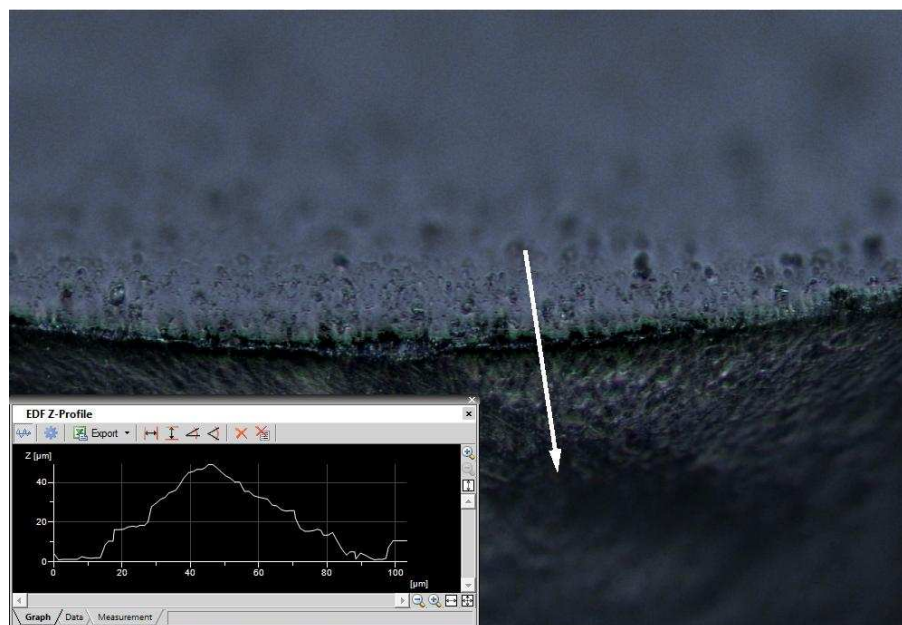
Rys. 7.20. Widok ogólny oprawki narzędziowej 90° STGCL 2020 K 16 firmy WALTER



Rys. 7.21. Widok próbek użytych w badaniach

Celowość doboru takich próbek i narzędzi obróbkowych wynikało z chęci przeprowadzenia skrawania swobodnego ortogonalnego, czyli takiego jak zamodelowano w badaniach symulacyjnych. Prędkość obrotowa wrzeciona i głębokość skrawania reprezentowana przez posuw narzędzia dla pierwszego planu eksperymentu przyjmowała różne wartości. W przypadku drugiego

planu eksperymentu prędkość skrawania była jednakowa dla każdego doświadczenia a zmieniano posuw narzędzia. Zbadano kształt ostrza z polikrystalicznego diamentu w celu pomiaru jego promienia krawędzi skrawającej. Badania te wykonano na mikroskopie metalograficznym Eclipse MA200. Średni wynik przeprowadzonych 5 pomiarów wskazał, że rzeczywisty promień naroża skrawającego wynosi $r_n=5$ [mm]. Rys. 7.22 przedstawia widok fragmentu ostrza wraz ze zmierzonym profilem w jednym z przekrojów.



Rys. 7.22. Widok fragmentu ostrza wraz ze zmierzonym profilem w jednym z przekrojów. Powiększenie 20×

6.1.2. Wyniki eksperymentu

Dla każdego przypadku droga narzędzia była identyczna i wynosiła $s=5$ [mm]. Zadane wartości posuwu odzwierciedlały grubość warstwy skrawanej h . Pomiary kształtów wióra i jego powierzchni dokonano za pomocą skaningowego mikroskopu elektronowego Jeol JSM-5500LV znajdującego się na wyposażeniu Instytutu Mechatroniki Nanotechnologii i Techniki Próżniowej Politechniki Koszalińskiej (rys. 7.23).



Rys. 7.23. Widok skaningowego mikroskopu elektronowego Jeol JSM-5500LV

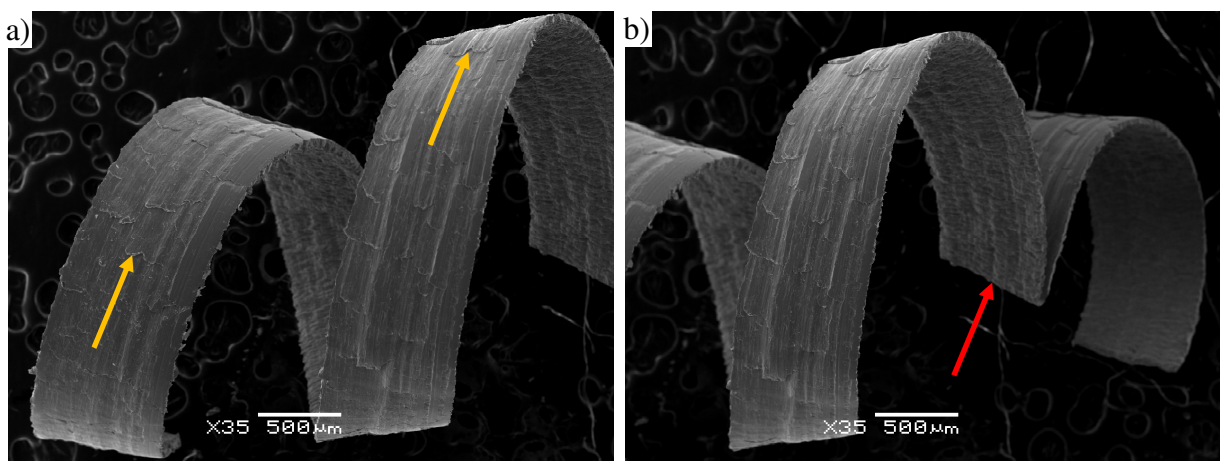
Wyniki badań skrawania swobodnego dla pierwszego planu eksperymentu przedstawiono poniżej.

Przypadek 1, dla $f=0,0517$ [mm·obr⁻¹] i $n=1946$ [obr·min⁻¹]



Rys. 7.24. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku 1

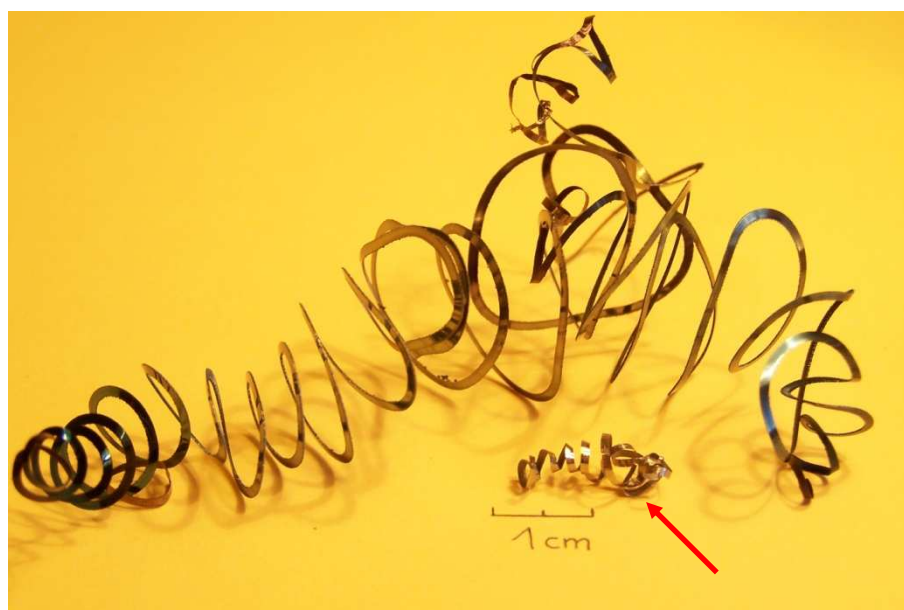
Dla przypadku 1, gdzie $f=0,0517$ [mm·obr⁻¹] i $n=1946$ [obr·min⁻¹] otrzymano wióry śrubowe zwarte. Wybrane wióry przedstawia rysunek 7.24. Naniesiona skala ułatwia pomiar ich długości. Niektóre wióry są krótkie o pojedynczym zwoju. Większość jednak ma charakter wiórów krótkich, mających po kilka zwojów. Widoczny jest także wiór śrubowy zwarte spletany zaznaczony czerwonym kółkiem na rysunku 7.24.



Rys. 7.25. Widok fragmentów pojedynczego wióra śrubowego

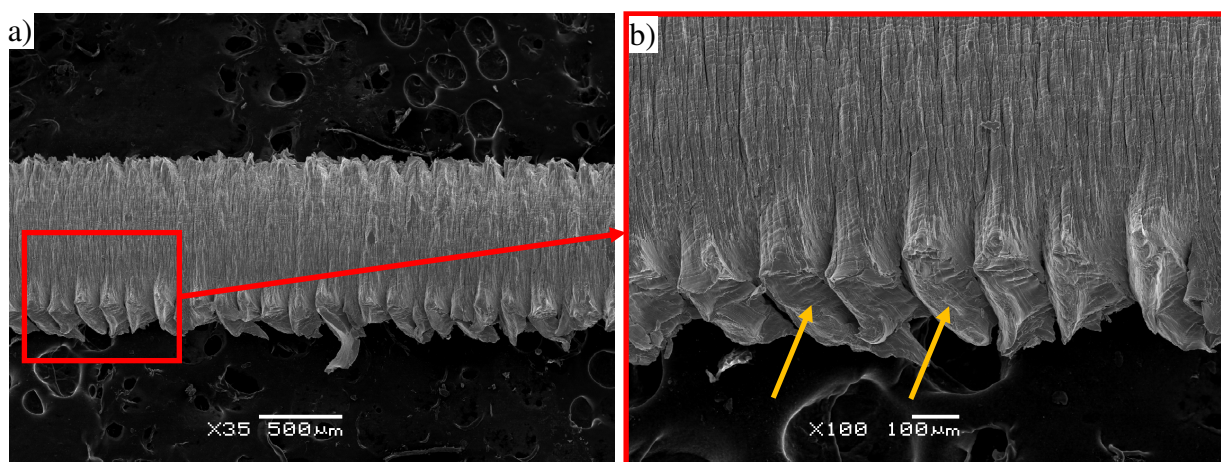
Rys. 7.25a,b przedstawia widok fragmentów pojedynczego wióra w powiększeniu 20x. Na rys. 7.25a z żółtymi strzałkami zaznaczono nieciągłości materiału. Wynikały one najprawdopodobniej z tworzącego się okresowo narostu na ostrzu. Szerokość wióra wyniosła $b \approx 1$ [mm]. Na rys. 7.25b czerwoną strzałką zaznaczono charakterystyczne złamanie wióra spowodowane przekroczeniem maksymalnych naprężeń zginających na skutek najprawdopodobniej uderzenia o powierzchnie natarcia ostrza skrawającego. Zauważyć można, iż powierzchnia natarcia jest gładka natomiast powierzchnia od strony zwijania się wióra nosi ślady spiętrzania materiału obrabianego.

Przypadek 2, dla $f=0,1083$ [mm·obr⁻¹] i $n=1946$ [obr·min⁻¹]



Rys. 7.26. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku 2

Dla przypadku 2, gdzie $f=0,1083$ [mm·obr⁻¹] i $n=1946$ [obr·min⁻¹] otrzymano wióry śrubowe otwarte długie. Dwa wybrane wióry przedstawia rysunek 7.26. Naniesiona skala ułatwia pomiar ich długości. Na początku trwania procesu w momencie kontaktu narzędzia z przedmiotem obrabianym otrzymano krótki wiór śrubowy zaznaczony czerwoną strzałką na rys. 7.26. W trakcie dalszej obróbki otrzymano pojedynczy, długi wiór śrubowy otwarty.



Rys. 7.27. Widok fragmentu zewnętrznej powierzchni pojedynczego wióra śrubowego otwartego

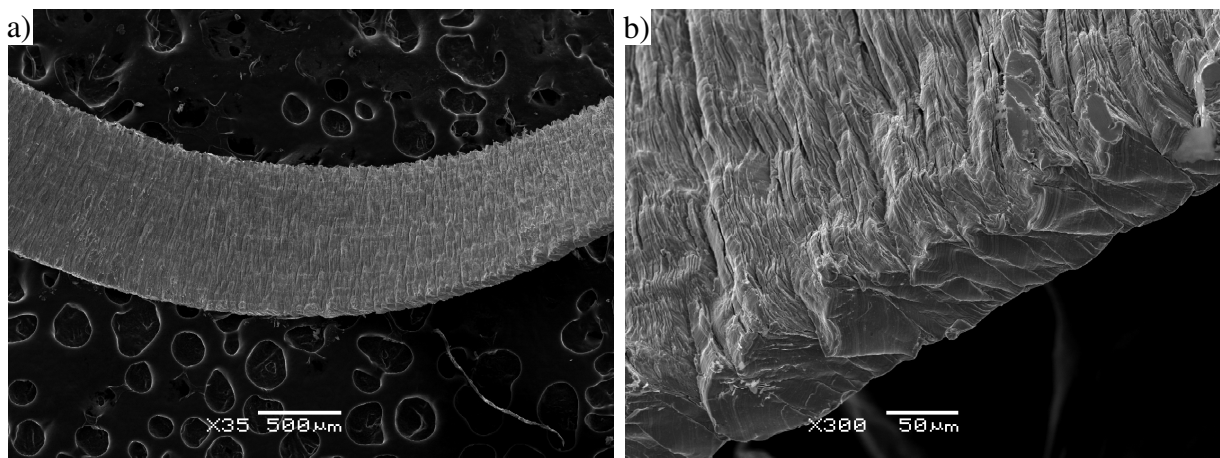
Rys. 7.27a,b przedstawia widok fragmentu pojedynczego wióra w powiększeniu 35× a także zbliżenie na charakterystyczne tworzące się segmenty wióra. Na rysunku a widoczny jest fragment wióra o długości ok. $l_{ch} = 3500$ [μm]. Obraz jest lekko pochylony. Taki zabieg był celowy aby można lepiej było zauważyć powierzchnię górną i boczną wióra. Na obu zauważono spiętrzenie materiału. Najbardziej widoczne jest to na zdjęciu zbliżeniowym na rys. 7.27b. Zaobserwowano kolejno tworzące się segmenty wióra. Zaznaczono je żółtymi strzałkami. Każdy z nich miał grubość ok. 100 [μm]. Tworzące się segmenty zaobserwowano z obu stron tworzącego się wióra i miały one zbliżone wymiary. Świadczyć to może o rzeczywistym procesie skrawania swobodnego ortogonalnego kiedy krawędź skrawająca jest szersza od materiału obrabianego i kiedy jest prostopadle ułożona do kierunku zadanego posuwu.

Przypadek 3, dla $f=0,0517$ [mm·obr⁻¹] i $n=2653$ [obr·min⁻¹]



Rys. 7.28. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku 3

Dla przypadku 3, gdzie $f=0,0517$ [mm·obr⁻¹] i $n=2653$ [obr·min⁻¹] otrzymano wióry śrubowe zwarte spletane. Wybrane wióry przedstawia rysunek 7.28. Podobnie jak dla przypadku 2 z początku procesu zaobserwowano pojedyncze, krótkie wióry śrubowe zwarte zaznaczone czerwoną strzałką na rys. 7.28. W dalszej fazie trwania procesu tworzył się wiór śrubowy zwarty, który napotykać na dalsze zwijające się elementy wióra ulegał spletaniu.

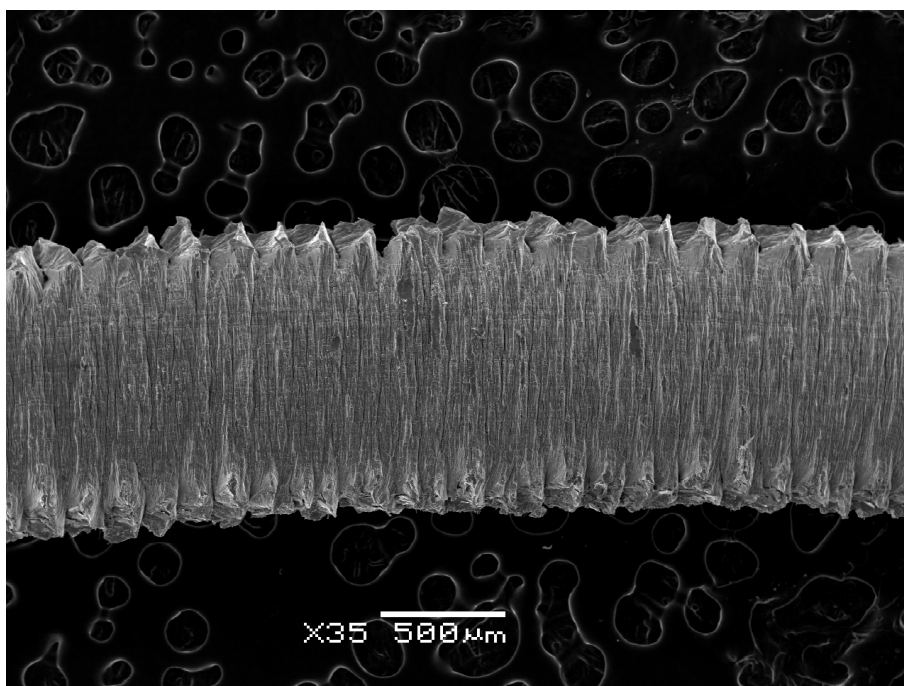


Rys. 7.29. Widok fragmentu zewnętrznej powierzchni pojedynczego wióra śrubowego otwartego

Rys. 7.29a,b przedstawia widok fragmentu pojedynczego wióra w powiększeniu 35× a także zbliżenie na charakterystyczne tworzące się segmenty wióra od strony bocznej w powiększeniu 300×. Szerokość pojedynczego segmentu wynosi ok. 30 [μm] i jest węższa niż dla przypadku 2. Wynika to zapewne z większej prędkości skrawania a także mniejszego posuwu. Powierzchnia wióra od strony natarcia jest gładka, nie nosi śladów bruzdowania przez tworzący się narost na ostrzu. Powierzchnia zewnętrzna na skutek kinematyki procesu nosi ślady spiętrzania materiału. Wiór na całej badanej długości ma jednakową szerokość wynoszącą $b \approx 1$ [mm] czyli tyle ile wynosiła szerokość warstwy skrawanej.

Przypadek 4, dla $f=0,1083$ [mm·obr⁻¹] i $n=2653$ [obr·min⁻¹]**Rys. 7.30.** Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku 4

Dla przypadku 4, gdzie $f=0,1083$ [mm·obr⁻¹] i $n=2653$ [obr·min⁻¹] otrzymano wióry pasmowe długie. Dwa wybrane wióry przedstawia rysunek 7.30. Naniesiona skala ułatwia zbliżony pomiar ich długości.

**Rys. 7.31.** Widok fragmentu zewnętrznej powierzchni pojedynczego wióra pasmowego

Rys. 7.31 przedstawia widok fragmentu pojedynczego wióra w powiększeniu 35× o długości ok. $l_{ch}=3500$ [μm]. Zdjęcie przedstawia powierzchnię zewnętrzną. Zaobserwować można charakterystyczne segmenty wióra tworzące się niemal symetrycznie po obu stronach wióra. Podobne zjawisko zaobserwowano dla identycznej wartości posuwu jednak dla mniejszych prędkości skrawania, będących na poziomie $n=1946$ [obr·min⁻¹] (przypadek 2). Szerokość ich jest

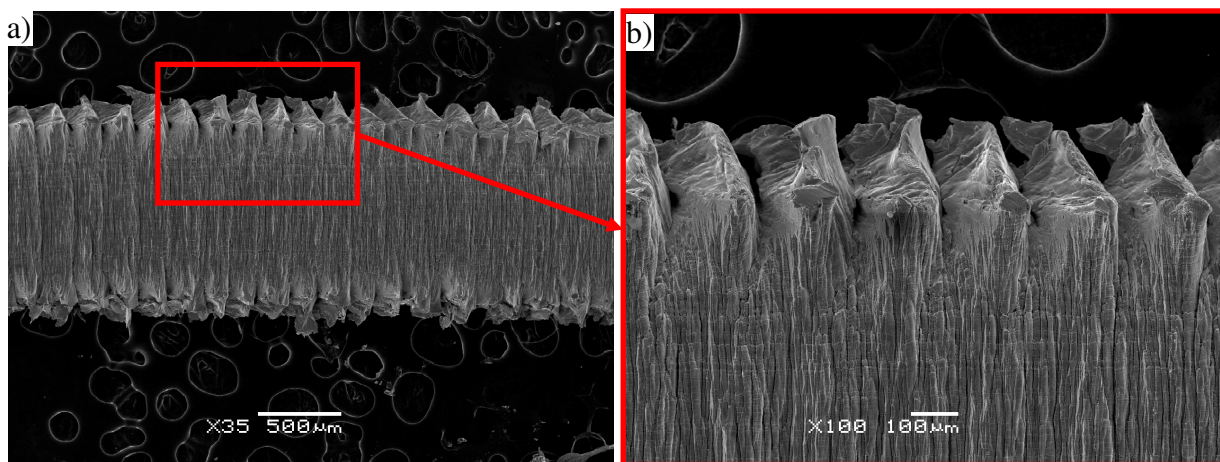
zbliżona i wynosi ok. 100 [μm]. Wskazuje to na duży wpływ prędkości skrawania zwłaszcza na rodzaj wióra gdyż w tym przypadku otrzymano wiór pasmowy a dla przypadku 2 wiór śrubowy otwarty.

Przypadek 5, dla $f=0,12$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2300$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$]



Rys. 7.32. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku 5

Dla przypadku 5, gdzie $f=0,12$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2300$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$] otrzymano wióry pasmowe długie. Pojedynczy wiór przedstawia rysunek 7.32.



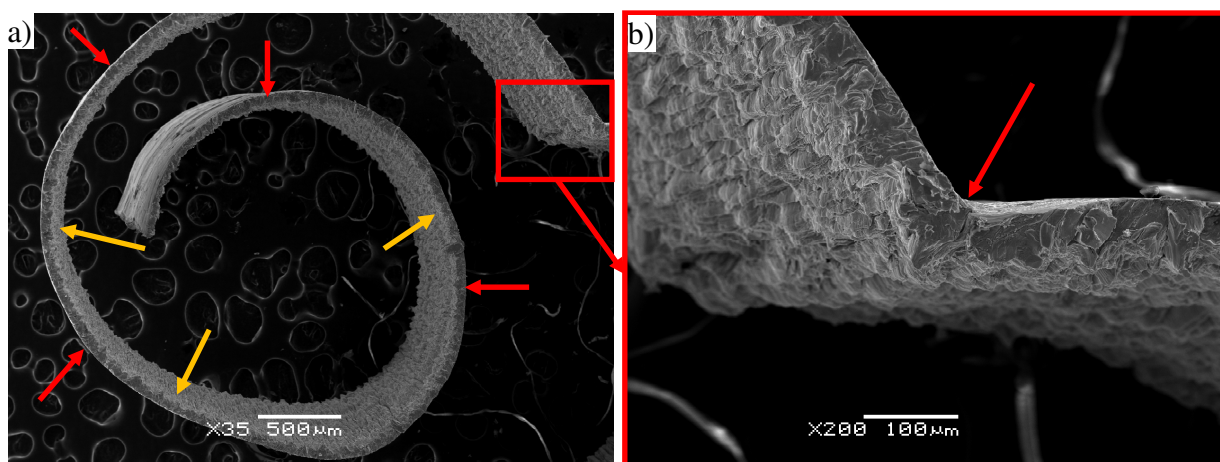
Rys. 7.33. Widok fragmentu zewnętrznej powierzchni pojedynczego wióra śrubowego otwartego

Podobnie jak przypadku 4 w początkowej fazie procesu następuje zwijanie wióra i ma on kształt wióra śrubowego otwartego. Zaznaczony jest on czerwonym kółkiem na rys. 7.32. Rys. 7.33a,b przedstawia widok fragmentu powierzchni zewnętrznej pojedynczego wióra. Zaobserwować można charakterystyczne segmenty wióra tworzące się symetrycznie po obu stronach wióra. Szerokość ich jest zbliżona i wynosi ok. 150 [μm]. Niewielki wzrost posuwu i niewielki spadek prędkości skrawania w porównaniu z przypadkiem 4 nie wpłynęły znacząco w tym przypadku na zmianę kształtu wióra.

Przypadek 6, dla $f=0,04$ [mm·obr⁻¹] i $n=2300$ [obr·min⁻¹]

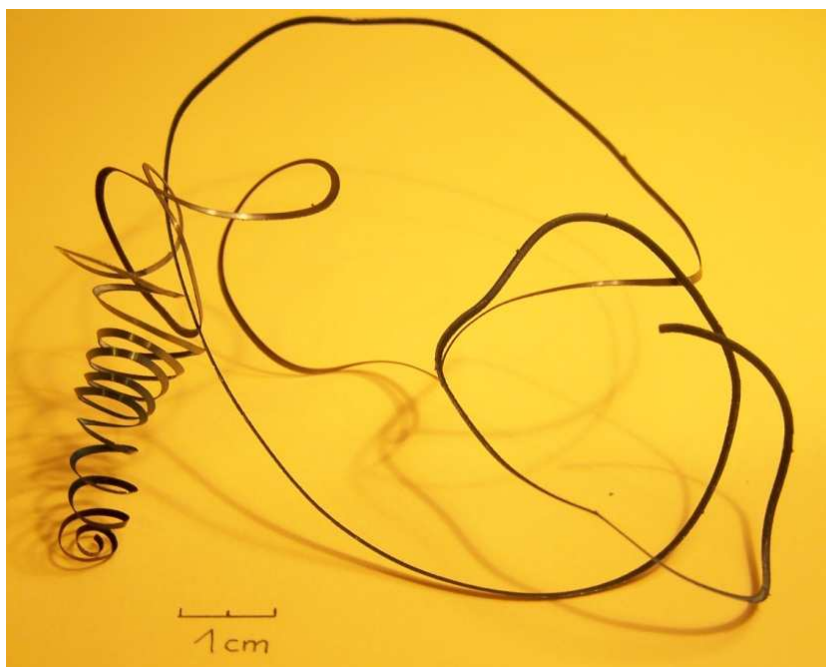
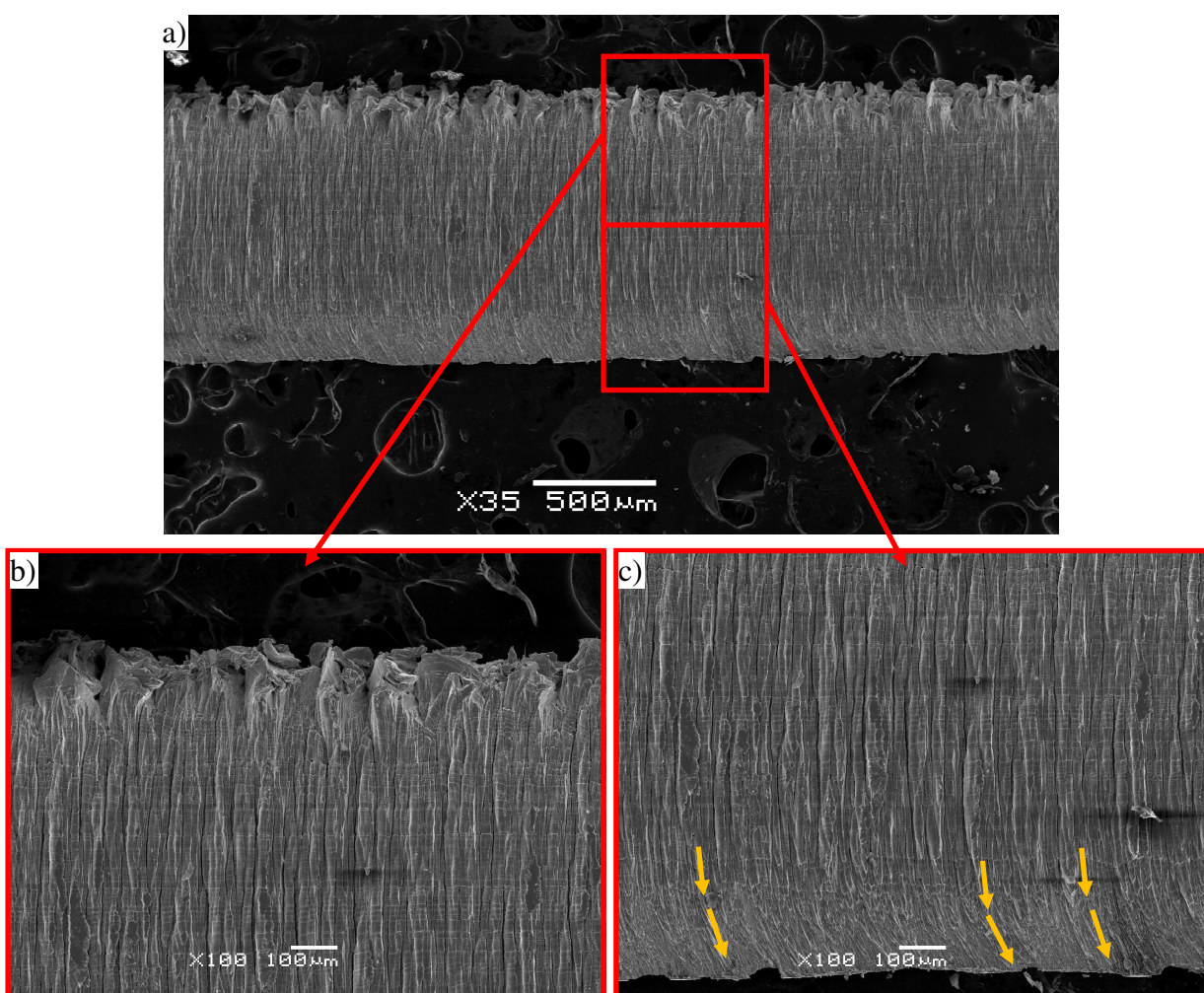
Rys. 7.34. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku 6

Dla przypadku 6, gdzie $f=0,04$ [mm·obr⁻¹] i $n=2300$ [obr·min⁻¹] otrzymano wióry śrubowe zwarte krótkie. Przykładowe wióry przedstawia rysunek 7.34. Naniesiona skala ułatwia pomiar ich długości. Zauważyć można, że niektóre wióry są krótkie o pojedynczym bądź podwójnym zwoju. Większość jednak ma charakter wiórów krótkich, mających po pięć zwojów i więcej. Przykładowy taki wiór zaznaczono czerwoną strzałką na rys. 7.34.



Rys. 7.35. Widok fragmentu bocznej powierzchni pojedynczego wióra śrubowego zwanego

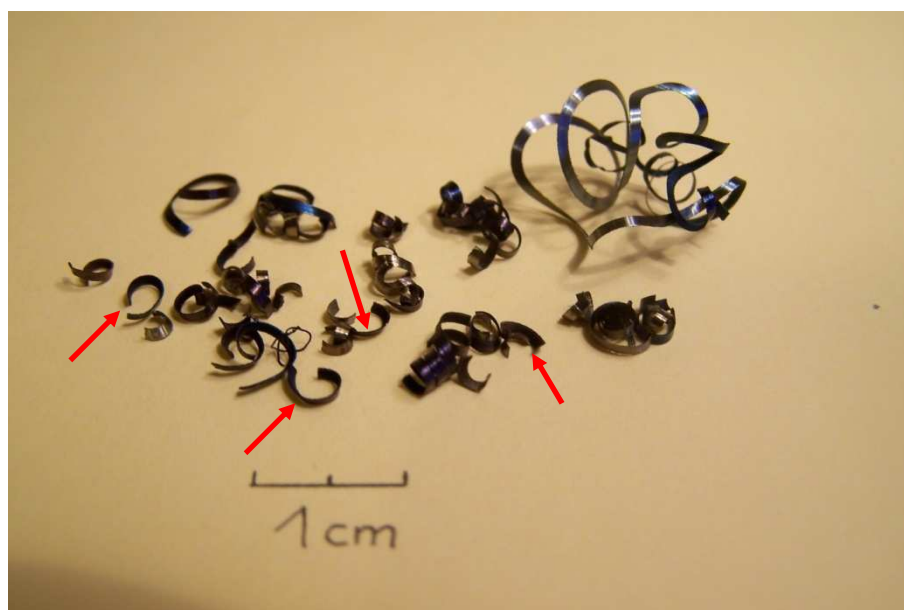
Rys. 7.35a,b przedstawia widok powierzchni bocznej pojedynczego wióra w powiększeniu 35x. Na rys. 7.35a zauważyć można wyraźnie zawinięcie wióra. Powierzchnia od strony natarcia zaznaczona czerwonymi strzałkami ma inny kolor, ciemniejszy. Panują w niej mniejsze odkształcenia niż w powierzchni zewnętrznej zaznaczonej strzałkami żółtymi. Na rys. 7.35b czerwoną strzałką zaznaczono charakterystyczne złamanie wióra spowodowane najprawdopodobniej uderzeniem o powierzchnie natarcia ostrza skrawającego. Zauważyć można, iż powierzchnia natarcia jest gładka natomiast powierzchnia od strony zwijania się wióra nosi ślady spiętrzania materiału obrabianego.

Przypadek 7, dla $f=0,08$ [mm·obr⁻¹] i $n=2800$ [obr·min⁻¹]**Rys. 7.36.** Widok uzyskanego kształtu wióra dla przypadku 7**Rys. 7.37.** Widok fragmentu zewnętrznej powierzchni wióra pasmowego

Dla przypadku 7, gdzie $f=0,08$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2800$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$] otrzymano w początkowej fazie procesu wiór śrubowy otwarty by w dalszej fazie procesu zmienił kształt na wiór pasmowy długi. Otrzymany wiór przedstawia rysunek 7.36.

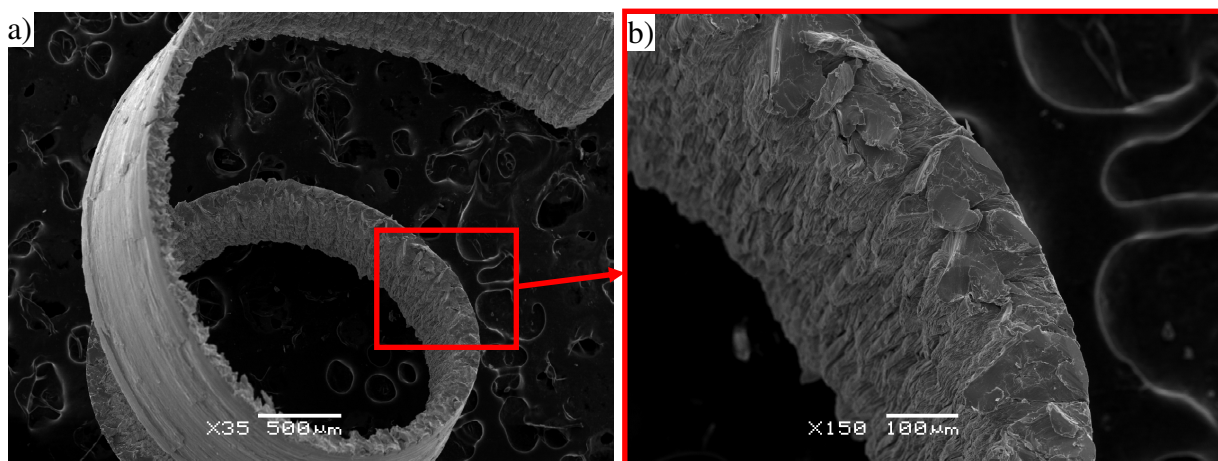
Rys. 7.37a,b,c przedstawia fragment wióra pasmowego w powiększeniu $35\times$ a także zbliżenie na charakterystyczne tworzące się segmenty wióra od strony bocznej górnej i dolnej w powiększeniu $100\times$. Szerokość pojedynczego segmentu od strony górnej wynosi ok. 100 [μm] natomiast szerokość segmentów od strony dolnej jest ciężka do pomiaru gdyż segmenty są wyraźnie sprasowane i zakrzywione co oznaczono na rys. 7.37c żółtymi strzałkami. Wynikać to mogło z miejscowej niejednorodności materiału skrawanego bądź z częściowego, jednostronnego stopienia krawędzi skrawającej. Wiór na całej badanej długości ma podobną szerokość wynoszącą $b\approx 1$ [mm] czyli tyle ile wynosiła szerokość warstwy skrawanej.

Przypadek 8, dla $f=0,08$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=1800$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$]



Rys. 7.38. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku 8

Dla przypadku 8, gdzie $f=0,08$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=1800$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$] otrzymano w większości wióry łukowe luźne widoczne i zaznaczone czerwonymi strzałkami na rysunku 7.38. W trakcie procesu powstawały również wióry śrubowe zwarte jednak stanowiły one zdecydowaną mniejszość.



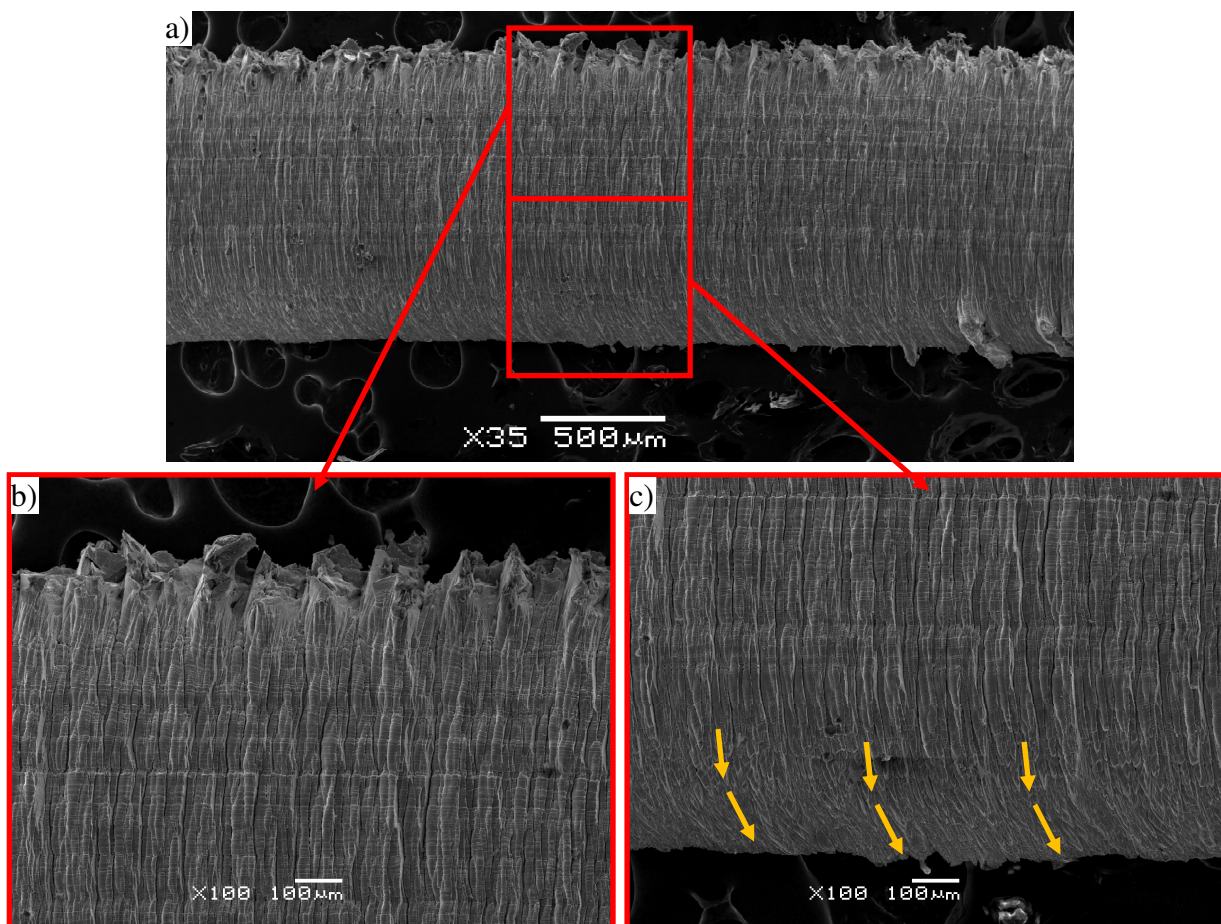
Rys. 7.39. Widok fragmentu powierzchni wióra łukowego

Rys. 7.39a przedstawia fragment powierzchni natarcia pojedynczego wióra łukowego. Powierzchnia jest gładka, nie nosi śladów zniszczenia. Zaobserwować można charakterystyczne segmenty wióra tworzące się niemal symetrycznie po obu stronach wióra. Rys. 7.39b przedstawia powierzchnię boczną utworzonego wióra.

Przypadek 9, dla $f=0,08$ [mm·obr⁻¹] i $n=2300$ [obr·min⁻¹]



Rys. 7.40. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku 9



Rys. 7.41. Widok fragmentu zewnętrznej powierzchni wióra pasmowego

Dla przypadku 9, gdzie $f=0,08$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2300$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$] otrzymano wiór pasmowy długi. Otrzymany wiór przedstawia rysunek 7.40. Jego kształt zbliżony jest do wióra pasmowego otrzymanego dla posuwu $f=0,08$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i obrotach wrzeciona $n=2800$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$]. Zwiększenie prędkości skrawania o wartość 500 [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$] nie wpłynęło znacząco na kształt otrzymanego wióra.

Rys. 7.41a,b,c przedstawia fragment wióra pasmowego w powiększeniu $35\times$ a także zbliżenie na charakterystyczne tworzące się segmenty wióra od strony bocznej górnej i dolnej w powiększeniu $100\times$. Szerokość pojedynczego segmentu od strony górnej wynosi ok. 100 [μm] natomiast szerokość segmentów od strony dolnej jest utrudniona do pomiaru gdyż segmenty są sprasowane i zakrzywione co oznaczono na rys. 7.41c żółtymi strzałkami. Podobnie jak dla przypadku 7 wynikać to mogło z miejscowej niejednorodności materiału skrawanego bądź z częściowego, jednostronnego stopienia krawędzi skrawającej. Wiór na całej badanej długości ma podobną szerokość wynoszącą $b\approx 1$ [mm].

Wyniki badań mikroskrawania swobodnego dla drugiego planu eksperymentu przedstawiono poniżej.

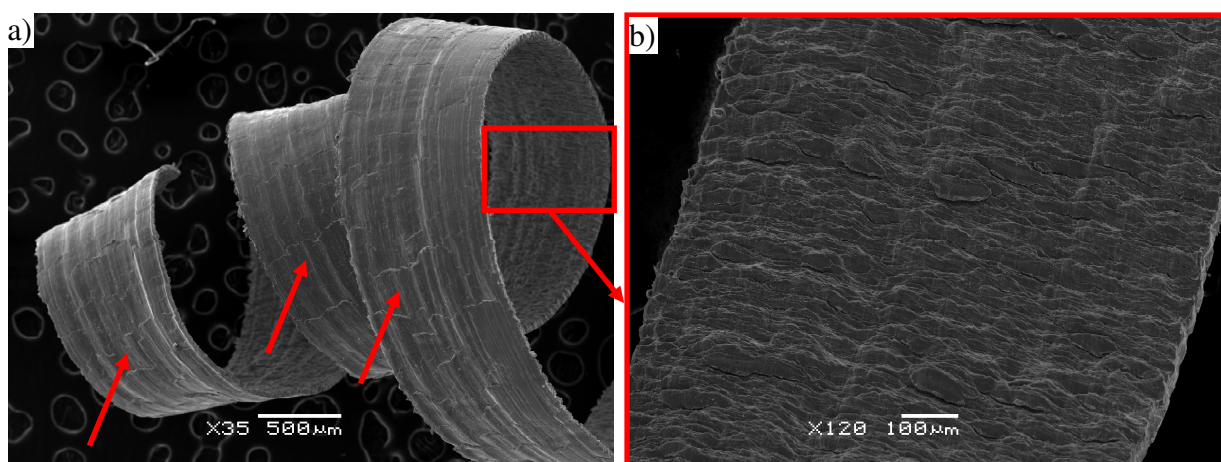
Przypadek M1, dla $f=0,025$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2000$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$]



Rys. 7.42. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku M1

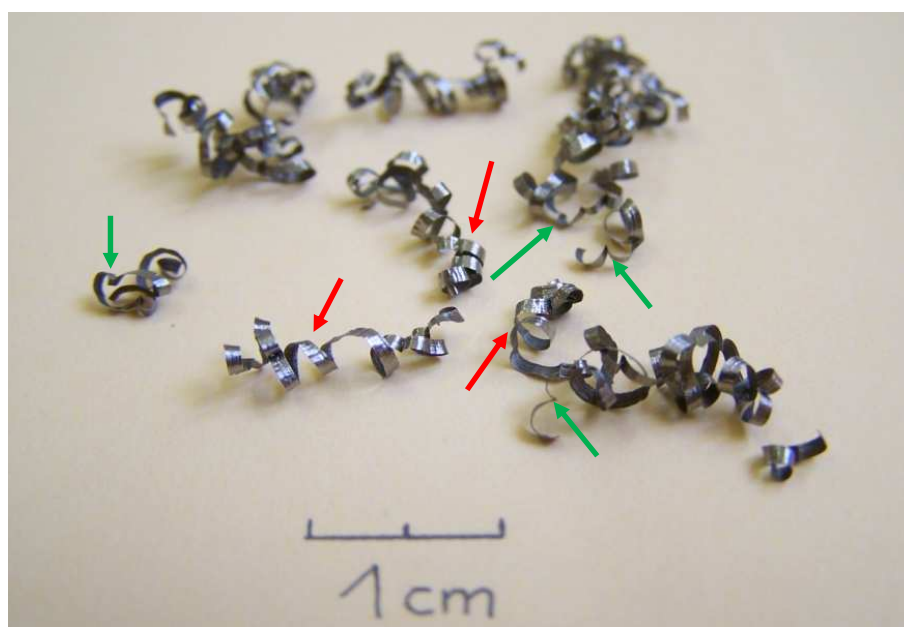
Dla przypadku M1, gdzie $f=0,025$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2000$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$] otrzymano wióry śrubowe zwarte krótkie. Wybrane wióry przedstawia rysunek 7.42. Średnia ich długość wyniosła $l_{\text{ch}}=5$ [mm].

Rys. 7.43a,b przedstawia widok fragmentu pojedynczego wióra śrubowego zwartego w powiększeniu $35\times$ a także zbliżenie na powierzchnię zewnętrzną wióra. Widoczne jest charakterystyczne zawinięcie wióra a także oznaczone czerwonymi strzałkami nieciągłości powierzchni spowodowane tworzącym się narostem na krawędzi skrawającej podczas mikroskrawania (skrawania). Zmierzona szerokość wióra wyniosła $b=1$ [mm] co odpowiada grubości skrawanej ścianki tulei użytej w badaniach. Krawędzie wióra są regularne a utworzone segmenty sprasowanego materiału mają podobny przebieg po obydwu stronach wióra.



Rys. 7.43. Widok fragmentu zewnętrznej powierzchni wióra pasmowego

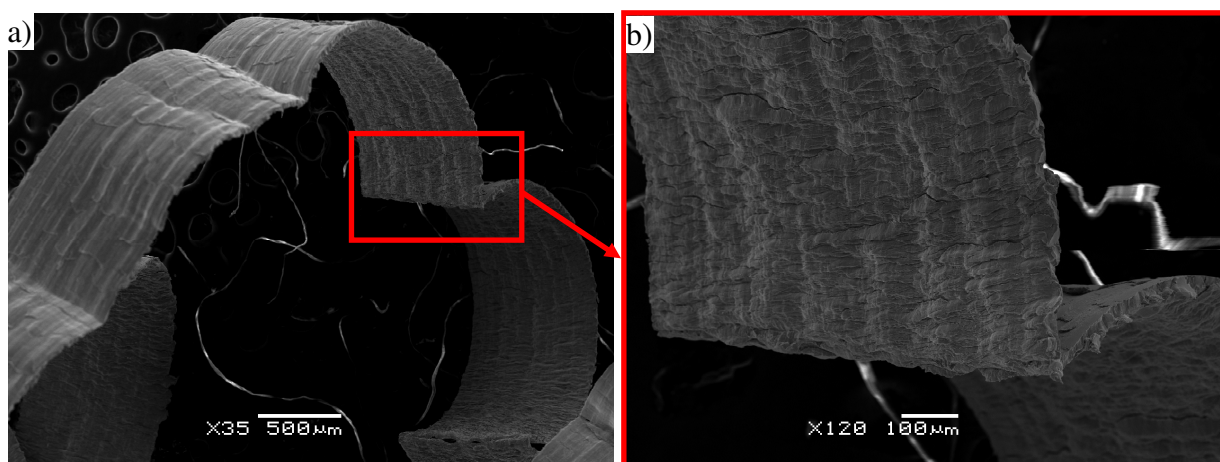
Przypadek M2, dla $f=0,02$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2000$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$]



Rys. 7.44. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku M2

Dla przypadku M2, gdzie $f=0,02$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2000$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$] otrzymano wióry śrubowe krótkie zaznaczone czerwonymi strzałkami na rys. 7.44 a także wióry łukowe związane zaznaczone strzałkami w kolorze zielonym. W przypadku tym na długości jednego wióra można wyróżnić jego dwie postaci kształtu. W początkowej fazie wiór ma kształt śrubowy by w momencie kontaktu z ostrzem bądź z powierzchnią skrawaną uległ załamaniu. Zjawisko to widoczne jest bardzo na rys. 7.45a na którym widoczne są wielokrotne załamania wióra.

Rys. 7.45b ukazuje zbliżenie pojedynczego załamania wióra w powiększeniu 120 \times . Zauważyć można utratę spójności materiału w wierzchniej warstwie materiału wióra w skutek dużych naprężeń rozciągających. W obszarze od strony natarcia ostrza panują naprężenia ściskające dlatego spójność materiału nie została utracona.

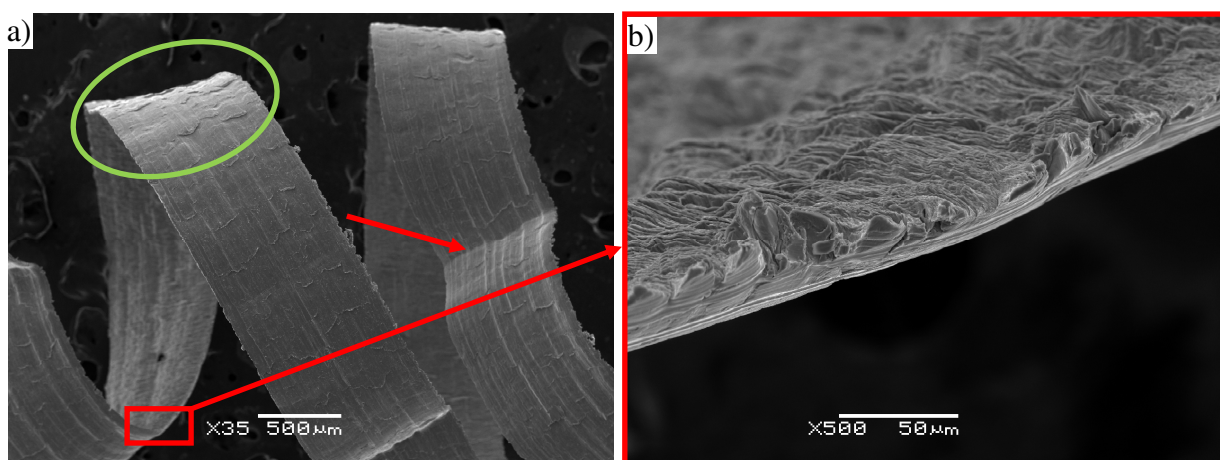


Rys. 7.45. Widok fragmentu wewnętrznej powierzchni wióra łukowego a także pojedyncze załamanie wióra

Przypadek M3, dla $f=0,015$ [mm·obr⁻¹] i $n=2000$ [obr·min⁻¹]



Rys. 7.46. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku M3

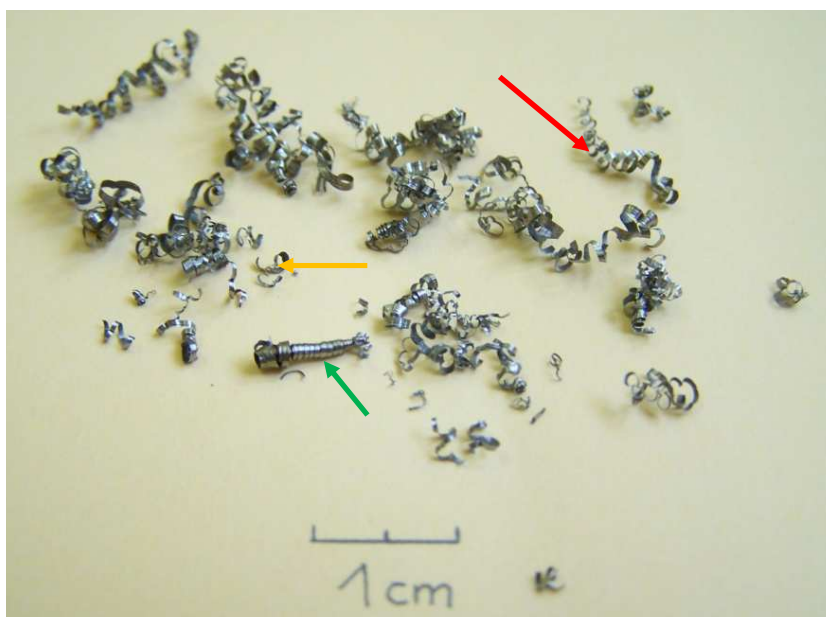


Rys. 7.47. Widok fragmentu wewnętrznej powierzchni wióra śrubowego a także jego powierzchni bocznej

Dla przypadku M3, gdzie $f=0,015$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] otrzymano wióry śrubowe otwarte krótkie. Wybrane wióry przedstawia rysunek 7.46. Ich kształt i rozmiar jest identyczny dla każdego niemal wióra. Średnia długość wióra wynosi ok. $l_{\text{ch}}=1$ [cm].

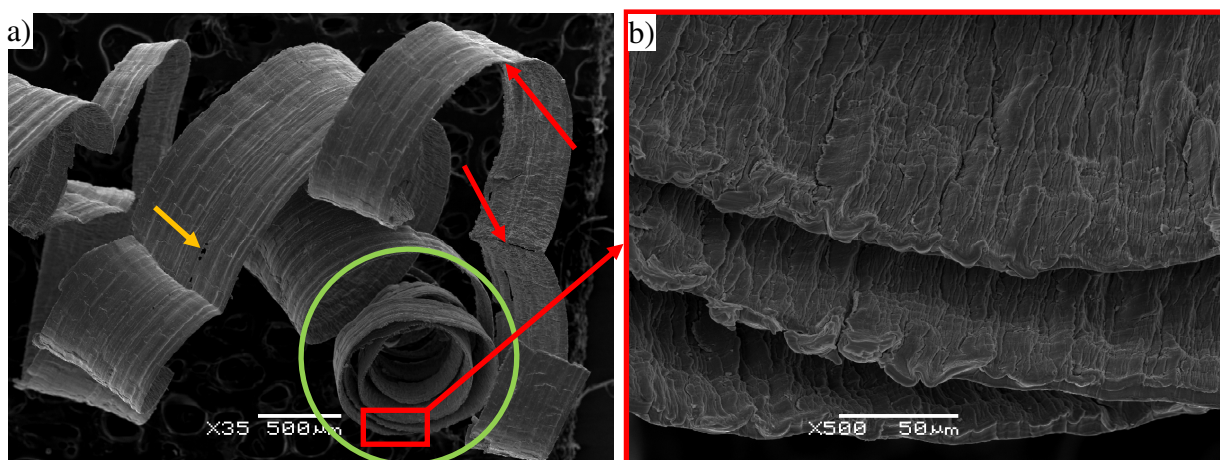
Rys. 7.47a,b przedstawia widok fragmentu pojedynczego wióra śrubowego otwartego w powiększeniu $35\times$ a także zbliżenie na powierzchnię boczną wióra. Widoczne jest również pojedyncze załamanie wióra oznaczone czerwoną strzałką. Zmierzona szerokość wióra wyniosła $b=1$ [mm]. Krawędzie wióra są w miarę regularne nosząc czasami pojedyncze zadziory na brzegach wynikające najprawdopodobniej z miejscowej niejednorodności materiału. Na rys. 7.47a zaznaczono zieloną elipsą zjawisko tworzenia się charakterystycznych „łusek”. Wynika to najprawdopodobniej z faktu usuwania warstwy skrawanej o małej wartości.

Przypadek M4, dla $f=0,01$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2000$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$]



Rys. 7.48. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku M4

Dla przypadku M4, gdzie $f=0,01$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2000$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$] otrzymano różne kształty wiórów. Począwszy od wiórów śrubowych zwartych zaznaczonych na rys. 7.48 zieloną strzałką, poprzez wióry śrubowe otwarte zaznaczone kolorem czerwonym aż do wiórów łukowych związanych zaznaczonych kolorem żółtym.



Rys. 7.49. Widok fragmentu wióra spiralnego a także jego powierzchni bocznej

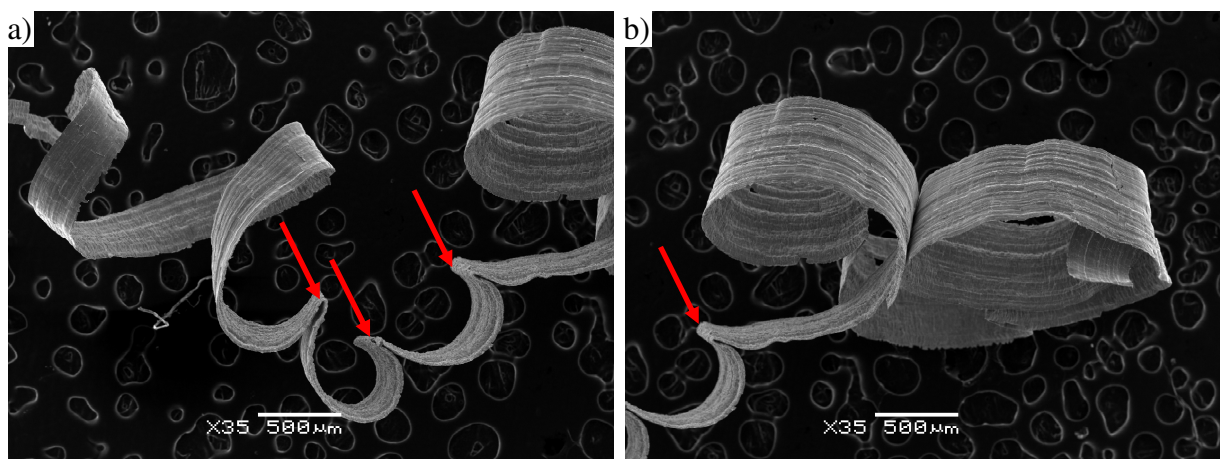
Rys. 7.49a ukazuje zbliżenie wióra w powiększeniu 35× na którym można zauważyć wiele kształtów wióra w jednym oddzielnym elemencie. Zielonym kółkiem zaznaczono wiór spiralny płaski. Czerwonymi strzałkami zaznaczono załamania wióra charakterystyczne dla wiórów łukowych. Strzałką w kolorze żółtym zaznaczono utratę spójności materiału obrabianego. Widoczna jest nieciągłość materiału w postaci pojedynczych małych dziur. Na rys. 7.49b widać przy powiększeniu 500× boczne powierzchnie trzech usuniętych warstw. Ich boczne powierzchnie są podobne do siebie.

Przypadek M5, dla $f=0,005$ [mm·obr⁻¹] i $n=2000$ [obr·min⁻¹]



Rys. 7.50. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku M5

Dla przypadku M5, gdzie $f=0,005$ [mm·obr⁻¹] otrzymano mikrowióry śrubowe krótkie a także mikrowióry łukowe związane. Wybrane wióry przedstawia rysunek 7.50. Wióry są krótkie, czasami splątane.



Rys. 7.51. Widok fragmentu wióra łukowego związanego

Rys. 7.51a,b przedstawia widok fragmentu pojedynczego wióra łukowego związanego w powiększeniu 35×. Widoczne są liczne załamania wióra oznaczone czerwonymi strzałkami. Krawędzie wióra są postrzępione z licznymi zadziorami. Szerokość wióra nie jest jednakowa na

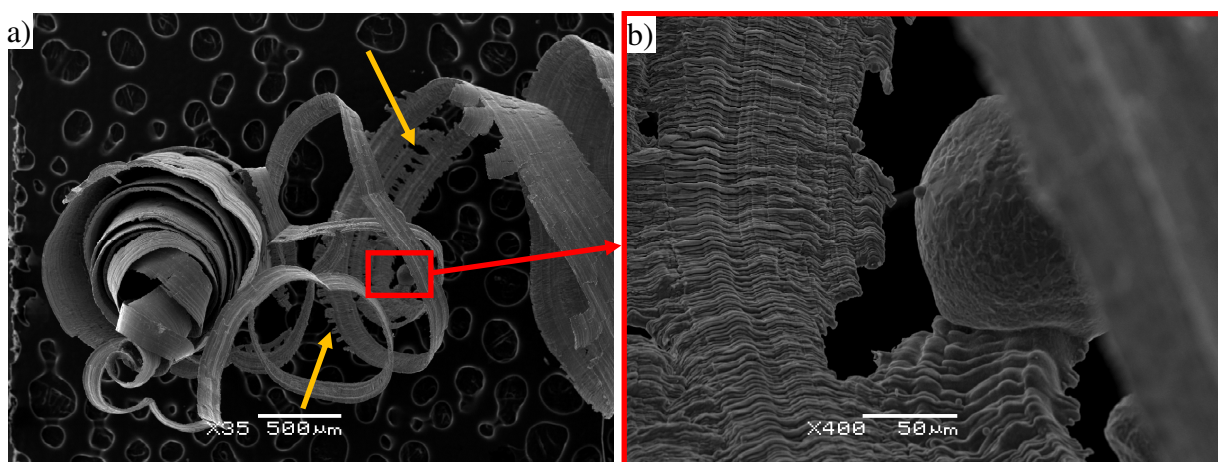
całej długości. Wynika to z małej wartości posuwu a tym samym głębokości skrawania, która wynosi $h=5$ [μm].

Przypadek M6, dla $f=0,001$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2000$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$]



Rys. 7.52. Widok uzyskanych kształtów wiórów dla przypadku M6

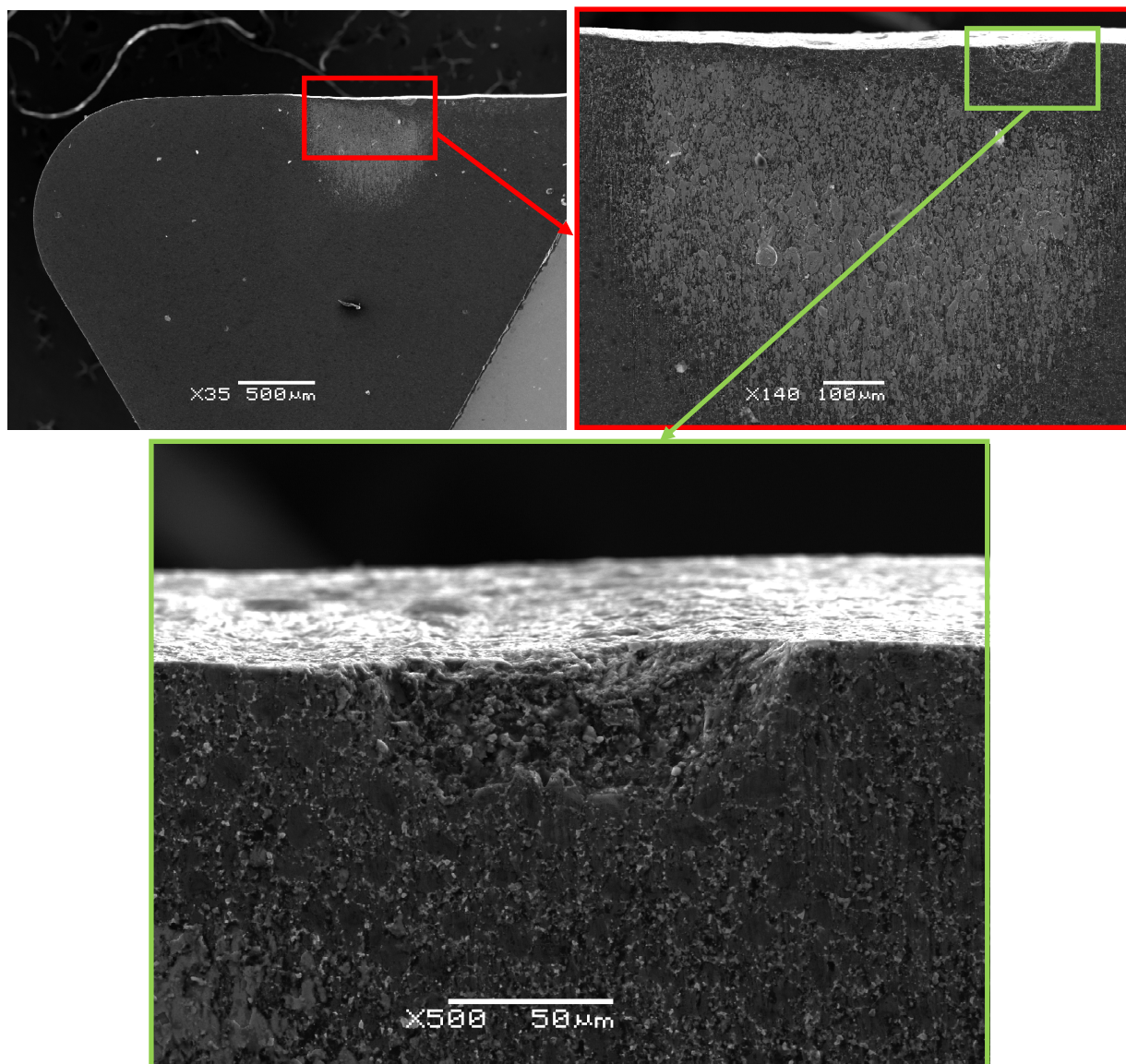
Dla przypadku M6, gdzie $f=0,001$ [$\text{mm}\cdot\text{obr}^{-1}$] i $n=2000$ [$\text{obr}\cdot\text{min}^{-1}$] otrzymano mikrowióry elementowe. Niektóre mają kształt śrubowy splątany. Wybrane wióry przedstawia rysunek 7.52. Naniesiona skala pozwala określić jak małej wielkości są powstałe mikrowióry. W trakcie tego procesu dla ustawionych parametrów zauważono duży wpływ temperatury skrawania na otrzymane wiór. Powierzchnia obrabiana ulegała nadtopieniom a odpadającym wiórom na skutek temperatury towarzyszyły iskry.



Rys. 7.53. Widok skaningowego mikroskopu elektronowego Jeol JSM-5500LV

Rys. 7.53a,b przedstawia widok mikrowióra w powiększeniu 35 \times . Na rys. 7.53a żółtymi strzałkami zaznaczono nieciągłości materiał wynikające niewielkiej głębokości skrawania wynoszącej jedynie $h=1$ [μm]. W powiększeniu na rys. 7.53b widać utworzoną kulkę na skutek nadtopienia materiału obrabianego. Wynika z tego fakt jak olbrzymie znaczenie w kształtowaniu WW materiału obrabianego i wióra ma temperatura. Na rys. 7.54 ukazano zbadaną w końcowej

fazie badań krawędź skrawającą. Zaobserwowane niewielkie zużycie objawiające się niewielkim wykruszeniem diamentu. Być może spowodowane to było wpływem temperatury przy małych posuwach i dużej prędkości skrawania.

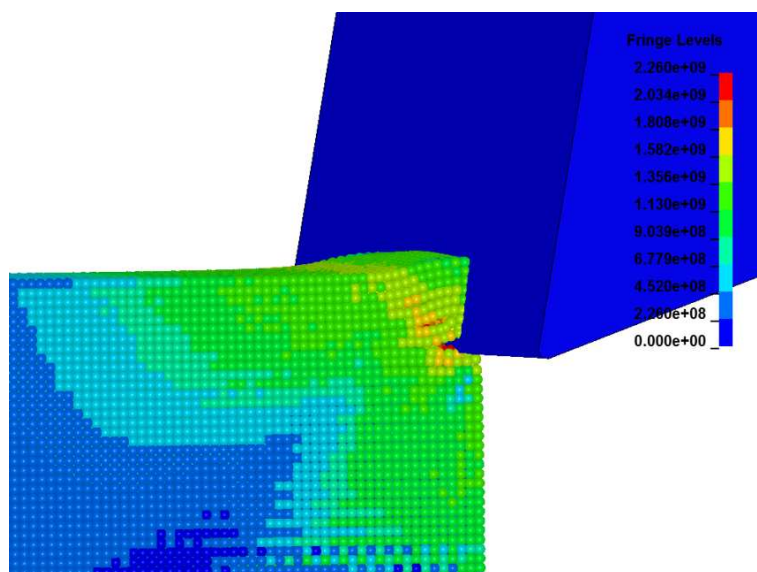


Rys. 7.54. Widok nadkruszonej powierzchni ostrza skrawającego

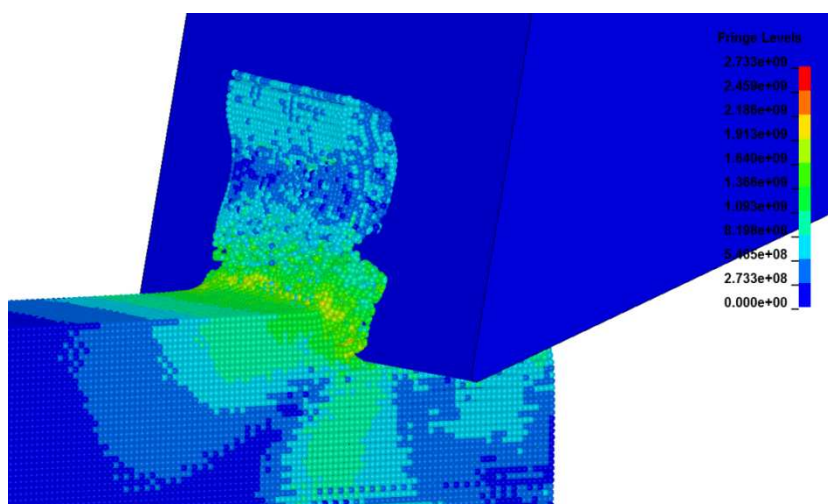
Tak niewielkie wykruszenie ostrza mogło powodować dostrzegalne różnice w powierzchniach bocznych w niektórych przypadkach omawianych powyżej, kiedy segmenty po jednej stronie wióra były o wiele bardziej zdeformowane niż po drugiej.

Porównanie wyników analiz numerycznych z wynikami badań eksperymentalnych przedstawiono na rysunkach 7.55÷7.58. W celu sprawdzenia poprawności zamodelowanych w płaskim stanie odkształceń symulacji komputerowych wykorzystano program LS-PrePost do stworzenia symulacji komputerowych skrawania swobodnego ortogonalnego z wykorzystaniem tzw. „SPH method” czyli metody objętości skończonych. Program ten wykorzystuje moduł obliczeniowy ANSYS’a, tzw. solver. W tej metodzie węzły obiektu zastępowane są przez kulki o zamodelowanej średnicy. Przykładowe zrzuty ekranowe z zamodelowanego procesu skrawania ortogonalnego zamieszczono na rys. 7.55÷7.57. Rys. 7.55 ukazuje początkową fazę procesu, kiedy krawędź skrawająca zagłębia się w materiał obrabiany. Kolejne rysunki przedstawiają następujące po sobie fazy procesu tworzenia wióra. Widać duże podobieństwo w porównaniu z symulacjami

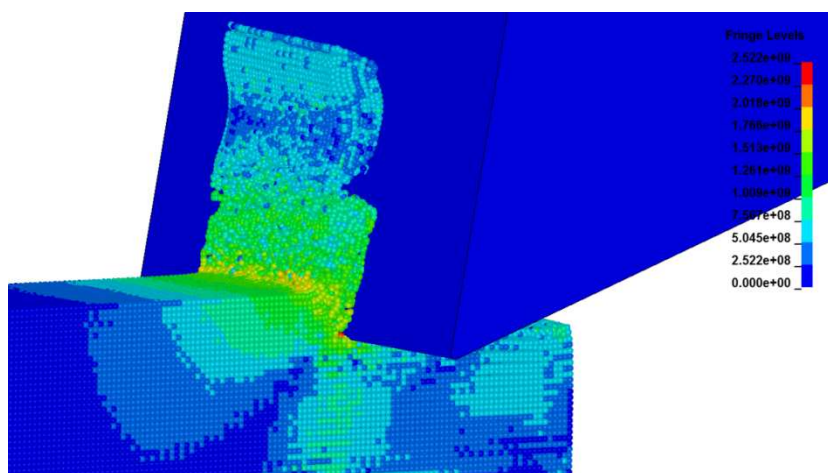
wykonanymi w 2D, gdzie maksymalne wartości naprężeń panują również w tzw. płaszczyźnie ścinania i miejscu styku ostrza z materiałem obrabianym.



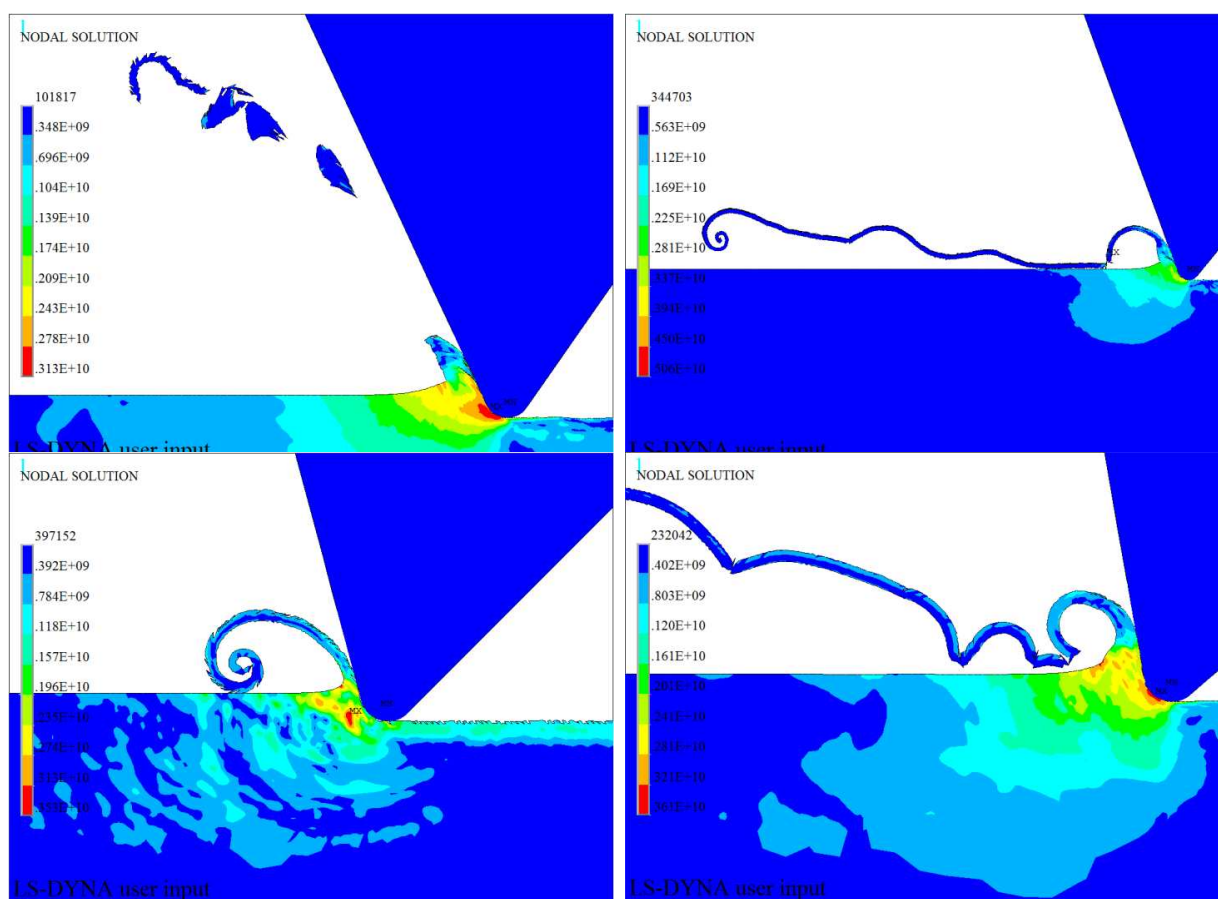
Rys. 7.55. Widok początku procesu skrawania



Rys. 7.56. Widok tworzącego się wióra



Rys. 7.57. Kolejna faza tworzenia wióra



Rys. 7.58. Widok różnych kształtów wiórów uzyskanych w symulacjach komputerowych

Analizując kształty wiórów uzyskanych w badaniach symulacyjnych z wiórami uzyskanymi w badaniach eksperymentalnych można zauważyć znaczne podobieństwo. Kształty wiórów są podobne, tak samo jak proces ich formowania jak i panujące w obszarze ich tworzenia odkształcenia.

7. Ocena wyników badań

Z przeprowadzonych badań eksperymentalnych wynika, że proces skrawania jest bardzo złożonym procesem. Jakość technologiczna wyrobu jak i kształt wiórów zależy od wielu parametrów, związanych zarówno ze stanem półwyrobu jak i warunkami realizacji procesu. Nieprawidłowy ich dobór prowadzi do otrzymywania wyrobu z wadami np. powstałymi „łuskami” materiału na skutek powstającego narostu na ostrzu itp.

Najważniejszymi parametrami decydującymi o kształcie otrzymanego wióra jest geometria narzędzia (promień krawędzi skrawającej), posuw i smarowanie w postaci emulsji chłodzącej. Jej brak w badaniach eksperymentalnych wynikał z chęci otrzymania czystej powierzchni wiórów, gdyż później poddawane one były skaningowi w mikroskopie elektronowym. Jednak brak chłodzenia niewątpliwie wpływał na przebieg procesu. Przy zastosowaniu emulsji chłodzącej panująca temperatura w obszarze skrawania byłaby mniejsza co mogłoby się przyczynić do braku przypaleń w materiale obrabianym.

8. Wnioski z badań eksperymentalnych procesu mikroskrawania

1. Badania eksperymentalne potwierdziły istotność wpływu wybranych parametrów technologicznych skrawania na kształt wióra, który zależy od posuwu, prędkości skrawania i smarowania podczas obróbki. Wyniki eksperymentu są zbieżne z wynikami badań modelowych i numerycznych.
2. Porównanie wyników analiz numerycznych z wynikami pomiarów wykazuje znaczne podobieństwo. Zatem można uznać, że z dokładnością wystarczającą dla praktyki inżynierskiej możliwe jest prognozowanie jakości wyrobów skrawanych na podstawie wyników symulacji komputerowej. Algorytmy numeryczne, zaimplementowane w systemie ANSYS mogą być wykorzystane do oceny wpływu warunków technologicznych skrawania na jakość wyrobu, kształt wióra itp. Pozwalają lepiej zrozumieć zjawiska zachodzące w strefach kontaktu i odkształceń, a zatem mogą być podstawą do opracowania wytycznych doboru warunków skrawania, ze względu na wymaganą jakość technologiczną wyrobu.

Rozdział VIII

ZAKOŃCZENIE

1. Podsumowanie

Przedstawione w pracy podstawy teoretyczne i doświadczalne procesu przemieszczania klina po sprężysto/lepko-plastycznym podłożu na podstawie nagniatania ślizgowego bądź mikroskrawania oraz analizę zjawisk fizycznych towarzyszących tym procesom opracowano syntetyzując w większości wyniki badań własnych. W pracy podjęto starania, aby łącznie ująć problemy modelowania, symulacji i weryfikacji w taki sposób, aby zawierała ona podstawy do właściwego projektowania i sterowania tymi złożonymi procesami.

W czasie realizacji poszczególnych etapów pracy wykonano szeroki program badań obejmujący następujące zadania:

1. Przeanalizowano literaturę z zakresu procesu nagniatania ślizgowego i skrawania ze szczególnym uwzględnieniem:
 - technologii i techniki związanych z procesami nagniatania ślizgowego i mikroskrawania,
 - właściwości plastycznych materiałów obrabianych poprzez nagniatanie i mikroskrawanie,
 - jakości technologicznej wyrobu,
 - modelowania i symulacji procesu nagniatania ślizgowego i mikroskrawania,
 - modelowania w mechanice ośrodków ciągłych, ze szczególnym naciskiem na metodę elementów skończonych,
 - modelowania zagadnienia kontaktowego.
2. Wyprowadzono równania konstytutywne dla ciała sprężysto/lepko-plastycznego (E/VP) z umocnieniem mieszanym, dla typowego kroku czasowego. W modelach uwzględniono dynamiczne warunki realizacji procesu przemieszczania klina oraz właściwości różnych stali obróbkowych. Modele te są uogólnieniem istniejących teorii przyrostowych dla ciała sprężysto-plastycznego, w których nie uwzględnia się dynamiki procesu. Opracowano algorytmy implementacji numerycznej opracowanych modeli materiałowych.
3. Opracowano model fizyczny procesu przemieszczania klina oraz określono podstawowe założenia i definicje dotyczące modelu fizycznego.
4. Opracowano model matematyczny procesu przemieszczania klina sformułowanego w przyrostach. W tym celu wykorzystano uaktualniony opis Lagrange'a. Do sformułowania równania ruchu obiektu zastosowano rachunek wariacyjny. Otrzymane, wariacyjne równanie ruchu dyskrytezyzowano metodą elementów skończonych, otrzymując dyskretny układ równań ruchu i deformacji obiektu. Opracowano model kontaktu narzędzia z przedmiotem obrabianym. Podano algorytmy rozwiązania opracowanych układów równań po zastosowaniu jawnych i niejawnych metod całkowania.

5. Opracowano metodykę badań modelowych procesu przemieszczania klina dla przypadku przestrzennego stanu naprężenia i płaskiego stanu odkształcenia. Zbudowano stanowisko do badań mechanizmu plastycznego płynięcia oraz określania warunków brzegowych dla przemieszczeń. Przeprowadzono symulacje numeryczne procesu kształtowania materiału wykonanego z tworzywa modelowego.
6. Opracowano metodykę badań numerycznych oraz aplikacje w języku APDL do symulacji procesu przemieszczania klina w procesach nagniatania ślizgowego bądź mikroskrawania (skrawania). Opracowano efektywny model dyskretny oraz przeprowadzono symulacje wpływu wybranych warunków procesu na jakość wyrobu.

2. Elementy oryginalne pracy

Głównym osiągnięciem pracy jest jednolite sformułowanie i numeryczna implementacja metody elementów skończonych do modelowania i analizy procesu przemieszczania klina. Pokazano wszechstronne możliwości metody, szczególnie w przypadku występowania w procesie obróbki silnych nieliniowości geometrycznej i fizycznej, przy dużych przemieszczeniach i odkształceniach.

Przedstawiono modele konstytutywne zarówno tworzywa modelowego jak i rzeczywistego oraz procedurę doboru parametrów modelu w oparciu o zależności makroskopowe w próbie jednoosiowego rozciągania i ściskania.

Jednym z celów rozwiniętego w niniejszej pracy modelowania procesu przemieszczania klina w ujęciu przyrostowym, wykorzystującego metodę elementów skończonych, jest umożliwienie efektywniejszego modelowania i skrócenie czasu obliczeń. Wykorzystano sformułowanie metody elementów skończonych z jawnym i niejawnym schematem całkowania równań ruchu względem czasu. Główną zaletą schematu jawnego jest nieiteracyjny charakter rozwiązania, brak potrzeby rozwiązywania układu równań oraz małe zapotrzebowanie na moc obliczeniową komputera w przypadku obliczeń 2D. Wadą jest warunkowa stabilność rozwiązania ograniczająca krok całkowania. W przypadku dużych zagadnień zalety przeważają nad wadami, dlatego jest to bardzo popularna metoda w zastosowaniu do złożonych problemów rzeczywistych, takich jak przedstawione w niniejszej pracy problemy nagniatania ślizgowego czy skrawania.

W części zawierającej aplikacje opracowanych algorytmów numerycznych przedstawiono oryginalne zaawansowane modele złożonych zagadnień inżynierskich. Metodę elementów skończonych zastosowano do symulacji procesów przemieszczania klina. Opracowana aplikacja w systemie ANSYS umożliwia symulacje skomplikowanych zjawisk fizycznych towarzyszących procesowi. Zostało to potwierdzone przez analizę stanów przemieszczeń, odkształceń i naprężeń dla przykładowych materiałów obróbkowych charakteryzujących się nieliniowym modelem umocnienia.

Wymagało to opracowania zaawansowanych modeli konstytutywnych oraz opracowania dokładniejszych aniżeli dotychczas metod estymacji parametrów tych materiałów na podstawie laboratoryjnych prób wytrzymałościowych - próby jednoosiowego rozciągania lub ściskania.

Podsumowując, jako elementy oryginalne pracy można wymienić:

- 1) Jednolite sformułowanie metody elementów skończonych, w uaktualnionym opisie przyrostowym Lagrange'a, wykorzystujące schematy rozwiązania oparte na jawnym i niejawnym całkowaniu równań ruchu, umożliwiające modelowanie procesu przemieszczania klina z uwzględnieniem nieliniowości.
- 2) Implementacja algorytmów numerycznych dla złożonych modeli konstytutywnych – sprężysto/lepko-plastyczne modele z umocnieniem nieliniowym dla dużych odkształceń metali.

- 3) Opracowanie oryginalnych aplikacji numerycznych w systemie ANSYS/LS-Dyna do analizy złożonych zjawisk fizycznych w procesach nagięcia ślizgowego i mikroskrawania, o następujących możliwościach:
- efektywny schemat rozwiązania,
 - różnorodne modele konstytutywne,
 - możliwość analizy różnorodnych problemów fizycznych: przemieszczeń, odkształceń i naprężeń,
 - możliwość zadawania różnorodnych warunków brzegowych i więzów kinematycznych,
 - możliwość zadawania różnorodnych warunków początkowych (historii),
 - efektywny algorytm analizy zagadnienia kontaktowego,
 - określenie wymiarów przedmiotu,
 - określenie początku pęknięcia materiału obrabianego, kształtów wiórów, wpływ itp.,
 - określenie geometrii przedmiotu w czasie trwania procesu i po odciążeniu sprężystym,
 - określenie stanów naprężeń i odkształceń lokalnych w materiale,
 - określenie wpływu współczynnika tarcia na przebieg procesu i jakość wyrobu,
 - określenie obszarów kontaktu, poślizgu i przylegania.
- 4) Analiza złożonych zagadnień w procesie przemieszczania klina wymagających stosowania zaawansowanych metod modelowania, za pomocą własnych aplikacji numerycznych.

3. Wnioski

Na podstawie opracowanego modelu matematycznego, aplikacji w systemie ANSYS oraz przeprowadzonych analiz numerycznych i badań eksperymentalnych procesu przemieszczania klina sformułowano wnioski w następującym układzie: poznawcze, dotyczące hipotezy i tezy pracy, użyteczne i do dalszych badań.

3.1. Wnioski poznawcze oraz dotyczące hipotezy i tezy pracy

1. Zwiększenie jakości technologicznej wyrobów powoduje konieczność zwiększenia dokładności modelowania i analizy zjawisk fizycznych towarzyszących procesowi obróbki. Omawiane w pracy zagadnienie kontaktowe jest problemem podstawowym. Złożony charakter zjawisk zachodzących podczas kontaktu oraz trudności w ich badaniu zmuszają do poszukiwania rozwiązań na drodze teoretycznej. Występujące nieliniowości geometryczna i fizyczna, a także tylko częściowa znajomość warunków brzegowych, które przemieszczają się w trakcie procesu powodują, że konieczne jest zastosowanie opisu przyrostowego.
2. Przeprowadzone badania wykazały, że dla celów praktyki inżynierskiej zasadne jest przyjęcie założenia występowania w materiale przestrzennego stanu naprężenia i płaskich stanów przemieszczenia i odkształcenia, zachodzących w płaszczyznach równoległych do płaszczyzny osiowej. Pozwala to znacznie uprościć nie tylko model numeryczny procesu, ale również warunki przeprowadzenia badań modelowych.
3. W złożonych procesach obróbki plastycznej, w których materiał kształtowany ma więcej niż jeden stopień swobody, takich jak nagięcie ślizgowe czy skrawanie, intuicja lub doświadczenie mogą okazać się niewystarczające w przewidywaniu mechaniki procesu. Wizualizacja procesu jest w tym przypadku bardzo przydatnym i efektywnym narzędziem. Modelowanie jakościowe może być wykorzystane do analizy procesu plastycznego płynięcia materiału w dowolnej chwili trwania procesu. Pozwala również określać wpływ geometrii

narzędzia, warunków tarcia w obszarze kontaktu na stany przemieszczeń i odkształceń materiału.

4. Opracowano nowe, dokładniejsze modele materiałowe opisujące przyrosty składowych tensora odkształcenia i naprężenia dla ciał sprężysto/lepko-plastycznych (E/VP), w których uwzględniono różne fazy procesu przemieszczania klina tj. sprężysto-plastyczną, płynięcia, pękania, całkowitego rozdzielenia, a także iteracyjne metody ich rozwiązania. W modelach tych wprowadzono nowe modele naprężeń uplastyczniających. Dzięki temu możliwe jest obliczanie stanów odkształceń i naprężeń w różnych fazach procesu, w tym także wartości odkształceń w chwili odciążenia.
5. Wykazano, że proces przemieszczania klina może być opisany przez przyrostowe modele matematyczne, w uaktualnionym opisie Lagrange'a: równania konstytutywne dynamicznych naprężeń uplastyczniających, odkształceń i naprężeń, model kontaktu, równania ruchu i deformacji obiektu oraz warunki jednoznaczności. Opracowane algorytmy rozwiązań równań ruchu i programy symulacyjne pozwalają określać stany przemieszczeń w dowolnym punkcie obiektu, a te są bezpośrednio wykorzystywane do obliczania pól odkształceń i naprężeń oraz sił i momentów.
6. Opracowane przyrostowe modele matematyczne ruchu i deformacji obiektu oraz algorytmy numeryczne ich rozwiązania pozwalają na kompleksową analizę zjawisk zachodzących w trakcie procesu przemieszczania klina przy użyciu dostępnych programów metody elementów skończonych (ANSYS), a na ich podstawie prognozować jakości technologicznej wyrobu. Zastosowane modele przyrostowe pozwalają rozwiązać wiele problemów **bez znajomości warunków brzegowych w obszarze kontaktu**. Dotychczas w celu rozwiązania równań ruchu obiektu wraz z odpowiednimi warunkami brzegowymi dla przemieszczeń warunki te należało założyć lub wyznaczyć eksperymentalnie. Ta zaleta opracowanych modeli czyni je bardzo przydatnymi w rozwiązywaniu wielu istotnych i złożonych problemów związanych z właściwym projektowaniem nie tylko samego procesu, lecz także prognozowania jakości technologicznej wyrobu. Możliwe jest prowadzenie różnorodnych analiz numerycznych dotyczących stanów przemieszczeń, prędkości przemieszczeń, przyspieszeń, odkształceń, prędkości odkształceń i naprężeń w dowolnej chwili trwania procesu.
7. Z przeprowadzonych badań modelowych i symulacji wynika, iż parametry technologiczne istotnie wpływają na stany przemieszczeń, odkształceń i naprężeń w materiale i są jednymi z czynników decydujących o jakości technologicznej wyrobu.
8. Badania eksperymentalne potwierdziły istotność wpływu parametrów technologicznych na jakość technologiczną wyrobu, kształt wiórów itp.
9. Wyniki symulacji mogą być wykorzystane do projektowania procesu nagniatania ślizgowego i mikroskrawania a także podstawą doboru parametrów technologicznych w aspekcie jakości technologicznej wyrobu.

Z powyższego wynika, że teza została udowodniona a hipoteza sprawdzona. W świetle powyższego można stwierdzić, że praca została wykonana zgodnie z założeniami.

3.2. Wnioski uytylitarne

1. Opracowane dla potrzeb analizy numerycznej przyrostowe modele matematyczne oraz aplikacje komputerowe w systemie ANSYS mogą być wykorzystane do szczegółowych analiz zjawisk fizycznych i projektowania procesów technologicznych nagniatania ślizgowego i mikroskrawania dla innych danych: np. inny rodzaj materiału obrabianego, warunki

smarowania, geometrie narzędzi, inne parametry technologiczne itp. ze względu na wymaganą jakość technologiczną wyrobu.

2. Przyrostowy model matematyczny ruchu obiektu oraz opracowane algorytmy numeryczne jego rozwiązania pozwalają na kompleksową analizę nieliniowych zjawisk zachodzących w trakcie procesu przemieszczania klina przy użyciu programów wykorzystujących metody elementów skończonych, na przykład program ANSYS/LS-Dyna.
3. Opracowane algorytmy i aplikacje komputerowe w systemie ANSYS/LS-Dyna powodują, że proces projektowania technologii nagniatania czy skrawania może być istotnie rozszerzony i ulepszony. Uzyskane wyniki symulacji komputerowych mogą być podstawą do projektowania nowych narzędzi o innych zarysach, doboru oraz prognozowania jakości technologicznej wyrobu.
4. Otrzymane wyniki mają istotne znaczenie dla sterowania właściwościami materiału obrabianego, gdyż stwarzają możliwość skuteczniejszej ingerencji w projektowanie procesu technologicznego i dostosowanie jakości technologicznej do odpowiednich warunków eksploatacyjnych.

3.3. Wnioski do dalszych badań

Niniejsza praca nie wyczerpuje wszystkich problemów związanych z procesami nagniatania ślizgowego i mikroskrawania. Na podstawie wyników przedstawionych w pracy można dostrzec prowadzenie w przyszłości następujących ważnych prac badawczych dotyczących:

1. Rozwinięcie opracowanej aplikacji na stany przestrzenne (3D) w programie ANSYS i ABAQUS. Przeprowadzone symulacje dla przestrzennych stanów naprężeń i odkształceń pozwolą jeszcze lepiej poznać zjawiska fizyczne występujące w procesie nagniatania ślizgowego i mikroskrawania, oraz mogą być wykorzystane do weryfikacji wyników otrzymanych w niniejszej pracy (symulacji dla przestrzennego stanu naprężeń i płaskiego stanu odkształceń). Możliwe będzie również prowadzenie bardziej złożonych obliczeń dotyczących wpływu warunków procesu na jakość wyrobu.
2. Wdrożenie opracowanego modelu teoretycznego i aplikacji numerycznych w systemie ANSYS do projektowania procesów nagniatania ślizgowego i mikroskrawania pozwoli na rozwiązanie ważnych problemów, takich jak prognozowanie stanu odkształceń i naprężeń w materiale oraz poprawić jego jakość przy jednoczesnym zwiększeniu wydajności obróbki. Proces projektowania technologii może być przez to istotnie rozszerzony, unowocześniony i ulepszony poprzez wykorzystanie nowoczesnych metod modelowania procesu oraz zastosowanie metod numerycznych i techniki komputerowej.
3. Istnieje konieczność przeprowadzenia dalszych badań eksperymentalnych z dużymi prędkościami skrawania, dużymi posuwami przemieszczania narzędzia. Przedstawione w pracy wyniki, badań eksperymentalnych nie wyczerpują wszystkich problemów związanych z odpowiednim doбором prędkości i posuwu skrawania jak również nagniatania. Z przeprowadzonych analiz wynika, iż dobór np. posuwu czy siły nagniatającej podczas nagniatania ślizgowego zależy od bardzo dużej liczby czynników m. in. związanych z prędkością odkształceń. Precyzyjne określenie tych czynników jest bardzo trudne gdyż są one zmienne w zależności od przedziału stosowanych parametrów technologicznych. Przedstawiona tematyka ma przed sobą bardzo dobre perspektywy rozwoju. Metoda elementów skończonych ma bardzo duże możliwości zastosowań praktycznych. W najbliższym czasie autor planuje wykorzystanie rozwiniętego oprogramowania MES do symulacji zjawisk fizycznych w procesie nagniatania ślizgowego dla przestrzennych stanów naprężeń i odkształceń z uwzględnieniem temperatury.

LITERATURA

A		
1.	[Ande1991]	ANDERSON T.L.: <i>Fracture mechanics fundamentals and applications</i> . CRC Press, Boston 1991.
2.	[Ansy2007]	ANSYS. <i>Theory Reference 11.0</i> . Ansys Inc., 2007.
B		
3.	[Bacz1985]	BACZYŃSKI Z. F.: <i>Modele matematyczne elastomechaniki ciał warstwowych 15/1985</i> . IPPT PAN, Warszawa 1985.
4.	[Bała1999]	BAŁASZ B. KACALAK W. KRÓLIKOWSKI T.: <i>Metoda symulacji procesu szlifowania</i> . XXII Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Gdańsk-Jurata 1999 s. 25-30
5.	[Bamm1995]	BAMMAN D.J., CHIESA M.L., JOHNSON G.C.: <i>A state variable damage model for temperature and strain rate dependent metals</i> . In: <i>Constitutive laws: Theory, experiments and numerical implementation</i> , Rajendran A.M., Batra R.C., (eds.), CIMNE, Barcelona, 1995.
6.	[Basi1999]	BASISTA M., NOWACKI W.K.: <i>Modeling of damage and fracture process in engineering materials</i> . Trends in Mechanics of Materials Volume 2, IPPT PAN, Warszawa 1999.
7.	[Bath1976]	BATHE K.J., WILSON E.: <i>Numerical methods in finite element analysis</i> . Prentice Hall, Engle wood Cliffs, New Jersey 1976.
8.	[Bath1982]	BATHE K.J.: <i>Finite Element Procedures in Engineering Analysis</i> . Prentice – Hall, Englewood Cliffs, N.J., 1982.
9.	[Bath1996]	BATHE K.J.: <i>Finite element procedures</i> . Englewood Cliffs, New York, Prentice-Hall, 1996.
10.	[Bedn1995]	BEDNARSKI T.: <i>Mechanika plastycznego płynięcia w zarysie</i> . PWN, Warszawa 1995.
11.	[Bely1994]	BELYTSCHKO T., LU Y.Y., GU L.: <i>Element-free Galerkin method</i> . Int. J. Num. Meth. Eng., 37, s. 229–256, 1994.
12.	[Bely2000]	BELYTSCHKO T., LIU W.K., MORAN B.: <i>Nonlinear finite elements for continua and structures</i> . John Wiley & Sons, New York 2000.
13.	[Biez1957]	BIEZUCHOV N.I.: <i>Teoria sprężystości i plastyczności</i> . PWN, Warszawa 1957.
14.	[Blac1979]	BLACK J.T.: <i>Flow stress model in metal cutting</i> . Trans. ASME. J. Eng. For Industry, vol. 101, 1979, s. 403-415.
15.	[Błaże1981]	BŁAŻEJEWSKI S., MIKOSZEWSKI J.: <i>Pomiary twardości metali</i> . WNT, W-wa 1981.
16.	[Bobr1975]	BOBROV V.F.: <i>Osnovy teorii rezanija metallov</i> . Moskva, Masinostroenie 1975.
17.	[Bodn1975]	BODNER S.R., PARTOM Y.: <i>Constitutive equations for elastic-viscoplastic strain hardening materials</i> . Journal of Applied Mechanics, Volume 39, 1975, s. 751÷757.
18.	[Bohd2009]	BOHDAL Ł.: <i>Modelowanie i analiza numeryczna procesów cięcia blach z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej i fizycznej</i> , Rozprawa doktorska, Koszalin 2009.
19.	[Bork1977]	BORKOWSKI A.: <i>Metody obliczeniowe w mechanice nieliniowej</i> . Ossolineum, Warszawa 1977.
20.	[Bork1983]	BORKOWSKI J.: <i>Elementarne zjawiska zużycia ziarn i narzędzi ściernych</i> . Monografia nr 16, Wyższa Szkoła Inżynierska, Koszalin 1983
21.	[Bouz2004]	BOUZID W., TSOUMAREV O., SAI K.: <i>An investigation of surface roughness of burnished AlSi 1042 steel</i> . J. Adv. Manuf. Technol. 24, 2004.
22.	[Bouz2005]	BOUZID W., SAI K.: <i>Finite element modeling of burnished of AlSi 1042 steel</i> . Int. J. Adv. Manuf. Technol., 25, 2005.
23.	[Bram1961]	BRAMMERTZ P.H.: <i>Die Entstehung der Oberflächenrauheit beim Feindreihen</i> . Industrie Anzeiger, vol. 2, 1961, s. 5-32.
24.	[Bura1995]	BURAKOWSKI T., WIERZCHOŃ T.: <i>Inżynieria powierzchni metali</i> . WNT, W-wa 1995.
25.	[Burc1995]	BURCZYŃSKI T.: <i>Metoda elementów brzegowych w mechanice</i> . WNT, 1995.
C		
26.	[Camp1970]	CAMPBELL J.D.: <i>Dynamic plasticity of metals</i> . Springer Verlag, New York 1970.
27.	[Chab1989]	CHABOCHE J.L.: <i>Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic visco-plasticity</i> . International Journal of Plasticity, 1989, s. 247÷302.
28.	[Chha1995]	CHHABILDAS L.C., TRUCANO T.G.: <i>The role of dynamic experimentation for computation analysis</i> , In: <i>Constitutive Laws: Theory, experiments and numerical implementations</i> . Rajendran A.M., Batra R.C., (eds.), CIMNE, Barcelona 1995.
29.	[Chen1994]	CHEN W.F.: <i>Constitutive equations for engineering materials</i> . Elsevier, Amsterdam 1994.
30.	[Chil2008]	CHILDS T.H.C., SEKIYA K., TEZUKA R., YAMAN Y., DORNFELD D., LE D.-E., MIN S & WRIGHT P.K.: <i>Surface finishes from turning and facing with round nosed tools</i> . CIRP Annals – Manufacturing Technology, vol. 57/1, 2008, s. 89-92.

31.	[Chod2006a]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L.: <i>Wpływ współczynnika tarcia w obszarze kontaktu sztywnego klina przesuwanego po powierzchni sprężysto-plastycznego przedmiotu na stan odkształceń i naprężeń w warstwie wierzchniej</i> , IX Słupskie Forum Motoryzacji, Słupsk 2006.
32.	[Chod2006b]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L.: <i>Wpływ geometrii ostrza i kąta przystawienia na stany odkształceń i naprężeń w warstwie wierzchniej części skrawanej pojedynczym ziarnem ściernym</i> , XXIX Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Sekcja Podstaw Technologii Komitetu Budowy Maszyn PAN, 6-8 września Gdańsk-Jurata 2006.
33.	[Chod2007a]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L.: <i>Numerical analysis of the influence of abrasive grain geometry and cutting angle on states of strain and stress in the surface layer of object</i> , Surface/Contact 2007 Conference, Wessex Institute, Ashurst Lodge, Ashurst, Southampton, UK.
34.	[Chod2007b]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L.: <i>Analiza numeryczna procesu nagniatania dla różnych kształtów narzędzia</i> , X Słupskie Forum Motoryzacji, Słupsk 2007.
35.	[Chod2007c]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L.: <i>Analiza numeryczna wpływu szybkościowego szlifowania na proces tworzenia się wióra oraz na stany naprężeń i odkształceń w warstwie wierzchniej przedmiotu obrabianego</i> , Materiały IV Konferencji Studentów i Młodych Pracowników Nauki Wydziału Mechanicznego Politech. Kosz., Koszalin 2007.
36.	[Chod2007d]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L.: <i>Zastosowanie analizy numerycznej do określania naprężeń i odkształceń w przedmiocie skrawanym pojedynczym ziarnem ściernym</i> , II Ogólnopolska Konferencja Doktoranci-Gospodarce 2007, Sarbinowo.
37.	[Chod2008a]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L.: <i>Numerical analysis of chip formation during machining for different value of failure strain</i> . GAMM 78 th Annual Meeting of the Gesellschaft für Angewandte Mathematik und Mechanik, 16 – 20 July, Zürich 2007. Journal PAMM, Volume 7, Issue 1, s. 4030031-4030032, WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 12 Dec 2008.
38.	[Chod2008b]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L.: <i>Zastosowanie metody elementów skończonych (MES) do wyznaczania naprężeń i odkształceń w warstwie wierzchniej skrawanej pojedynczym ziarnem ściernym o ujemnym kącie natarcia utwierdzonym sztywno</i> . Politechnika Koszalińska, Koszalińskie Towarzystwo Naukowe, Koszalińskie studia i materiały, Nr 10, Koszalin 2008, s. 13-20.
39.	[Chod2008c]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L.: <i>Numerical analysis of micromachining of C45 steel with single abrasive grain</i> . GAMM 79th Annual Meeting of the International Association of Applied Mathematics and Mechanics, 31 March – 4 April, Bremen 2008.
40.	[Chod2008d]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L.: <i>Analiza numeryczna procesu nagniatania ślizgowego</i> . XI Słupskie Forum Motoryzacji, Słupsk 2008, s. 25-30.
41.	[Chod2008e]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L.: <i>Komputerowe modelowanie i symulacja procesu przemieszczania ostrza po sprężysto/lepkoplastycznym podłożu na przykładzie nagniatania ślizgowego</i> . Monografia Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie tom 2, Gdańsk 2008, s. 39-46.
42.	[Chod2009a]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L., STORCH B.: <i>New method of determination of tool rake angle on the basis of crack angle of specimen in tensile test and numerical simulations</i> . Ninth International Conference on Surface Effects and Contact Mechanics Computational Methods and Experiments, 9 - 11 June 2009, Algarve, Portugal.
43.	[Chod2009b]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L., SZCZEPAŃSKA M.: <i>Zjawiska występujące na powierzchniach styku wióra i narzędzia w procesie toczenia sworznia zwrotnicy pojazdu rolniczego</i> . XII Słupskie Forum Motoryzacji, Słupsk 2009.
44.	[Chod2009c]	CHODÓR J., KUKIEŁKA L., SZCZEPAŃSKA M.: <i>Wpływ geometrii ziarna ściernego na stan warstwy wierzchniej szlifowanych czopów wału korbowego</i> . XII Słupskie Forum Motoryzacji, Słupsk 2009.
45.	[Cohe1989]	COHEN P.H.: <i>Forces, power and stress in machining</i> . Metals Handbook, vol. 16, Machining ASM. Int. 1989, s. 13-18.
46.	[Cook1989]	COOK R.D., MALKUS D.S., PLESHA M.E.: <i>Concepts and applications of finite element analysis</i> . Third Edition, John Wiley & Sons, New York 1989.
47.	[Cowp1957]	COWPER G.R., SYMONDS P.S.: <i>Strain hardening and strain rate effects in the impact loading cantilever beams</i> . Brown University, Technical Report No 8, 1957.
D		
48.	[Davi2008]	DAVIM J.P.: <i>Machining. fundamentals and recent advances</i> . London, Springer 2008.
49.	[Degn2000]	DEGNER W., LUTZE H., SMEJKAL E.: <i>Spanende formung</i> . 14. Auflage. München, Wien, C. Hansen – Verlag 2000.

50.	[Dobr2000]	DOBRZAŃSKI L.A.: <i>Podstawy nauki o materiałach. Materiały inżynierskie z podstawami projektowania materiałowego</i> . WNT, Warszawa 2000.
51.	[Dola1999]	DOLAG K., BARTELMANN M., LESCH H.: <i>SPH simulations of magnetic fields in galaxy clusters</i> . <i>Astron. Astrophys.</i> , 348:351–363, 1999.
52.	[Dudi2000]	DUDIK K., GÓRSKI E.: <i>Poradnik tokarza</i> . WNT, Warszawa, 2000.
53.	[Dzid1990]	DZIDOWSKI E.S.: <i>Mechanizm pęknięcia poślizgowego w aspekcie dekohezji sterowanej metali</i> . Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej. Wrocław 1990.
E		
54.	[Erbe1981]	ERBEL S., KUCZYŃSKI., MARCINIAK Z.: <i>Obróbka Plastyczna</i> . PWN, Warszawa 1981.
F		
55.	[Fang2005]	FANG N.: <i>A new quantitative sensitivity analysis of the flow stress of 18 engineering materials in machining</i> . <i>J. Engineering Mater. and Technology</i> , vol. 127, 2005, s. 192-196.
56.	[Fang2010]	FANG-JUNG S., CHUING-HSIUNG CH.: <i>Precision surface finish of the mold steel PDS5 using an innovative ball burnishing tool embedded with a load cell</i> . <i>Precision Engineering</i> 34, 2010.
57.	[Faur1998]	FAURA F., GARCI'A A., ESTREMS M.: <i>Finite element analysis of optimum clearance in the blanking process</i> . <i>Journal of Materials Processing Technology</i> 1998.
58.	[Flac1995]	FLAC. <i>Fast Lagrangian Analysis of Continua</i> . Itasca, Minneapolis Minnesota, 1995.
59.	[Fung1969]	FUNG Y. C.: <i>Podstawy mechaniki ciała stałego</i> . PWN, Warszawa, 1969.
G		
60.	[Ghos2005]	GHOSH S., MING L., ANIRUDDHA K.: <i>3D modeling of shear-slitting process for aluminum alloys</i> . <i>Journal of Materials Processing Technology</i> 2005.
61.	[Gryg2008]	GRYGLICKI R., KUKIEŁKA L.: <i>Zastosowanie symulacji numerycznej do prognozowania chropowatości powierzchni przedmiotu nagniatanego ślizgowo diamentem</i> . <i>Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie</i> . TON'2008. Gdańsk 2008.
62.	[Grze2008]	GRZESIK W.: <i>Advanced machining processes of metallic materials</i> . Amsterdam, Elsevier 2008.
H		
63.	[Hamb2001]	HAMBLI R.: <i>Comparison between Lemaitre and Gurson damage models in crack growth simulation during blanking process</i> . <i>International Journal of Mechanical Sciences</i> 43: 2769–2790, 2001.
64.	[Hass1996]	HASSAN A.M., AL-BSHARAT A.S.: <i>Improvements in some properties of non-ferrous metals by the application of the ball-burnishing process</i> . <i>Journal of Materials Processing Technology</i> 59, 1996.
65.	[Hass1998]	HASSAN A.M., AL-JALIL H.F., EBIED A.A.: <i>Burnishing force and number of ball passes for the optimum surface finish of brass components</i> . <i>Journal of Material Processing Technology</i> 83, 1998.
66.	[Hass2000]	HASSAN A.M., MAQABLEH A.M.: <i>The effects of initial burnishing parameters on non-ferrous components</i> . <i>Journal of Material Processing Technology</i> 102, 2000.
67.	[Hert1996]	HERTZBERG R.J.: <i>Deformations and fracture mechanics of engineering materials</i> . Fourth Edition, John Wiley & Sons, Inc., Toronto, 1996.
68.	[Hill1986]	HILL R.: <i>The mathematical theory of plasticity</i> . Oxford 1986.
69.	[Hopk1961]	HOPKINS H.G.: <i>Dynamic anelastic deformation of metals</i> . <i>Applied Mechanics Reviews</i> , Volume 14, No 6, 1961. s. 417÷431.
70.	[Hull1962]	HULL E.H.: <i>Le brunissage a diamant</i> . <i>La Machine Moderne</i> 1962, nr 5.
J		
71.	[Jach2001]	JACH. K.: <i>Komputerowe modelowanie dynamicznych oddziaływań ciał metodą punktów swobodnych</i> . PWN, Warszawa, 2001.
72.	[Jank1993]	JANKOWIAK M., KAWALEC M., KRÓL G.: <i>Analityczne określenie minimalnej grubości warstwy skrawanej dla różnych modeli składowych siły skrawania</i> . <i>Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji</i> , z. 11, 1993, s. 153-160.
73.	[Jank1999]	JANKOWSCY J. I M.: <i>Przegląd metod i algorytmów numerycznych</i> . WNT, 1999.
74.	[Jezi2005]	JEZIERSKI J., MAZUR T., SIEMIĄTKOWSKI Z., KOWALIK M.: <i>Obliczenia grubości warstwy wierzchniej odkształconej plastycznie po nagniataniu narzędziami ceramicznymi</i> . Wyd. Politechniki Gdańskiej: „Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie”, Gdańsk 2005.
75.	[John1972]	JOHNSON W.: <i>Impact strength of materials</i> . Edwards Arnolds, London, 1972.
76.	[John1983]	JOHNSON G.R., COOK W.H.: <i>A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures</i> . 7 th International Symposium on Ballistics,

		The Hague, The Netherlands 1983, s. 541÷548.
K		
77.	[Kaca1980]	KACALAK W., WOŹNIAK K.: <i>Wpływ kształtu ziarna ściernego na przebieg i wyniki szlifowania</i> . Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń, 1980, s. 38-49.
78.	[Kaca2001]	KACALAK W., KUKIEŁKA L.: <i>Określanie naprężeń uplastyczniających materiały stalowe na podstawie ich składu chemicznego i mikrostruktury</i> . ZN WM nr 29, Politechnika Koszalińska, 2001, s. 117-126.
79.	[Kacz1971]	KACZMAREK J.: <i>Podstawy obróbki wiórowej, ściernej i erozyjnej</i> . W-wa, WNT 1971.
80.	[Kałd2009]	KAŁDUŃSKI P.: <i>Modelowanie i symulacja procesu kształtowania wytłoczek kołowo-symetrycznych bez kołnierza z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej i fizycznej</i> , Rozprawa doktorska, Koszalin 2009.
81.	[Karp1994]	KARPIŃSKI T., PLICHTA J., DRZYCIMSKI M.: <i>Badania porównawcze właściwości skrawnych mikrokryształicznych ziaren z regularnego azotku boru (CBN) w warunkach skrawania ciągłego</i> . I Forum Prac Badawczych „Kształtowanie części maszyn”. Koszalin 1994 s. 232-241
82.	[Kawa1980]	KAWALEC M.: <i>Fizyczne i technologiczne zagadnienia przy obróbce z małymi grubościami warstwy skrawanej</i> . Rozprawy nr 106, Wyd. Politech. Poznańskiej, 1980.
83.	[Kawa1990]	KAWALEC M.: <i>Skrawanie hartowanych stali i żeliwa narzędziami o określonej geometrii ostrza</i> . Rozprawy nr 234, Wyd. Politech. Poznańskiej 1990.
84.	[Klei1982]	KLEIBER M.: <i>Metoda elementów skończonych w nieliniowej mechanice kontinuum</i> . PWN, Warszawa – Poznań 1982.
85.	[Klei1985]	KLEIBER M.: <i>Metoda elementów skończonych w nieliniowej mechanice kontinuum</i> . PWN, Warszawa – Poznań 1985.
86.	[Klei1989]	KLEIBER M.: <i>Wprowadzenie do metody elementów skończonych</i> . PWN, Warszawa-Poznań 1989.
87.	[Kloc2001]	KLOCKE F, SWEENEY K, RAEDT H.W.: <i>Improved tool design for fine blanking through the application of numerical modeling techniques</i> . Journal of Materials Processing Technology 2001.
88.	[Kłos1997]	KŁOSOWSKI P.: <i>Material parameters identification for viscoplastic constitutive equations</i> . Proceedings of the XIII Polish Conference on Computer Methods in Mechanics, Poznań, 5-8 May 1997, Computer Methods in Mechanics, Poznań University of Technology, Institute of Structural Engineering, Poznań, Volume 2, s. 623÷630.
89.	[Kłos1999]	KŁOSOWSKI P.: <i>Nieliniowa analiza numeryczna i badania drgań płyt sprężysto-lepko plastycznych płyt i powłok</i> . Politechnika Gdańska, Gdańsk, 1999.
90.	[Koma1982]	KOMANDURI R.: <i>Some clarifications on the mechanics of chip formation when machining titanium alloys</i> . Wear, vol. 76, 1982, s.15-34.
91.	[Köni1979]	KÖNIG W., KLUFT W., VAN LUTTERVELT C.A.: <i>Present knowledge of chip control</i> . CIRP Annals, vol. 28/2, 1979, s. 441-455.
92.	[Korz1991]	KORZYŃSKI M.: <i>Optimalnyje značenia natjagu pri almaznomu vyglazivani sfericeskim nakonečnikom</i> . Visnik Lvivskogo Politehničeskogo Institutu nr 225, 1991.
93.	[Korz1992]	KORZYŃSKI M.: <i>Working properties of alloys after sidle burnishing</i> . IV Int. Conference on Shot Peening, Cincinatti, 1992.
94.	[Korz2007]	KORZYŃSKI M.: <i>Nagniatanie ślizgowe</i> . WNT, Warszawa 2007.
95.	[Kozł2000]	KOZŁOWSKI M.: <i>Proces tworzenia powierzchni nagniatanej</i> . Materiały VII Konferencji Naukowo-Technicznej „Technologia obróbki przez nagniatanie”, Bydgoszcz 2000.
96.	[Krag1968]	KRAGIELSKI I.V.: <i>Trenie i iznos</i> . Mašinostrojenie, Moskva 1968.
97.	[Krus1994]	KRUSZYŃSKI B., <i>Wpływ obróbki na własności warstwy wierzchniej</i> , Przegląd Mechaniczny, 1994, z. 3, s. 7-12.
98.	[Kudr1965]	KUDRIAVCEV I.V.: <i>Povysenie dolgovecnosti detalej Masin metodom poverhnostnogo naklepa</i> . Mašgiz, Moskva 1965.
99.	[Kuki1993]	KUKIEŁKA L., CIENKOWSKI W., FABIAN H.: <i>Modelowe badania mechanizmu plastycznego płynięcia nierówności symetrycznych, trójkątnych i trapezowych, w procesie zgniotu płaskim stemplem</i> . Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 15, WSInż. Koszalin, 1993, s. 104-122.
100.	[Kuki1997]	KUKIEŁKA L., CIENKOWSKI W., DUDEK P.: <i>Incremental model of yield stress of metals in the conditions of burnishing rolling operation with electrical current</i> . „Surface treatment, computer methods and experimental measurements”, Ed. M.H. Aliabadi, C.A. Brebbia, Southampton-Boston, 1997, s. 93-102.
101.	[Kuki1998a]	KUKIEŁKA L.: <i>Możliwości zwiększania wytrzymałości zmęczeniowej elementów maszyn</i>

		<i>przez świadome kształtowanie ich jakości technologicznej w procesie nagniatania tocznego. Materiały Naukowe na Zebranie Środowiskowe Sekcji Podstaw Eksploatacji, Lublin, 26-27 maja 1998, s. 51÷65.</i>
102.	[Kuki2000]	KUKIEŁKA L., KRZYŻYŃSKI T.: <i>New Thermo-Elastic, Thermo-Viscoplastic Material Model And It's Application</i> , materiały konferencyjne GAMM, Metz 1999, Wiley-VCH, 2000, s. 595-596.
103.	[Kuki2001]	KUKIEŁKA L.: <i>Modelowanie termodynamicznych naprężeń uplastyczniających materiały stalowe o właściwościach zależnych od historii deformacji</i> , Nowoczesne Techniki i Technologie, Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 29, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2001, s.153-162.
104.	[Kuki2001a]	KUKIEŁKA L.: <i>Eksperymentalna metodyka wyznaczania stałych materiałowych naprężeń modelu termodynamicznych naprężeń uplastyczniających materiały metalowe</i> , Nowoczesne Techniki i Technologie, Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 29, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2001, s.163-173.
105.	[Kuki2001b]	KUKIEŁKA L.: <i>Modelowanie przyrostu odkształceń i przyrostu naprężeń w warunkach nagniatania tocznego</i> , Nowoczesne Techniki i Technologie, Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 29, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2001 r, s.174-190.
106.	[Kuki2004]	KUKIEŁKA L., KUKIEŁKA S.: <i>Zastosowanie programu Experiment Planner 1.0 do wspomagania eksperymentu w technologii nagniatania</i> . Obróbka kształtująca i powierzchniowa nagniataniem, Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 34, Politechnika Koszalińska, Koszalin, 2004, s. 131-140.
107.	[Kuki2004a]	KUKIEŁKA K., KUKIEŁKA L., OLENDER J., KUCHTA R.: <i>Numerical analysis of state of deformation and stress in process of trapezoidal rolling</i> . Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 33, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2004, s. 167-178.
108.	[Kuki2005b]	KUKIEŁKA K., KUKIEŁKA L.: <i>Numeryczna analiza zjawisk fizycznych w procesie walcowania gwintów metrycznych</i> . XXIII Krajowa Konferencja Polioptymalizacji i Komputerowego Wspomagania Projektowania, Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego Politechniki Koszalińskiej nr 37, Mielno, Czerwiec 2005, s. 57-64.
109.	[Kuki2005d]	KUKIEŁKA K., KUKIEŁKA L.: <i>Numeryczna analiza zjawisk fizycznych zachodzących w procesie walcowania gwintów łukowych</i> . IX Konferencja Naukowa Technologia obróbki przez nagniatanie, Politechnika Gdańska, Gdańsk, 13-14 Październik 2005, s. 289-294.
110.	[Kuki2005e]	KUKIEŁKA K., KUKIEŁKA L.: <i>Elasto-plastic finite element simulation of the thread rolling by dynamic explicit method</i> . Technological Process Planning, Manufacturing – chosen research results, monografia PAN Poznań 2005, s. 89-96.
111.	[Kuki2006]	KUKIEŁKA K.: <i>Modelowanie i analiza numeryczna stanów deformacji i naprężeń w warstwie wierzchniej gwintów o zarysach trapezowym i łukowym walcowanych na zimno</i> . Grant promotorski nr N 503 025 32/3513.
112.	[Kuki2006a]	KUKIEŁKA L., KUKIEŁKA K.: <i>Numerical analysis of the process of trapezoidal thread rolling</i> . III International Conference on High Performance Structures and Materials, 3-5 May 2006, Ostand, Belgium, WITPRESS, Southampton, Boston, 2006, s 663-672.
113.	[Kuki2007]	KUKIEŁKA K., KUKIEŁKA L.: <i>Numerical analysis of the physical phenomena in the working zone in the rolling process of the round thread</i> . VIII International Conference Contact/Surface Ashurst-Lodge, Computer Methods and Experimental Measurements for Surface Effect and Contact Mechanics VIII, Bologna, May 2007, eds. J.T.M de Hosson, C.A. Brebia, S-I Nishida, WITPRESS, Southampton, Boston, 2007, s. 125-124.
114.	[Kuki2008]	KUKIEŁKA K., KUKIEŁKA L.: <i>The numerical analysis of the external round thread rolling</i> . 79 th Annual Meeting of the Gesellschaft für Angewandte Mathematik und Mechanik, 31 march – 4 April, 2008, Technische Universität Bremen, Germany.
115.	[Kuki2008a]	KUKIEŁKA K., KUKIEŁKA L.: <i>Modelowanie zagadnienia kontaktowego na przykładzie walcowania gwintów o zarysach łukowym i trapezowym</i> . Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie. Sopot, 2008.
116.	[Kuki2008b]	KUKIEŁKA K., KUKIEŁKA L.: <i>Analiza numeryczna zagadnienia kontaktowego na przykładzie walcowania gwintów o zarysach łukowym i trapezowym</i> . Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie. Sopot, 2008.
117.	[Kuli2003]	KULIK J., OLSZAK H.: <i>Badanie własności technologicznych metali</i> . Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2003.
118.	[Kuła2005]	KUŁAKOWSKA A., KUKIEŁKA L.: <i>Badania eksperymentalne wpływu odchyłki wysokości nierówności trójkątnej po toczeniu na chropowatość powierzchni wyrobu nagniatanego</i> . Wyd. Politechniki Gdańskiej: „Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie” (red. Przybylski W.), Gdańsk 2005.

119.	[Kurz1993]	KURZYDŁOWSKI K. J.: <i>Mechanika materiałów</i> . Wydawnictwo Politechniki Warszawskiej, Warszawa 1993.
120.	[Kwak2002]	KWAK T.S, KIM Y.J, BAE W.B.: <i>Finite element analysis on the effect of die clearance on shear planes in fine blanking</i> . Journal of Materials Processing Technology 2002.
L		
121.	[Lee1996]	LEE S.S.G., LOH N.H.: <i>Computer intergrated ball burnished of a plastic-injection-mould cavity insert</i> . Journal of Materials Processing Technology 57, 1996.
122.	[Legu1996]	LEGUTKO S.: <i>Badania adhezyjnego zużywania narzędzi skrawających</i> , praca habilitacyjna, Politechnika Poznańska; Wydział Budowy Maszyn i Zarządzania, Poznań 1996
123.	[Legu1997]	LEGUTKO S.: <i>Zużycie w tribomechanicznym systemie procesu skrawania</i> . Tribologia nr 1, 1997, s.76-87.
124.	[Legu2004]	LEGUTKO S., NOSAL S.: <i>Kształtowanie technologicznej i eksploatacyjnej warstwy wierzchniej części maszyn</i> . Ośrodek Wydawnictw Naukowych PAK, Poznań 2004.
125.	[Legu2005]	LEGUTKO S., KĘDZIERSKI T., PACZOS P.: <i>Determination of the displacements and tensions distribution in the pull broaches cutting edges by means the Finite Elements Method</i> , Manufacturing Engineering, IV, 4/2005, pp.15–18, Słowacja, ISSN 1335-7972.
126.	[Legu2006]	LEGUTKO S., KĘDZIERSKI T., PACZOS P.: <i>Usage of Finite Elements Method for Identification of the Displacement and Stresses in Cutting Wedges – Case Study</i> , in the book Development of Mechanical Engineering as a Tool for the Enterprise Logistics progress, editor St. Legutko, published by Poznan University of Technology, Poznan 2006, pp. 77-84, ISBN 83-89873-28-1.
127.	[Legu2008]	LEGUTKO S., WIECZOROWSKI K., MATUSIAK-SZARANIEC A., SIECLA R.: <i>Nagniatanie wibracyjne odlewów korpusów żeliwnych</i> . Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie. Tom 2. Praca zbiorowa pod red. W. Przybylskiego, Gdańsk 2008.
128.	[Lema1990]	LEMAITRE J., CHABOCHE J.L.: <i>Mechanics of solids materials</i> . Cambridge University Press, Cambridge, 1990.
129.	[Lema1996]	LEMAITRE J.: <i>A course on damage mechanics</i> . Springer, Berlin, 1996.
130.	[Lips1996]	LIPSKI J., ZALESKI K.: <i>Modelowanie za pomocą sieci neuronowej stanu warstwy wierzchniej po nagniataniu ślizgowym</i> . Materiały VI Konferencji Naukowo-Technicznej „Technologia obróbki przez nagniatanie”, Bydgoszcz 1996.
131.	[Liu2003]	Liu G.R., Liu M.B.: <i>Smoothed Particle Hydrodynamics. A Meshfree Particle Method</i> . World Scientific, 2003.
132.	[Llor1998]	LLORCA F., JUANICOTENA A.: <i>Modeling of high strain, high strain behavior of mars 190 armor steel and tantalum</i> . 11 th DYMAT Technical Conference, Dijon, 15-16 October 1998, Behavior of materials under the combined effects of high strains and high strain-rates, CEA, Valduc France, 1998.
133.	[Lope2005]	LOPEZ DE LACALLE, LAMIKIZ A., MUNOA J., SANCHEZ J.A.: <i>Quality improvement of ball-end milled sculptured surfaces by ball burnishing</i> . International Journal of Machine Tools&Manufacture, 45, 2005.
134.	[Luca2005]	LUCA L., NEAGU-VENTZEL S., MARINESCU I.: <i>Effects of working parameters on surface finish in ball-burnishing of hardened steel</i> . Precision Engineering 29, 2005.
Ł		
135.	[Łabę1996]	ŁABĘDŹ J., SŁOMSKI J.: <i>Stan warstwy wierzchniej stali łożyskowej po wybranych operacjach obróbkowych</i> . Materiały konferencji Naukowo-Technicznej „Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej – WW’96”.
136.	[Łabę2000]	ŁABĘDŹ J., SKORUPA A.: <i>Wpływ nagniatania ślizgowego elementem diamentowym na wytrzymałość zmęczeniową stopu aluminium PA6</i> . Materiały VII Konferencji Naukowo-Technicznej „Technologia obróbki przez nagniatanie”, Bydgoszcz 2000.
137.	[Łycz1996]	ŁYCZKO K., CZARNECKI H.: <i>Charakterystyka Warstwy wierzchniej gwintów wewnętrznych kształtowanych plastycznie</i> . III Międzynarodowa konferencja naukowo – techniczna nt. Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej - WW’96 Gorzów Wlkp. – Lubniewice 1996.
M		
138.	[Maek1995]	MAEKAWA K., ITOH A.: <i>Friction and tool wear in nano-scale machining – a molecular dynamics approach</i> . Wear, vol. 188, 1995, s. 115-122.
139.	[Mali1981]	MALININ N. N., RŹYSKO.: <i>Mechanika materiałów</i> . PWN Warszawa 1981.
140.	[Malv1951a]	MALVERN L.E.: <i>The propagation of longitudinal waves of plastic deformation in a bar of material exhibiting a strain rate effect</i> . Journal of Applied Mechanics. Volume 18, 1951, s.

		203÷208.
141.	[Malv1951b]	MALVERN L.E.: <i>Plastic wave propagation in a bar of material exhibiting a strain-rate effect</i> . Quarter Applied Mechanics 8, 1951, s. 405÷411.
142.	[Mair1995]	MAIR H.U., GARRET R.K.JR.: <i>U.S. Navy initiative to advance the simulations of structural failure</i> . In: Constitutive laws, theory experminets and numerical implementation, Rajendran A.M., Batra R.C., (eds.), CIMNE, Barcelona, 1995.
143.	[Mama2001]	MAMALIS A.G., GRABCHENKO A.I., HORVATH M., MESZAROS I., PAULMIER D.: <i>Ultraprecision metal removal processing of mirror-surfaces</i> . Journal of Material Processing Technology 108, 2001.
144.	[Marc1985]	MARCINIAK Z., KONIECZNY A.: <i>Modelowanie zmian naprężenia uplastyczniającego w zakresie temperatur obróbki plastycznej na zimno i półgorąco</i> , Konferencja na temat modelowanie procesów przeróbki plastycznej, Koninki 1985, s. 1÷29.
145.	[Maru1994]	MARUSICH T.D., ORTIZ M.: <i>Modelling and simulation of high-speed machining</i> . 1994, Int. J. Num. Meth. Engng., vol. 38, s. 3675-3694.
146.	[Maru2002]	MARUSICH T.D., THIELE J.D., BRAND CH.J.: <i>A methodology for simulation of chip breakage in turning process using an orthogonal finite element model</i> . Proceedings of the 5 th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, 2002, West Lafayette, USA, s. 139-148.
147.	[Merc1945]	MERCHANT M.E.: <i>Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip</i> . J. Appl. Physics, vol. 16, nr 5, 1945.
148.	[Mier1989]	MIERNIK M.: <i>Podstawy skrawania stopów kobaltowych</i> . Monografie nr 9, Wyd. Politech. Wrocławskiej 1989.
149.	[Mora1986]	MORAWIECKI M., SADOK L., WOSIEK E.: <i>Przeróbka plastyczna. Podstawy teoretyczne</i> . Katowice, Śląsk 1986.
150.	[Mróz1966]	MRÓZ Z.: <i>On Forms of Constitutive Laws for Elastic-Plastic Solids</i> . Archiwum Mechaniki Stosowanej, v. XVIII, nr 1, 1966, s. 3÷36.
151.	[Mura1979]	MURAKA P., BARROW G., HINDUJA S.: <i>Influence of the process variables on the temperature distribution in orthogonal machining using the finite element method</i> . Int. J. Mech. Sci., vol. 21, nr 9, 1979, s. 445-456.
152.	[Mura1981]	MURAKA P., HINDUJA S., BARROW G.: <i>Influence of strain, strain rate and temperature on the flow stress in the primary deformation zone in metal cutting</i> . Int. J. Mach. Tools Des. Res., vol. 21, nr 3/4, 1981, s. 207-216.
N		
153.	[Neim1998]	NEIMITZ A.: <i>Mechanika pękania</i> . PWN, Warszawa 1998.
154.	[Nies2008]	NIEŚLONY P.: <i>Modelowanie przepływu ciepła i rozkładu temperatury w strefie skrawania dla ostrzy z twardymi powłokami ochronnymi</i> . Studia i Monografie, z. 221, Opole, Oficyna Wyd. Politech. Opolskiej 2008.
155.	[Nowi1991]	NOWICKI B.: <i>Struktura geometryczna powierzchni. Chropowatość i falistość powierzchni</i> . Warszawa, WNT 1991.
O		
156.	[Oczo1991]	OCZOŚ K.: <i>Obróbka ultra precyzyjna</i> . Mechanik, nr 8-9, 1991, s. 273-280.
157.	[Oczo2003]	OCZOŚ K., LIUBIMOV V.: <i>Struktura geometryczna powierzchni</i> . Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2003.
158.	[Oczo2004]	OCZOŚ K.: <i>Obróbka wysokowydajna – HPC (High Performance Cutting)</i> . Mechanik, nr 11, 2004, s. 701-709.
159.	[Oden1972]	ODEN J.: <i>Finite elements of nonlinear continua</i> . McGraw-Hill, 1972.
160.	[Odin1981]	ODINCOV L.T.: <i>Finisnaja obrabotka detalej vyglazyvaniem i almaznym vyglazyvaniem</i> . Masinostrojenie, Moskva 1981.
161.	[Olsz1965]	OLSZAK W., Perzyna P., Sawczuk A.: <i>Teoria plastyczności</i> . PWN, Warszawa, 1965.
162.	[Olsz2009]	OLSZAK W.: <i>Obróbka skrawaniem</i> . WNT, Warszawa 2009.
163.	[Oñat1996]	OÑATE E., IDELSOHN S., ZIENKIEWICZ O.C., TAYLOR R.L.: <i>A finite point method in computational mechanics. Applications to convective transport and fluid flow</i> . Int. J. Num.Meth. Eng., 39, s. 3839–3866, 1996.
164.	[Orki1998]	ORKISZ J. <i>Finite difference method</i> . In M. Kleiber, editor, Handbook of Computational Solid Mechanics. Survey and Comparison of Contemporary Methods. Springer-Verlag, 1998.
165.	[Orki2005]	ORKISZ J.: <i>Recent advances in meshless finite difference methods</i> . In Proc. CMM-2005 – Computer Methods in Mechanics, Częstochowa, June 21-24, 2005.
166.	[Owen1980]	OWEN D., HINTON E.: <i>Finite elements in plasticity: theory and practice</i> . Pineridge Press,

		Swensea, Wales 1980.
167.	[Oxle1989]	OXLEY P.L.B.: <i>Mechanics of machining. An analytical approach to assessing machinability</i> . New York, Ellis Horwood 1989.
P		
168.	[Paty2008]	PATYK S., PATYK R., KUKIEŁKA L.: <i>Badanie głównej siły nagniatania tocznego powierzchni chropowatej</i> . Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie. TON'2008. Gdańsk 2008.
169.	[Paty2008b]	PATYK S., PATYK R., KUKIEŁKA L.: <i>Analiza sił w procesie nagniatania tocznego powierzchni chropowatych</i> . Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie. TON'2008. Gdańsk 2008.
170.	[Pawl2005]	PAWLUS P.: <i>Topografia powierzchni, pomiar, analiza, oddziaływanie</i> . Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2005.
171.	[Pełc1983]	PEŁCZYŃSKI T.W., PEŁCZYŃSKI T. A.: <i>Teoria procesów obróbki plastycznej, Cz.II fizyka procesów obróbki plastycznej</i> . Wydawnictwo Politechniki Warszawskiej, Warszawa 1983.
172.	[Perz1963]	PERZYNA P.: <i>The constitutive equations for rate sensitive plastic materials</i> . Quarter Applied Mathematics, Volume 20, 1963, s. 321÷331.
173.	[Perz1966]	PERZYNA P.: <i>Teoria lepkoplastyczności</i> . PWN, Warszawa, 1966.
174.	[Perz1978]	PERZYNA P.: <i>Termodynamika materiałów niesprężystych</i> . PWN, Warszawa, 1978.
175.	[Perz1980]	PERZYNA P.: <i>Modified theory of viscoplasticity. Application to advanced flow and instability phenomena</i> . Archive Mechanics Volume 32, No 2, PWN, Warszawa 1980, s. 403÷420.
176.	[Peti1998]	PETIT J.: <i>Validation of constitutive relations by comparing to experimentation to calculation for elementary configurations</i> . Proceedings 11 th DYMAT Technical Conference, Dijon, 15-16 October 1998, <i>Behaviour of materials under the combined effects of high strain-rates</i> , CEA, Valduc France, 1998.
177.	[Petr1981]	PETRYK H.: <i>Zagadnienie przesuwania obciążonego klina po powierzchni idealnie plastycznego ośrodka</i> . IPPT PAN, Warszawa 1981.
178.	[Prag1955]	PRAGER W.: <i>The theory of plasticity, A survey of recent achievements</i> , Proc. Inst. Mech. Eng., 1955, nr 169, s. 41-57.
179.	[Prev2004]	PREVEY P.S., CAMMETT J.T.: <i>The influence of surface enhancement by low plasticity burnishing on the corrosion fatigue performance of AA7075-T6</i> . International Journal of Fatigue, 26, 2004.
180.	[Przy1987]	PRZYBYLSKI W.: <i>Technologia obróbki nagniataniem</i> . WNT, Warszawa 1987.
181.	[Przy1996]	PRZYBYLSKI W.: <i>The burnishing process on CNC – machining centres</i> . International Conference on „Computer Integrated Manufacturing”, Zakopane 1996.
182.	[Przy2005]	PRZYBYLSKI W., ZIELIŃSKI J.: <i>Obróbka wykańczająca stopów aluminium przez nagniatanie ślizgowe</i> . Praca zbiorowa pod red. W. Przybylskiego: „Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie”. Gdańsk 2005.
183.	[Przy2007]	PRZYBYLSKI W., DEJA M.: <i>Komputerowo wspomagane wytwarzanie maszyn. Podstawy i zastosowanie</i> . Warszawa WNT 2007.
R		
184.	[Raje1995a]	RAJENDRAN A.M., BATRA R.C.: <i>Constitutive laws: Theory, experiments and numerical implementations</i> . International Center for Numerical Methods in Engineering (CIMNE), Barcelona 1995.
185.	[Raje1995b]	RAJENDRAN A.M., GARET R.K.JR.: <i>Review of ductile failure models for shock-wave propagation finite element code</i> . In: <i>Constitutive laws: Theory, experiments and numerical implementations</i> . International Center for Numerical Methods in Engineering (CIMNE), Barcelona 1995.
186.	[Roje2007]	ROJEK J.: <i>Modelowanie i symulacja komputerowa złożonych zagadnień mechaniki nieliniowej metodami elementów skończonych i dyskretnych</i> . IPPT, Warszawa 2007.
187.	[Ryba1996]	RYBAK Z., BERKOWSKI L.: <i>Analiza zmian chropowatości powierzchni azotowanych i nagniatanych elementów maszyn</i> . Materiały VI Konferencji Naukowo-Technicznej „Technologia obróbki przez nagniatanie”. Bydgoszcz 1996.
S		
188.	[Shen1992]	SHEN W.Q.: <i>Constitutive equation for strain rate sensitive plastic materials</i> . University of Liverpool, Impact Research Centre, Liverpool 1992.
189.	[Shim2004]	SHIM K.H., LEE S.K., KANG B.S., HWANG S.M.: <i>Investigation on blanking of thin sheet metal using the ductile fracture criterion and its experimental verification</i> . Journal of

		Materials Processing Technology 2004.
190.	[Shio2003]	SHIOU F.J., CHEN C.H.: <i>Determination of optimal ball-burnishing parameters for plastic injection moulding steel</i> . Int. J. Adv. Manuf. Technol. 3, 2003.
191.	[Shio2003b]	SHIOU F.J., CHEN C.H.: <i>Freeform surface finish of plastic injection mold by using ball-burnishing process</i> . Journal of Materials Processing Technology 140, 2003.
192.	[Shio2006]	SHIOU F.J., CHEN C.H., LI W.Y.: <i>Automated surface finish of plastic injection model steel with spherical grinding and ball burnishing processes</i> . Int. J. Adv. Manuf. Technol. 28, 2006.
193.	[Skal1984]	SKALSKI K., JEZERSKI J.: <i>Analiza głębokości zalegania odkształceń plastycznych w obróbce powierzchniowej nagniataniem</i> . Mat. III KNT „Technologia obróbki przez nagniatanie”. Wyd. Akademii Techniczno-Rolniczej, Bydgoszcz 1984.
194.	[Skrz1986]	SKRZYPEK J.: <i>Plastyczność i pełzanie</i> . Warszawa, PWN 1986.
195.	[Smit1981]	SMITH A.J., ARMAREGO E.J.: <i>Temperature prediction in orthogonal cutting with a finite difference approach</i> . CIRP Annals, vol. 30/1, 1981, s. 9-13.
196.	[Sobc2001]	SOBCZAK A., LEGUTKO S.: <i>Analiza zmian chropowatości powierzchni po obróbce nagniataniem kół zębatach walcowych</i> . Materiały konferencji „Projektowanie procesów technologicznych – TPP’01”, Poznań 2001.
197.	[Soch1980]	SOCHA S.: <i>Wpływ budowy krystalicznej metali na przebieg ich skrawania</i> . Rozprawa doktorska, Wrocław 1980.
198.	[Sosn2003]	SOSNOWSKI W.: <i>Numeryczna symulacja, analiza wrażliwości i optymalizacja nieliniowych procesów deformacji konstrukcji</i> . Wydawnictwo Akademii Bydgoskiej, Bydgoszcz 2003.
199.	[Star1979]	STARKOV V.K.: <i>Dislokacionnye predstavlenija o rezanii metallov</i> . Moskva, Masinostroenie 1979.
200.	[Stev1983]	STEVENSON M.G., WRIGHT P.K., CHOW J.G.: <i>Further developments in applying the finite element method to the calculation of temperature distributions in machining and comparisons with experiments</i> . Trans. ASME, J. Eng. for Indus., vol. 105, 1983, s. 149-154.
201.	[Stod1995]	STODOLNIK B., TUBIELEWICZ K.: <i>Naprężenia własne w warstwie wierzchniej pierścieni łożysk walcowych po nagniataniu ślizgowym</i> . Tribologia, 4/1995.
202.	[Stor2006]	STORCH B.: <i>Zjawiska przykrawędziowe i monitorowanie chropowatości powierzchni po obróbce jednoostrzowej</i> . Koszalin, Monografia nr 124, Wyd. Politech. Koszalińskiej 2006.
203.	[Szcz1967]	SZCZEPIŃSKI W.: <i>Wstęp do analizy procesów obróbki plastycznej</i> . IPPT PAN, PWN, Warszawa 1967.
204.	[Szcz1978]	SZCZEPIŃSKI W.: <i>Mechanika plastycznego płynięcia</i> . Małe monografie, PWN Warszawa 1978.
205.	[Szne1972]	SZNEJDER U.G.: <i>Obrazowanie regularnych mikroreliefów na detalach i ich eksploatacyjne swojejstwa</i> . Maszynostrojenie, Leningrad 1972.
206.	[Szul1976]	SZULC S., STEFKO A.: <i>Obróbka powierzchniowa części maszyn</i> . WNT, Warszawa 1976.
207.	[Symo1974]	SYMONDS P.S., JONES N.: <i>Impulsive loading of fully clamped beams with finite plastic deformations and strain rate sensivity</i> . International Journal of Mechanics Sciences, Volume 14, 1974, s. 49-69.
Ś		
208.	[Świr2008]	ŚWIRAD S., DUDEK K.: <i>Nagniatanie jako obróbka dekoracyjna</i> . Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie. TON’2008. Gdańsk 2008.
T		
209.	[Tay1974]	TAY A.A., STEVENSON M.G., DE VAHL D.G.: <i>Using the finite element method to determine temperature distributions in orthogonal machining</i> . Proc. Inst. Mech. Engrs., vol. 188, 1974, s. 627-638.
210.	[Torb1974]	TORBILO V.M.: <i>Almaznoe vyglazhivanie</i> . Maszynostrojenie, Moskva 1974.
211.	[Tubi2005]	TUBIELEWICZ K., ZABORSKI A.: <i>Optymalizacja parametrów użytkowych warstwy wierzchniej po nagniataniu</i> . Praca zbiorowa pod red. W Przybylskiego: „Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie”. Gdańsk 2005.
212.	[Tubi2000]	TUBIELEWICZ K., ZABORSKI A.: <i>Modelowanie i doświadczalna analiza procesu odkształceń podczas nagniatania i zużycia</i> . Materiały VII Konferencji Naukowo-Technicznej „Technologia obróbki przez nagniatanie”, Bydgoszcz 2000.
213.	[Tubi2000b]	TUBIELEWICZ K., MAJOR B., ZABORSKI A.: <i>Struktura warstwy wierzchniej po nagniataniu</i> . Materiały VII Konferencji Naukowo-Technicznej „Technologia obróbki przez nagniatanie”, Bydgoszcz 2000.
214.	[Turk1970]	Von TURKOVICH B.F.: <i>Shear stress in metal cutting</i> . Trans. ASME, J. Eng. For Industry,

		vol. 92, nr 1, 1970, s. 151-157.
U		
215.	[Umbr2007]	UMBRELLO D., M'SAOUBI R., OUTEIRO J.C.: <i>The influence of Johnson-Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel</i> . Int. J. Mach. Tools Manuf., vol. 47, 2007, s. 462-470.
216.	[Usui1982]	USUI E., SHIRAKASHI T.: <i>Mechanics of machining – from “descriptive” to “predictive” theory</i> . PED – vol. 7, On the Art of Cutting Metals – 75 Years Later. New York, ASME Publish, 1982.
V		
217.	[Vale1997]	VALENTIN T. & COL.: <i>Validation of constitutive equation for steel</i> . Proceedings of the 5 th International Conference on Mechanical and Physical Behavior of Materials under Dynamic Loading “DYMAT-1997” (Toledo 22-26 September 1997), Journal of Physics IV France, Volume 7, 1997, s. 611÷616.
218.	[Vul1973]	VUL'F A.M.: <i>Rezanie metallov</i> . Moskva, Masinostroenie 1973.
W		
219.	[Wash1982]	WASHIZU K.: <i>Variational methods in elasticity and plasticity</i> . Pergamon Press, 1982.
220.	[Wero1994]	WEROŃSKI W., PATER Z.: <i>Obróbka plastyczna. Obliczanie sił kształtowania</i> . Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin 1994.
221.	[Wiec1980]	WIECZOROWSKI K., KUKIEŁKA L.: <i>Chropowatość powierzchni nagniatanej z dodatkowym podgrzewaniem prądem</i> . III ogólnopolska Konferencja Naukowo-Techniczna „Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej”. Gorzów Wlkp., 1980, s.224÷229.
222.	[Więc1999]	WIĘCKOWSKI Z.: <i>A particle-in-cell solution to the silo discharging problem</i> . Int. J. Num. Meth. Eng., 45:1203–1225, 1999.
223.	[Więc2004]	WIĘCKOWSKI Z.: <i>The material point method in large strain engineering problems</i> . Comput.Meth. Appl. Mech. Eng., 193, s. 4417–4438, 2004.
224.	[Wit2010]	WIT G.: <i>Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych</i> . WNT, Warszawa 2010.
Y		
225.	[Ying2006]	YINGGANG T., YUNG C.S.: <i>Laser-assisted burnishing of metals</i> . International Journal of Machine Tools & Manufacture 47, 2007.
226.	[Yu1991]	YU T.X., CHEN F.L.: <i>Further experimental investigations on the failure of clamped beams under impact bodies</i> . International Journal of Solid Structures, Volume 27, No 9, 1991, s 1113÷1137.
227.	[Yu1999]	YU X., WANG L.: <i>Effects of various parameters on the surface roughness of an aluminium alloy burnished with a spherical surfaced polycrystalline diamond tool</i> . Int. J. of Machine Tools & Manufacture, 39, 1999.
Z		
228.	[Zdro2002]	ZDRODOWSKI S.: <i>Zestawienie wyników badań runoutu ścieżek pomiarowych na starym i nowym wale wirnika sprężarki Borsig</i> . Sprawozdanie z pracy dla Przedsiębiorstwa Remontowego Maszyn i Armatury Masz-ZAP. Puławy, 2002.
229.	[Zeri1987]	ZERILLI F.J., ARMSTRONG R.W.: <i>Dislocations-mechanics based constitutive relations for material dynamics calculations</i> . Journal of Applied Physics, No 61, 1987, s. 1816÷1825.
230.	[Zęba2004]	ZĘBALA W.: <i>Analityczna i ekperymentalna identyfikacja stanu strefy obróbki w procesie skrawania</i> . Wyd. Politech. Krakowskiej, Monografia 300, Kraków 2004.
231.	[Zhan2005]	ZHANG P., LINDERMANN J.: <i>Effect of Toller burnishing on the high cycle fatigue performance of the high-strength wrought magnesium alloy AZ80</i> . Scripta Materialia, 52, 2005.
232.	[Zien1972]	ZIENKIEWICZ O.C.: <i>Metoda elementów skończonych</i> . Arkady, Warszawa 1972.
233.	[Zien2000]	ZIENKIEWICZ O. C., TAYLOR R. L.: <i>The finite element method. Volume 1 – The Basis</i> . Butterworth – Heinemann, United Kingdom, 2000.
234.	[Zien2000a]	ZIENKIEWICZ O. C., TAYLOR R. L.: <i>The finite element method. Volume 2 – Solid Mechanics</i> . Butterworth – Heinemann, United Kingdom, 2000.
235.	[Zien2000b]	ZIENKIEWICZ O. C., TAYLOR R. L.: <i>The finite element method. Volume 3 – Fluid dynamics</i> . Butterworth – Heinemann, United Kingdom, 2000.
236.	[Zore1956]	ZOREV N.N.: <i>Voprosy mekhaniki processa rezanija metallov</i> . Moskva, Mašgiz 1956.
Ż		
237.	[Życz1973]	ŻYCZKOWSKI M.: <i>Obciążenia złożone w teorii plastyczności</i> , PWN, Warszawa 1973.

Z.1. Macra do analizy i symulacji numerycznych napisanych w języku APDL

Z.1.1. Aplikacja do analizy i symulacji procesu nagniatania ślizgowego dla kąta natarcia $\gamma = -70^\circ$ i głębokości nagniatania $a_p = 25 \mu\text{m}$

```

!-----tworzymy
powierzchnie klina
FLST,2,4,4
FITEM,2,4
FITEM,2,3
FITEM,2,1
FITEM,2,2
AL,P51X

!-----preferencje
!*
/NOPR
/PMETH,OFF,0
KEYW,PR_SET,1
KEYW,PR_STRUC,1
KEYW,PR_THERM,0
KEYW,PR_FLUID,0
KEYW,PR_ELMAG,0
KEYW,MAGNOD,0
KEYW,MAGEDG,0
KEYW,MAGHFE,0
KEYW,MAGELC,0
KEYW,PR_MULTI,0
KEYW,PR_CFD,0
KEYW,LSDYNA,1
KEYW,PR_DYNA,1
/GO
!*
/COM,
/COM,Preferences for GUI filtering
have been set to display:
/COM, Structural with LS-DYNA
Explicit
!*

!-----punkty klina
m
/PREP7
FLST,3,1,8
FITEM,3,0,0,0
K, ,P51X
FLST,3,1,8
FITEM,3,-0.939E-02,0.342E-02,0
K, ,P51X
FLST,3,1,8
FITEM,3,-0.173E-02,0.984E-02,0
K, ,P51X

!-----tworzymy
linie klina
LSTR, 1, 2
LSTR, 2, 3
LSTR, 3, 1

!-----tworzymy
zaokrąglenie wierzchołka 25
mikrometrow m
!*
LFILLT,1,3,0.000025, ,

!-----punkty
podłoża m
FLST,3,1,8
FITEM,3,0,0,0
K, ,P51X
FLST,3,1,8
FITEM,3,-0.4E-01,0,0
K, ,P51X
FLST,3,1,8
FITEM,3,-0.4E-01,-0.1E-01,0
K, ,P51X
FLST,3,1,8
FITEM,3,0,-0.1E-01,0
K, ,P51X

!-----laczymy w
linie punkty podłoża
LSTR, 6, 7
LSTR, 7, 8
LSTR, 8, 9
LSTR, 9, 6

!-----tworzymy
powierzchnie podłoża
FLST,2,4,4
FITEM,2,5
FITEM,2,6
FITEM,2,7
FITEM,2,8
AL,P51X

!-----wybieramy
typ elementów dla obu plain strain
rowny zero
!*
ET,1,PLANE162
!*
ET,2,PLANE162
!*
KEYOPT,1,3,2
KEYOPT,1,5,0
!*
KEYOPT,2,3,2
KEYOPT,2,5,0
!*

!-----definiujemy
materiały odpowiednio klina i
podłoża
!*
EDMP,RIGI,1,5,7
MP,DENS,1,7.83e3

MP,EX,1,2.07e11
MP,NUXY,1,0.27

MP,DENS,2,7.83e3
MP,EX,2,2.07e11
MP,NUXY,2,0.27
TB,PLAW,2,,1,
TBDAT,1,3.1e8
TBDAT,2,7.63e8
TBDAT,3,0
TBDAT,4,40
TBDAT,5,5
TBDAT,6,2.0
TBDAT,7,

!-----przesuwamy
klin na zagłębienie ok 25
mikrometrow przed podłożem
FLST,3,1,5,ORDE,1
FITEM,3,1
AGEN, ,P51X, , ,0.000110,-
0.0000380, , , ,1

!-----podział klina
na elementy skończone
TYPE, 1
MAT, 1
REAL,
ESYS, 0
SECNUM,
!*
MSHAPE,0,2D
MSHKEY,0
!*
CM,_Y,AREA
ASEL, , , , 1
CM,_Y1,AREA
CHKMSH,'AREA'
CMSEL,S,_Y
!*
AMESH,_Y1
!*
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2

!-----podejście 1
TYPE, 1
MAT, 1
REAL,
ESYS, 0
SECNUM,
!*
FLST,5,13,2,ORDE,11
FITEM,5,9
FITEM,5,42
FITEM,5,44
FITEM,5,46
FITEM,5,48
FITEM,5,50

```

```

FITEM,5,52
FITEM,5,54
FITEM,5,-57
FITEM,5,60
FITEM,5,-61
CM,_Y,ELEM
ESEL, , , P51X
CM,_Y1,ELEM
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1
CMDELE,_Y1
!*

!-----podejscie2
TYPE, 1
MAT, 1
REAL,
ESYS, 0
SECNUM,
!*
FLST,5,103,2,ORDE,70
FITEM,5,285
FITEM,5,-286
FITEM,5,293
FITEM,5,-295
FITEM,5,338
FITEM,5,-340
FITEM,5,364
FITEM,5,-366
FITEM,5,373
FITEM,5,-375
FITEM,5,418
FITEM,5,-420
FITEM,5,444
FITEM,5,-446
FITEM,5,453
FITEM,5,-455
FITEM,5,498
FITEM,5,-500
FITEM,5,524
FITEM,5,-526
FITEM,5,533
FITEM,5,-535
FITEM,5,578
FITEM,5,-580
FITEM,5,604
FITEM,5,-606
FITEM,5,613
FITEM,5,-615
FITEM,5,658
FITEM,5,-660
FITEM,5,684
FITEM,5,-686
FITEM,5,693
FITEM,5,-695
FITEM,5,738
FITEM,5,-740
FITEM,5,764
FITEM,5,-766
FITEM,5,773
FITEM,5,-775
FITEM,5,818
FITEM,5,-820

FITEM,5,844
FITEM,5,-846
FITEM,5,853
FITEM,5,-855
FITEM,5,898
FITEM,5,-900
FITEM,5,924
FITEM,5,-926
FITEM,5,933
FITEM,5,-935
FITEM,5,978
FITEM,5,-980
FITEM,5,1004
FITEM,5,-1006
FITEM,5,1013
FITEM,5,-1015
FITEM,5,1058
FITEM,5,-1060
FITEM,5,1093
FITEM,5,-1095
FITEM,5,1102
FITEM,5,-1104
FITEM,5,1147
FITEM,5,-1149
FITEM,5,1173
FITEM,5,-1175
FITEM,5,1182
FITEM,5,-1183
CM,_Y,ELEM
ESEL, , , P51X
CM,_Y1,ELEM
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1
CMDELE,_Y1
!*

!-----
dyskretyzacja podloza na rowne
elementy
TYPE, 2
MAT, 2
REAL,
ESYS, 0
SECNUM,
!*
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,5
FITEM,5,7
CM,_Y,LINE
LSEL, , , P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
!*
LESIZE,_Y1, , ,20, , , ,1
!*
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,6
FITEM,5,8
CM,_Y,LINE
LSEL, , , P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
!*

LESIZE,_Y1, , ,5, , , ,1
!*
CM,_Y,AREA
ASEL, , , , 2
CM,_Y1,AREA
CHKMSH,'AREA'
CMSEL,S,_Y
!*
AMESH,_Y1
!*
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2
!*

!-----
zageszczenie siatki podloza
podejscie1
TYPE, 2
MAT, 2
REAL,
ESYS, 0
SECNUM,
!*
FLST,5,2,2,ORDE,2
FITEM,5,11196
FITEM,5,-11197
CM,_Y,ELEM
ESEL, , , P51X
CM,_Y1,ELEM
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1
CMDELE,_Y1
!*

!-----podejscie2
FLST,5,15,2,ORDE,15
FITEM,5,11318
FITEM,5,11323
FITEM,5,-11324
FITEM,5,11327
FITEM,5,11332
FITEM,5,-11333
FITEM,5,11336
FITEM,5,11341
FITEM,5,-11342
FITEM,5,11398
FITEM,5,11403
FITEM,5,-11404
FITEM,5,11407
FITEM,5,11412
FITEM,5,-11413
CM,_Y,ELEM
ESEL, , , P51X
CM,_Y1,ELEM
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1
CMDELE,_Y1
!*

!-----podejscie3
TYPE, 2

```

```

MAT, 2
REAL,
ESYS, 0
SECNUM,
!*
FLST,5,655,2,ORDE,122
FITEM,5,11619
FITEM,5,-11627
FITEM,5,11631
FITEM,5,-11636
FITEM,5,11658
FITEM,5,-11681
FITEM,5,11685
FITEM,5,-11690
FITEM,5,11717
FITEM,5,-11725
FITEM,5,11729
FITEM,5,-11734
FITEM,5,11756
FITEM,5,-11779
FITEM,5,11783
FITEM,5,-11788
FITEM,5,11797
FITEM,5,-11805
FITEM,5,11809
FITEM,5,-11814
FITEM,5,11836
FITEM,5,-11859
FITEM,5,11863
FITEM,5,-11868
FITEM,5,11886
FITEM,5,-11894
FITEM,5,11898
FITEM,5,-11903
FITEM,5,11925
FITEM,5,-11948
FITEM,5,11952
FITEM,5,-11957
FITEM,5,11984
FITEM,5,-11992
FITEM,5,11996
FITEM,5,-12001
FITEM,5,12023
FITEM,5,-12046
FITEM,5,12050
FITEM,5,-12055
FITEM,5,12064
FITEM,5,-12072
FITEM,5,12076
FITEM,5,-12081
FITEM,5,12103
FITEM,5,-12126
FITEM,5,12130
FITEM,5,-12135
FITEM,5,12153
FITEM,5,-12161
FITEM,5,12165
FITEM,5,-12170
FITEM,5,12192
FITEM,5,-12215
FITEM,5,12219
FITEM,5,-12224
FITEM,5,12251

FITEM,5,-12259
FITEM,5,12263
FITEM,5,-12268
FITEM,5,12290
FITEM,5,-12313
FITEM,5,12317
FITEM,5,-12322
FITEM,5,12331
FITEM,5,-12339
FITEM,5,12343
FITEM,5,-12348
FITEM,5,12370
FITEM,5,-12393
FITEM,5,12397
FITEM,5,-12402
FITEM,5,12420
FITEM,5,-12428
FITEM,5,12432
FITEM,5,-12437
FITEM,5,12459
FITEM,5,-12482
FITEM,5,12486
FITEM,5,-12491
FITEM,5,12518
FITEM,5,-12526
FITEM,5,12530
FITEM,5,-12535
FITEM,5,12557
FITEM,5,-12580
FITEM,5,12584
FITEM,5,-12589
FITEM,5,12598
FITEM,5,-12606
FITEM,5,12610
FITEM,5,-12615
FITEM,5,12637
FITEM,5,-12660
FITEM,5,12664
FITEM,5,-12669
FITEM,5,12726
FITEM,5,-12727
FITEM,5,12730
FITEM,5,-12731
FITEM,5,12733
FITEM,5,-12736
FITEM,5,12739
FITEM,5,-12749
FITEM,5,12753
FITEM,5,-12758
FITEM,5,12783
FITEM,5,-12791
FITEM,5,12795
FITEM,5,-12800
FITEM,5,12822
FITEM,5,-12845
FITEM,5,12849
FITEM,5,-12854
FITEM,5,12863
FITEM,5,-12871
FITEM,5,12875
FITEM,5,-12880
FITEM,5,12902
FITEM,5,-12925

FITEM,5,12929
FITEM,5,-12934
CM,_Y,ELEM
ESEL, , , P51X
CM,_Y1,ELEM
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1
CMDELE,_Y1
!*

!-----tworzenie
czesci tzw partsow
!*
EDPART,CREATE

!-----
zdefiniowanie kontaktu i tarcia
!*
EDCGEN,ASS2D, , ,0.1,0.5E-
01,0,0,0, , , , ,0,10000000,0,0

!-----sztywnosc
kontaktowa
EDCONTACT,1,2,0,2,0,1,1,1,4,0
EDSP,OFF,' ',1,
!*

!-----
zamocowanie podloza po wszystkich
osiach z odebraniem mozliwosci
przemieszczenia
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,6
FITEM,2,-7
!*
/GO
DL,P51X, ,ALL,0

!-----definiowanie
parametrow
*DIM,czas,ARRAY,2,1,1, , ,
!*
*DIM,ruch,ARRAY,2,1,1, , ,
!*
*SET,CZAS(2,1,1) , 0.0002
*SET,RUCH(2,1,1) , -0.002

!-----zaladowanie
danych
EDLOAD,ADD,RBUX,0,
1,CZAS,RUCH, 0, , , ,

!-----definiowanie
czasu symulacji
FINISH
/SOL
TIME,0.0002,

```


Z.1.2. Aplikacja do analizy i symulacji procesu skrawania dla kąta natarcia $\gamma=10^\circ$ i głębokości skrawania $a_p=250 \mu\text{m}$

!-----preferencje
!*
/NOPR

/PMETH,OFF,0
KEYW,PR_SET,1
KEYW,PR_STRUC,1
KEYW,PR_THERM,0
KEYW,PR_FLUID,0
KEYW,PR_ELMAG,0
KEYW,MAGNOD,0
KEYW,MAGEDG,0
KEYW,MAGHFE,0
KEYW,MAGELC,0
KEYW,PR_MULTI,0
KEYW,PR_CFD,0
KEYW,LSDYNA,1
KEYW,PR_DYNA,1

/GO

!*
/COM,

/COM,Preferences for GUI filtering
have been set to display:

/COM, Structural with LS-DYNA

Explicit

!*
!-----punkty klina

m

/PREP7

FLST,3,1,8

FITEM,3,0,0,0

K, ,P51X

FLST,3,1,8

FITEM,3,0.00173,0.00984,0

K, ,P51X

FLST,3,1,8

FITEM,3,0.00939,0.00342,0

K, ,P51X

!-----tworzmy

linie klina

LSTR, 1, 2

LSTR, 2, 3

LSTR, 3, 1

!-----tworzmy

zaokrąglenie wierzchołka 25

mikrometrow m

!*
LFILLT,1,3,0.000025, ,

!-----tworzmy

powierzchnie klina

FLST,2,4,4

FITEM,2,4

FITEM,2,3

FITEM,2,1

FITEM,2,2

AL,P51X

!-----punkty

podłoga m

FLST,3,1,8

FITEM,3,0,0,0

K, ,P51X

FLST,3,1,8

FITEM,3,-0.4E-01,0,0

K, ,P51X

FLST,3,1,8

FITEM,3,-0.4E-01,-0.1E-01,0

K, ,P51X

FLST,3,1,8

FITEM,3,0,-0.1E-01,0

K, ,P51X

!-----laczymy w

linie punkty podłoga

LSTR, 6, 7

LSTR, 7, 8

LSTR, 8, 9

LSTR, 9, 6

!-----tworzmy

powierzchnie podłoga

FLST,2,4,4

FITEM,2,5

FITEM,2,6

FITEM,2,7

FITEM,2,8

AL,P51X

!-----wybieramy

typ elementow dla obu plain strain

rowny zero

!*
ET,1,PLANE162

!*
ET,2,PLANE162

!*
KEYOPT,1,3,2

KEYOPT,1,5,0

!*
KEYOPT,2,3,2

KEYOPT,2,5,0

!*
!-----definiujemy

materiały odpowiednio klina i

podłoga

!*
EDMP,RIGI,1,5,7

MP,DENS,1,7.83e3

MP,EX,1,2.07e11

MP,NUXY,1,0.27

!*
MP,DENS,2,7.83e3

MP,EX,2,2.07e11

MP,NUXY,2,0.27

TB,PLAW,2,,,1,

TBDAT,1,3.1e8

TBDAT,2,7.63e8

TBDAT,3,0

TBDAT,4,40

TBDAT,5,5

TBDAT,6,2.0

TBDAT,7,

!-----przesuwamy

klin na zagłębienie ok 250

mikrometrow przed podłozem

FLST,3,1,5,ORDE,1

FITEM,3,1

AGEN, ,P51X, , ,0,-0.000250, , ,1

!-----podział klina

na elementy skończone

TYPE, 1

MAT, 1

REAL,

ESYS, 0

SECNUM,

!*
MSHAPE,0,2D

MSHKEY,0

!*
CM,_Y,AREA

ASEL, , , , 1

CM,_Y1,AREA

CHKMSH,'AREA'

CMSEL,S,_Y

!*
AMESH,_Y1

!*
CMDELE,_Y

CMDELE,_Y1

CMDELE,_Y2

!-----podejście 1

TYPE, 1

MAT, 1

REAL,

ESYS, 0

SECNUM,

!*
FLST,5,19,2,ORDE,8

FITEM,5,9

FITEM,5,39

FITEM,5,41

FITEM,5,43

FITEM,5,45

FITEM,5,47

FITEM,5,49

FITEM,5,-61

CM,_Y,ELEM

ESEL, , , ,P51X

CM,_Y1,ELEM

CMSEL,S,_Y

CMDELE,_Y

!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1

CMDELE,_Y1

!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1

CMDELE,_Y1

!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1

CMDELE,_Y1

!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1

CMDELE,_Y1

!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1

CMDELE,_Y1

!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1

CMDELE,_Y1

```

!-----podejscie2
TYPE, 1
MAT, 1
REAL,
ESYS, 0
SECNUM,
!*
FLST,5,163,2,ORDE,110
FITEM,5,118
FITEM,5,436
FITEM,5,455
FITEM,5,-457
FITEM,5,464
FITEM,5,-466
FITEM,5,509
FITEM,5,-511
FITEM,5,535
FITEM,5,-537
FITEM,5,544
FITEM,5,-546
FITEM,5,589
FITEM,5,-591
FITEM,5,615
FITEM,5,-617
FITEM,5,624
FITEM,5,-626
FITEM,5,669
FITEM,5,-671
FITEM,5,695
FITEM,5,-697
FITEM,5,704
FITEM,5,-706
FITEM,5,749
FITEM,5,-751
FITEM,5,775
FITEM,5,-777
FITEM,5,784
FITEM,5,-786
FITEM,5,829
FITEM,5,-831
FITEM,5,860
FITEM,5,-862
FITEM,5,869
FITEM,5,-871
FITEM,5,914
FITEM,5,-916
FITEM,5,940
FITEM,5,-942
FITEM,5,949
FITEM,5,-951
FITEM,5,994
FITEM,5,-995
FITEM,5,1020
FITEM,5,-1022
FITEM,5,1029
FITEM,5,-1031
FITEM,5,1074
FITEM,5,-1076
FITEM,5,1100
FITEM,5,-1102
FITEM,5,1109
FITEM,5,-1111
FITEM,5,1154
FITEM,5,-1156
FITEM,5,1180
FITEM,5,-1182
FITEM,5,1189

FITEM,5,-1191
FITEM,5,1234
FITEM,5,-1236
FITEM,5,1260
FITEM,5,-1262
FITEM,5,1269
FITEM,5,-1271
FITEM,5,1314
FITEM,5,-1316
FITEM,5,1340
FITEM,5,-1342
FITEM,5,1349
FITEM,5,-1351
FITEM,5,1394
FITEM,5,-1396
FITEM,5,1420
FITEM,5,-1422
FITEM,5,1429
FITEM,5,-1431
FITEM,5,1474
FITEM,5,-1476
FITEM,5,1500
FITEM,5,-1502
FITEM,5,1509
FITEM,5,-1511
FITEM,5,1554
FITEM,5,-1556
FITEM,5,1580
FITEM,5,-1582
FITEM,5,1589
FITEM,5,-1591
FITEM,5,1634
FITEM,5,-1636
FITEM,5,1660
FITEM,5,-1662
FITEM,5,1669
FITEM,5,-1671
FITEM,5,1714
FITEM,5,-1716
FITEM,5,1740
FITEM,5,-1742
FITEM,5,1749
FITEM,5,-1751
FITEM,5,1794
FITEM,5,-1796
FITEM,5,1820
FITEM,5,-1822
FITEM,5,1829
FITEM,5,-1831
FITEM,5,1874
FITEM,5,-1876
CM,_Y,ELEM
ESEL, , , P51X
CM,_Y1,ELEM
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1
CMDELE,_Y1
!*

!-----
dyskretyzacja podloza na rowne
elementy
TYPE, 2
MAT, 2

REAL,
ESYS, 0
SECNUM,
!*
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,5
FITEM,5,7
CM,_Y,LINE
LSEL, , , P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
!*
LESIZE,_Y1, , ,20, , , , ,1
!*
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,6
FITEM,5,8
CM,_Y,LINE
LSEL, , , P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
!*
LESIZE,_Y1, , ,5, , , , ,1
!*
CM,_Y,AREA
ASEL, , , , 2
CM,_Y1,AREA
CHKMSH,'AREA'
CMSEL,S,_Y
!*
AMESH,_Y1
!*
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2
!*

!-----podejscie1
TYPE, 2
MAT, 2
REAL,
ESYS, 0
SECNUM,
!*
FLST,5,2,2,ORDE,2
FITEM,5,17598
FITEM,5,-17599
CM,_Y,ELEM
ESEL, , , P51X
CM,_Y1,ELEM
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1
CMDELE,_Y1
!*

!-----podejscie2
TYPE, 2
MAT, 2
REAL,
ESYS, 0
SECNUM,
!*
FLST,5,7,5,2,ORDE,22
FITEM,5,17720
FITEM,5,-17748

```

```

FITEM,5,17751
FITEM,5,-17754
FITEM,5,17756
FITEM,5,-17757
FITEM,5,17760
FITEM,5,-17763
FITEM,5,17765
FITEM,5,-17766
FITEM,5,17769
FITEM,5,-17772
FITEM,5,17800
FITEM,5,-17817
FITEM,5,17836
FITEM,5,-17837
FITEM,5,17840
FITEM,5,-17843
FITEM,5,17845
FITEM,5,-17846
FITEM,5,17849
FITEM,5,-17852
CM,_Y,ELEM
ESEL, , , P51X
CM,_Y1,ELEM
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
!*
!*
EREF,_Y1, , ,3,0,1,1
CMDELE,_Y1
!*
!-----podejscie3
TYPE, 2
MAT, 2
REAL,
ESYS, 0
SECNUM,
!*
FLST,5,5718,2,ORDE,179
FITEM,5,17720
FITEM,5,-17748
FITEM,5,17751
FITEM,5,-17754
FITEM,5,17756
FITEM,5,-17757
FITEM,5,17761
FITEM,5,-17763
FITEM,5,17765
FITEM,5,-17766
FITEM,5,17769
FITEM,5,-17772
FITEM,5,17800
FITEM,5,-17817
FITEM,5,17836
FITEM,5,-17837
FITEM,5,17840
FITEM,5,-17843
FITEM,5,17845
FITEM,5,-17846
FITEM,5,17849
FITEM,5,-17852
FITEM,5,18050
FITEM,5,-20307
FITEM,5,20314
FITEM,5,-20316
FITEM,5,20323
FITEM,5,-20361
FITEM,5,20368
FITEM,5,-20369
FITEM,5,20388
FITEM,5,-20405
FITEM,5,20412
FITEM,5,-20414
FITEM,5,20421
FITEM,5,-20459
FITEM,5,20466
FITEM,5,-20645
FITEM,5,20652
FITEM,5,-20654
FITEM,5,20661
FITEM,5,-20699
FITEM,5,20706
FITEM,5,-20707
FITEM,5,20717
FITEM,5,-20814
FITEM,5,20821
FITEM,5,-20823
FITEM,5,20830
FITEM,5,-20868
FITEM,5,20875
FITEM,5,-20876
FITEM,5,20895
FITEM,5,-20912
FITEM,5,20919
FITEM,5,-20921
FITEM,5,20928
FITEM,5,-20966
FITEM,5,20973
FITEM,5,20975
FITEM,5,-21152
FITEM,5,21159
FITEM,5,-21161
FITEM,5,21168
FITEM,5,-21206
FITEM,5,21213
FITEM,5,-21214
FITEM,5,21224
FITEM,5,-21321
FITEM,5,21328
FITEM,5,-21330
FITEM,5,21337
FITEM,5,-21375
FITEM,5,21382
FITEM,5,-21383
FITEM,5,21402
FITEM,5,-21419
FITEM,5,21426
FITEM,5,-21428
FITEM,5,21435
FITEM,5,-21473
FITEM,5,21480
FITEM,5,-21659
FITEM,5,21666
FITEM,5,-21668
FITEM,5,21675
FITEM,5,-21713
FITEM,5,21720
FITEM,5,-21721
FITEM,5,21731
FITEM,5,-22450
FITEM,5,22453
FITEM,5,-22454
FITEM,5,22458
FITEM,5,-22459
FITEM,5,22462
FITEM,5,-22463
FITEM,5,22468
FITEM,5,22471
FITEM,5,-22472
FITEM,5,22477
FITEM,5,-22530
FITEM,5,22533
FITEM,5,-22534
FITEM,5,22539
FITEM,5,22542
FITEM,5,-22543
FITEM,5,22548
FITEM,5,22551
FITEM,5,-22552
FITEM,5,22557
FITEM,5,-22610
FITEM,5,22613
FITEM,5,-22614
FITEM,5,22619
FITEM,5,22622
FITEM,5,-22623
FITEM,5,22628
FITEM,5,22631
FITEM,5,-22632
FITEM,5,22637
FITEM,5,-23170
FITEM,5,23214
FITEM,5,-23215
FITEM,5,23220
FITEM,5,23223
FITEM,5,-23224
FITEM,5,23229
FITEM,5,23232
FITEM,5,-23233
FITEM,5,23238
FITEM,5,-23291
FITEM,5,23294
FITEM,5,-23295
FITEM,5,23300
FITEM,5,23303
FITEM,5,-23304
FITEM,5,23309
FITEM,5,23318
FITEM,5,23325
FITEM,5,-23363
FITEM,5,23370
FITEM,5,-23371
FITEM,5,23389
FITEM,5,-23406
FITEM,5,23413
FITEM,5,-23415
FITEM,5,23422
FITEM,5,-23460
FITEM,5,23467
FITEM,5,-23646
FITEM,5,23653
FITEM,5,-23655
FITEM,5,23662
FITEM,5,-23700
FITEM,5,23707
FITEM,5,-23708
FITEM,5,23718
FITEM,5,-23815
FITEM,5,23822
FITEM,5,-23824
FITEM,5,23831
FITEM,5,-23869

```

```

FITEM,5,23876      !-----zaladowanie
FITEM,5,-23877    danych
FITEM,5,23896      EDLOAD,ADD,RBUX,0,
FITEM,5,-23913    1,CZAS,RUCH,0, , , ,
FITEM,5,23920
FITEM,5,-23922    !-----definiowanie
FITEM,5,23929    czasu symulacji
FITEM,5,-23967    FINISH
FITEM,5,23974     /SOL
FITEM,5,-24153    TIME,0.0002,
FITEM,5,24160
FITEM,5,-24162
FITEM,5,24169
FITEM,5,-24207
FITEM,5,24214
FITEM,5,-24215
CM,_Y,ELEM
ESEL, , , ,P51X
CM,_Y1,ELEM
CMSEL,S,_Y
CMDELE,_Y
!*
!*
EREF,_Y1, , ,2,0,1,1
CMDELE,_Y1
!*

!-----tworzenie
czesci tzw partsow
!*
EDPART,CREATE

!-----
zdefiniowanie kontaktu i tarcia
!*
EDCGEN,ASS2D, , ,0.1,0.5E-
01,0,0,0, , , ,0,10000000,0,0

!-----sztywnosc
kontaktowa
EDCONTACT,1.2,0,2,0,1,1,1,4,0
EDSP,OFF,' ','',1,
!*

!-----
zamocowanie podloza po wszystkich
osiach z odebraniem mozliwosci
przemieszczenia
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,6
FITEM,2,-7
!*
/GO
DL,P51X, ,ALL,0

!-----definiowanie
parametrow
*DIM,czas,ARRAY,2,1,1, , ,
!*
*DIM,ruch,ARRAY,2,1,1, , ,
!*
*SET,CZAS(2,1,1) , 0.0002
*SET,RUCH(2,1,1) , -0.002

```

Modelowanie i analiza przemieszczania materiału obrabianego podczas mikroskrawania i nagniatania ślizgowego z uwzględnieniem nieliniowości procesu

Streszczenie

Rozprawa składa się z ośmiu rozdziałów. W pierwszym rozdziale przedstawiono wprowadzenie do rozpatrywanej tematyki, genezę pracy i krótką charakterystykę procesów skrawania wraz z nagniataniem ślizgowym gładkościowym. W drugim rozdziale przedstawiono aktualny stan wiedzy z tematyki opisu procesu skrawania i nagniatania ślizgowego gładkościowego jako obiektu rzeczywistego oraz modelowania i symulacji tychże procesów. W części trzeciej opisano przeprowadzone badania na tworzywie modelowym w celu zaobserwowania w skali makro procesu płynięcia materiału obrabianego. Badania modelowe umożliwiły również określenie warunków brzegowych dla przemieszczeń. Określenie tych warunków było niezbędne do przeprowadzenia obliczeń numerycznych procesu mikroskrawania i nagniatania ślizgowego gładkościowego. W rozdziale czwartym przedstawiono proces przesuwania narzędzia po materiale obrabianym jako obiekt rzeczywisty oraz jego modelowanie fizyczne i matematyczne. Do opisu zjawisk na typowym kroku przyrostowym wykorzystano uaktualniony opis Lagrange'a. Stany odkształcenia i prędkości odkształcenia opisano zależnościami nieliniowymi bez linearyzacji. Zastosowano adekwatne miary przyrostu odkształceń i przyrostu naprężeń w tym opisie, tj. przyrost tensora odkształceń Greena-Lagrange'a i przyrost drugiego symetrycznego tensora naprężeń Pioli-Kirchhoffa. Podano zasady akumulacji wielkości przyrostowych. Opisu nieliniowości materiału dokonano modelem przyrostowym uwzględniając wpływ historii odkształceń i prędkości odkształceń. Przedmiot (materiał obrabiany w procesie mikroskrawania/skrawania i nagniatania ślizgowego gładkościowego) traktuje się jako ciało, w którym mogą wystąpić odkształcenia sprężyste (w zakresie odkształceń odwracalnych) oraz lepkie i plastyczne (w zakresie odkształceń nieodwracalnych), z nieliniowym umocnieniem. Ciało to oznaczono skrótowo E/VP. Do budowy modelu materiałowego zastosowano nieliniowy warunek plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego, stowarzyszone prawo płynięcia oraz wzmocnienie mieszane (izotropowo-kinematyczne). Uwzględniono również stan materiału po obróbkach poprzedzających przez wprowadzenie początkowych stanów: przemieszczeń, naprężeń, odkształceń i ich prędkości. Opracowany przyrostowy model kontaktowy obejmuje siły kontaktowe, sztywność kontaktową, kontaktowe warunki brzegowe oraz warunki tarcia w tym obszarze. Model matematyczny uzupełniono przyrostowymi równaniami ruchu obiektu oraz warunkami jednoznaczności. Następnie, wprowadzono funkcjonal przyrostowy całkowitej energii układu. Z warunku stacjonarności tego funkcjonału wyprowadzono wariacyjne, nieliniowe równania ruchu i deformacji obiektu dla typowego kroku przyrostowego. Równanie to rozwikłano stosując przestrzenną dyskretyzację metodą elementów skończonych otrzymując dyskretne układy równań ruchu i deformacji obiektu w procesach toczenia i nagniatania, które rozwiązano metodą różnic centralnych (explicit). W piątym rozdziale dokonano estymacji parametrów materiałowych w celu wyznaczenia dokładnej charakterystyki stali 40H (41Cr4). Przeprowadzono również badania jej twardości. Miała ona na celu sporządzenie tabeli z właściwościami materiałowymi wyżej wymienionej stali i jej implementacji do analiz numerycznych. Omówiono w nim także model materiałowy Cowpera-Symonds'a użyty do modelowania procesu przemieszczenia klina po sprężysto/lepko-plastycznym podłożu odzwierciedlającego proces skrawania bądź nagniatania ślizgowego. Poddano również walidacji model komputerowy otrzymując dobrą zbieżność wyników. W rozdziale szóstym opisano aplikacje w programie ANSYS/LS-Dyna do modelowania i symulacji procesów mikroskrawania/skrawania i nagniatania ślizgowego gładkościowego. Opracowane aplikacje umożliwiają kompleksową analizę czasową stanów przemieszczeń, odkształceń i naprężeń

występujących w obiekcie, składającym się z przedmiotu (wałek) i narzędzia (płytki diamentowa, nagniatka diamentowa) dla stanów płaskich. Przedstawiono wyniki analiz numerycznych m.in. wyjaśniono wpływ kąta θ na stan powierzchni po obróbce, a także zjawisko powstawania wiórów. W rozdziale siódmym przedstawiono opis stanowiska do badań eksperymentalnych procesu mikroskrawania/skrawania swobodnego ortogonalnego i nagniatania ślizgowego gładkościowego, plan badań i wyniki weryfikujące symulacje numeryczne. W rozdziale ósmym przedstawiono wnioski stwierdzające prawdziwość postawionej hipotezy, wnioski poznawcze, użytkowe i dotyczące kierunków dalszych prac naukowo-badawczych.

Wykorzystując opracowane w niniejszej rozprawie modele matematyczne procesu skrawania i nagniatania ślizgowego, algorytmy rozwiązań dyskretnych równań ruchu oraz aplikacje w systemie ANSYS można istotnie rozszerzyć i ulepszyć proces projektowania technologii skrawania i nagniatania ślizgowego, co istotnie przyczyni się do wzrostu jakości wyrobu oraz zmniejszenia kosztów wykonania operacji (mniejsze zużycie energii, większa trwałość narzędzi).

Pracę kończą wnioski końcowe stwierdzające prawdziwość postawionej hipotezy i tezy, wnioski ogólne, szczegółowe i dotyczące kierunków dalszych prac badawczo – naukowych.

The modeling and analysis of workpiece movement during micromachining and sliding burnishing with the regard of the nonlinearity

Summary

The paper consists of eight parts. The first one covers the introduction to the examined subject matter, origins of work, characteristics of the machining and sliding burnishing process. In the ensuing part the current level of knowledge on the basis of available technical sources, hypotheses of the paper have been stated as well as the stages leading to support them. In the third part, the results of experimental model research were contained, the influence of the tool geometry and the wear of tool was determined in the area of the material flux kinematics during the process of machining and sliding burnishing. In model investigations determined areas of strong nonlinearities of both geometrical and material in the dependence from conditions of the realization of the process and the kind of material and his history. Determinated boundary conditions for dislocations are necessary to obtain numerical analyses and to the verification with experiment research. In the fourth part, the process of cutting was presented as the actual subject as well as its physical and mathematical modeling. For the description of the non-linear phenomena, at the typical increment ratio, the updated Lagrange's description was used, taking the discrete – corotational coordinate system. States of deformation and deformation rate were described with non-linear dependencies without linearization. Adequate deformation and stress increments measurements were used, e.g. Green-Lagrange's deformation tensor increment and the increment of the Piola – Kirchhoff's second symmetrical tensor. Principles of increment value accumulation were provided. Nonlinearity of the material was described by means of the increment model taking into consideration the deformation and deformation rate records. The possibility of plastic cold-shaping was considered, treating the product as the solid in which elastic deformations may occur (within the range of reversible deformations) as well as adhesive and plastic (within the range of irreversible deformations). This solid (elastic/visco – plastic) have been abbreviatorily marked E/VP. For the construction of the material model Huber – Mises – Hencky's non-linear plasticity condition was used, associated principle of flow as well as mixed hardening (isotropic – kinematic). The condition of the material after pre-machining processes was also taken into account by means of implementation of initial conditions of: dislocation, tension, deformations and their rate. The devised incremental contact model covers the contact forces, contact rigidity, contact boundary conditions as well as friction conditions in this area. The mathematical model was complemented by incremental movement equations as well as uniqueness conditions. In the fifth part, hardness and the nonlinear material characteristics for 41Cr4 steel, and the methodology of defining model parameters were presented. A Cowper-Symonds' elastic/visco-plastic material model was used. Huber-Misesa-Hencky's yield criterion and the associated law of material flow was utilised in this model. A Cowper-Symonds' model allows for linear-isotropic, kinematic or mixed plastic strain hardening and the effect of the intensity of plastic strain velocity. In the sixth part, the applications in ANSYS program and results of numerical calculations were presented. The influence of the process parameters on the states of strains and stresses and on the quality of the product was presented. In the penultimate part of the paper the results of the verification of the experimental research and the statistical analysis of the results were presented. The paper is summed up with conclusions supporting the stated hypothesis, general conclusions, specific and the ones concerning the directions of further scientific research. The implementation of the developed computer applications and the ones obtained through research conducted on the regression functions will improve the quality of machined products.