

Na prawach rękopisu

Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji
Politechniki Wrocławskiej

**Badanie i modelowanie zjawiska
formowania zadziorów na krawędzi
przedmiotu obrabianego**

Praca doktorska

Paweł Preś

Słowa kluczowe:
obrobiarka, skrawanie, zadziór,
modelowanie MES,
symulacja, badania

Promotor: dr hab. inż. Wacław Skoczyński prof. nadzw. PWr

Wrocław, 2013

*Składam serdeczne podziękowania dla Promotora
pracy dr hab. Wacława Skoczyńskiego prof. nadzw. PWr
za wyrozumiałość, cierpliwość oraz pomoc
i cenne wskazówki w trakcie pisania pracy*

Spis treści

SPIS WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ	III
SPIS RYSUNKÓW	V
SPIS TABEL	XIII
1. WPROWADZENIE	1
2. OPIS I KLASYFIKACJA ZADZIORÓW	5
2.1. DEFINICJA	5
2.2. CECHY GEOMETRYCZNE ZADZIORÓW	6
2.3. KLASYFIKACJA ZADZIORÓW	9
2.3.1. ZADZIORY W PROCESIE TOCZENIA	12
2.3.2. ZADZIORY W PROCESIE FREZOWANIA	12
2.3.3. ZADZIORY W PROCESIE WIERCENIA	19
3. PROCES ODKSZTAŁCENIA MATERIAŁU NA KRAWĘDZI PRZEDMIOTU OBRABIANEGO.....	20
3.1. PRZEBIEG PROCESU	20
3.2. WPŁYW WYBRANYCH PARAMETRÓW NA KSZTAŁT I WIELKOŚĆ ZADZIORÓW	26
3.2.1. WPŁYW GŁĘBOKOŚCI SKRAWANIA	27
3.2.2. ZNACZENIE PRĘDKOŚCI SKRAWANIA	30
3.2.3. ROLA POSUWU	33
3.2.4. WPŁYW GEOMETRII NARZĘDZIA SKRAWAJĄCEGO NA WIELKOŚĆ ZADZIORÓW	34
3.2.5. SKUTEK ZUŻYCIA NARZĘDZIA.....	39
3.2.6. FUNKCJA ŚCIEŻKI NARZĘDZIA.....	40
3.2.7. EFEKT GEOMETRII PRZEDMIOTU OBRABIANEGO	43
3.2.8. NASTĘPSTWO WŁASNOŚCI MATERIAŁU SKRAWANEGO	46
3.2.9. DZIAŁANIE CIECZY CHŁODZĄCO-SMARUJĄCEJ	47
3.3. METODY ZAPOBIEGANIA POWSTAWANIU ZADZIORÓW	48
4. MODELE PROCESU ODKSZTAŁCENIA MATERIAŁU NA KRAWĘDZI PRZEDMIOTU OBRABIANEGO	53
4.1. MODELE ANALITYCZNE.....	53
4.2. MODELE MES.....	57

5.	PRZEGLĄD METOD BADANIA PROCESU FORMOWANIA ZADZIORÓW	63
6.	PRZEGLĄD METOD POMIARU CECH GEOMETRYCZNYCH ZADZIORÓW	66
7.	TEZA I CELE PRACY.....	68
8.	BADANIA WSTĘPNE	70
8.1.	FORMOWANIE ZADZIORU W TRAKCIE TOCZENIA WZDŁUŻNEGO	70
8.2.	FORMOWANIE ZADZIORU W TRAKCIE TOCZENIA POPRZECZNEGO	73
8.3.	FORMOWANIE ZADZIORU W TRAKCIE TOCZENIA ORTOGONALNEGO.....	74
8.4.	BUDOWA I WERYFIKACJA MODELU MES.....	79
9.	GLÓWNE BADANIA EKSPERYMENTALNE	87
9.1.	REJESTRACJA PROCESU FORMOWANIA ZADZIORU KAMERĄ SZYBKOKLATKOWĄ	87
9.2.	BADANIE WPŁYWU PRĘDKOŚCI SKRAWANIA	88
9.3.	BADANIE WPŁYWU GŁĘBOKOŚCI SKRAWANIA.....	96
10.	MODELOWANIE MES	104
10.1.	GEOMETRIA MODELU MES	104
10.2.	MODEL KONSTYTUTYWNY MATERIAŁU SKRAWANEGO	105
10.3.	SYMULACJA MODELU MES	113
10.4.	WERYFIKACJA MODELU MES	116
10.4.1.	PORÓWNANIE WARTOŚCI SKŁADOWYCH WYPADKOWYCH SIŁ SKRAWANIA	116
10.4.1.	PORÓWNANIE CECH GEOMETRYCZNYCH ZADZIORÓW	117
10.5.	ZMODYFIKOWANY MODEL KONSTYTUTYWNY MATERIAŁU SKRAWANEGO	121
10.6.	SYMULACJA ZMODYFIKOWANEGO MODELU MES	122
10.7.	WERYFIKACJA ZMODYFIKOWANEGO MODELU MES	125
10.7.1.	PORÓWNANIE WARTOŚCI SKŁADOWYCH WYPADKOWYCH SIŁ SKRAWANIA	125
10.7.2.	PORÓWNANIE CECH GEOMETRYCZNYCH ZADZIORÓW	126
11.	WNIOSKI.....	129
	LITERATURA	129
	ABSTRACT.....	142

Spis ważniejszych oznaczeń

E	– moduł Younga
ν	– współczynnik Poissona
G	– moduł Kirchhoffa
ρ	– gęstość materiału
C_p	– ciepło właściwe
T_c	– przewodność cieplna
χ	– współczynnik Taylora-Quinneya
A	– parametr równania Johnsona Cooka, początkowa granica plastyczności
B	– parametr równania Johnsona Cooka, współczynnik umocnienia odkształceniowego
C	– parametr równania Johnsona Cooka, współczynnik wzmocnienia prędkościowego
n	– parametr równania Johnsona Cooka, wykładnik umocnienia odkształceniowego
m	– parametr równania Johnsona Cooka, wykładnik zmiękczenia termicznego
θ	– temperatura
θ_{room}	– temperatura odniesienia
θ_{melt}	– temperatura zmiękczenia
σ_m	– naprężenie hydrostatyczne
σ_{eq}	– naprężenie zastępcze von Misesa
σ_y	– naprężenie uplastyczniające
η	– bezwymiarowa wartość stanu naprężenia
$\bar{\epsilon}_0^{pl}$	– zastępcze odkształcenie plastyczne w chwili zniszczenia
$\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}$	– prędkość odkształcenia plastycznego
D	– parametr określający utratę sztywności materiału
a	– wysokość zadzioru
b_f	– grubość zadzioru
b	– długość zadzioru
c	– obniżenie zadzioru

a_p	– głębokość skrawania
a_e	– szerokość skrawania
ψ	– kąt wyjścia narzędzia
v_c	– prędkość skrawania
v_f	– prędkość posuwu
f_o	– posuw na obrót
f_z	– posuw na ząb
F_c	– główna składowa wypadkowej siły skrawania (siła skrawania)
F_f	– składowa posuwowa wypadkowej siły skrawania (siła posuwowa)
γ_o	– kąt natarcia noża tokarskiego
λ_s	– kąt pochylenia krawędzi skrawającej
κ_r	– kąt przystawienia krawędzi skrawającej
α_o	– kąt przyłożenia noża tokarskiego
γ_p	– kąt osiowy ostrza głowicy frezarskiej
γ_f	– kąt promieniowy ostrza głowicy frezarskiej
e	– błąd względny

Spis rysunków

Rys. 1. Pięć poziomów integracji działań zmierzających do ograniczenia zadziorów [108].	1
Rys. 2. Czas ręcznego gratowania precyzyjnej części miniaturowej w zależności od grubości zadzioru [48].	2
Rys. 3. Udział kosztów związanych z usuwaniem zadziorów w różnych grupach kosztów produkcji [3].	3
Rys. 4. Procentowy udział kosztów usuwania zadziorów w koszcie wytworzenia wyrobu w zależności od stopnia jego skomplikowania [36].	4
Rys. 5. Przykłady zadziorów: (a) materiał wykracza poza teoretyczną granicę wyznaczoną przez przecięcie dwóch powierzchni otaczających zadziór; (b) przykład zadzioru, który znajduje się wewnątrz teoretycznego obszaru wyznaczonego przez dwie przecinające się powierzchnie go otaczające [47].	5
Rys. 6. Opis krawędzi zewnętrznej (1 – ścięcie, 2 – ostra krawędź, 3 – zadziór) [64].	6
Rys. 7. Sposób pomiaru wysokości zadzioru a zgodnie z normą ISO 13715 [64].	7
Rys. 8. Opis cech geometrycznych zadzioru wg. Schäfera [133].	7
Rys. 9. Opis cech geometrycznych zadzioru wg. Beier'a [13].	8
Rys. 10. Opis cech geometrycznych zadzioru wg. Gillespie [47].	9
Rys. 11. Sposób pomiaru wybranych cech geometrycznych dwóch typów zadziorów: wyjściowego oraz typu wyłamanie krawędzi [50].	9
Rys. 12. Formowanie zadzioru typu Poisson w trakcie procesu toczenia wzdłużnego [47].	10
Rys. 13. Formowanie zadzioru wejściowego w trakcie procesu skrawania [47].	10
Rys. 14. Ilustracja zadzioru rozerwanego oraz zwiniętego [47].	11
Rys. 15. Klasyfikacja zadziorów wg Nakayamy [112].	12
Rys. 16. Opis cech geometrycznych zadziorów: a) pierwotnego, b) wtórnego [75].	13
Rys. 17. Ilustracja graficzna przebiegu zjawiska formowania zadziorów: a) pierwotnego, b) wtórnego w trakcie frezowania czołowego [75].	14
Rys. 18. Klasyfikacja zadziorów z uwagi na mechanizm formowania i ich kształt [52].	15
Rys. 19. Pięć typów zadziorów zaobserwowanych w trakcie frezowania płaszczyzny [22].	16
Rys. 20. Klasyfikacja zadziorów wg [53].	17
Rys. 21. Oznaczenie krawędzi, na których występują różne typy zadziorów otrzymane w trakcie frezowania rowka frezem tarczowym lub trzpieniowym [47].	17
Rys. 22. Oznaczenie krawędzi, na których występują różne typy zadziorów otrzymane w wyniku skrawania frezem trzpieniowym [47].	18
Rys. 23. Typy zadziorów wyjściowych otrzymane w trakcie procesu wiercenia: 1.) zadziór równomierny mały, 2.) zadziór równomierny duży, 3.) zadziór równomierny z daszkiem, 4.) zadziór koronkowy oraz 5.) przejściowy [3, 72].	19

Rys. 24. Typy zadziorów wg [42]: a) bardzo mały równomierny, b) duży równomierny, c) koronkowy, d) bardzo mały równomierny z daszkiem, e) duży równomierny z daszkiem, f) duży równomierny z płatkami [42].....	20
Rys. 25. Przebieg procesu kształtowania zadzioru w trakcie skrawania ortogonalnego: a) czystego aluminium, b) stali automatowej zarejestrowany za pomocą elektronowego mikroskopu skaningowego [65].....	21
Rys. 26. Graficzna ilustracja stanu przejścia od procesu kształtowania wióra do tworzenia zadzioru w trakcie skrawania ortogonalnego dla pewnej odległości narzędzia od krawędzi tylnej przedmiotu obrabianego [65].....	22
Rys. 27. Schemat formowania zadzioru dla materiałów: kruchych i ciągliwych [53, 147].	23
Rys. 28. Ilustracja przebiegu procesu formowania zadziorów: a) jednolitego, b) przejściowego, c) koronkowego [110].	24
Rys. 29. Współzależności pomiędzy parametrami wpływającymi na proces formowania zadzioru [101].	26
Rys. 30. Graficzna prezentacja przebiegu badania procesu kształtowania zadzioru wyjściowego w trakcie toczenia wzdłużnego [142].	27
Rys. 31. Wpływ głębokości skrawania a_p na wysokość zadzioru a w zależności od kąta przystawienia κ_r noża tokarskiego [142].	28
Rys. 32. Wpływ głębokości skrawania a_p na wysokość zadzioru a w zależności od kąta wyjścia narzędzia Ψ dla: a) Al 2024-T4, b) Al 6061-T6. W nawiasach oznaczenie typu otrzymanego zadzioru: S – skręcony, F – falisty, N – typu nóż [22].	29
Rys. 33. Zależność wymiarów zadziorów od głębokości skrawania a_p przy frezowaniu stali: a - wysokość zadzioru, b_f - grubość zadzioru [133].	29
Rys. 34. Wysokość zadzioru wyjściowego, formowanego w trakcie frezowania stopu AlSi9Cu3 w zależności od prędkości obrotowej wrzeciona n , posuwu f_z i głębokości skrawania a_p [6].	30
Rys. 35. Wpływ prędkości skrawania v_c na cechy geometryczne zadzioru: a) grubość zadzioru b_f , b) wysokość zadzioru a [73].	31
Rys. 36. Wpływ prędkości skrawania v_c na grubość zadzioru b_f formowanego w trakcie frezowania żeliwa szarego w zależności od wartości posuwu f_o i odległości środka frezu od krawędzi przedmiotu obrabianego [134].	32
Rys. 37. Wpływ prędkości skrawania v_c na wysokość a i grubość b_f zadzioru wyjściowego formowanego w trakcie wiercenia stopu Ti-6Al-4V [37].	32
Rys. 38. Rodzaj zadzioru i jego wysokość a w zależności od posuwu f_z [22].	33
Rys. 39. Wpływ posuwu na wysokość a i grubość b_f zadzioru wyjściowego formowanego w trakcie wiercenia stopu tytanu Ti-6Al-4V [37].	34

Rys. 40. Trzy odmienne procesy formowania zadzioru wyjściowego w trakcie toczenia wzdłużnego w zależności od wartości kąta przystawienia κ_r noża: a) 16°, b) 32, 47, 66°, c) 88° [142].	34
Rys. 41. Wysokość i grubość zadzioru wyjściowego w zależności od kąta przystawienia κ_r noża [142].	35
Rys. 42. Wpływ a) kąta natarcia γ_o , b) kąta przyłożenia α_o na wysokość i grubość zadzioru wyjściowego [142].	35
Rys. 43. Ilustracja procesu tworzenia zadzioru w trakcie frezowania w zależności od orientacji krawędzi skrawających płytki [90].	36
Rys. 44. Wpływ kolejności wyjścia krawędzi skrawających na wysokość zadzioru a dla stopu AlSi7Mg [91].	37
Rys. 45. Wpływ wybranych cech geometrycznych wiertła na wysokość i grubość zadzioru wyjściowego [37].	38
Rys. 46. Związek pomiędzy wysokością zadzioru a i objętością usuniętego materiału V w zależności od wartości parametrów skrawania: a) prędkości skrawania v_c , b) prędkości posuwu v_f , c) głębokości skrawania a_p [100].	39
Rys. 47. Ilustracja graficzna kąta wyjścia narzędzia Ψ [22].	41
Rys. 48. Typy zadziorów powstające w trakcie frezowania czołowego aluminium Al 1100 w zależności od wartości kąta wyjścia narzędzia Ψ [22].	41
Rys. 49. Wpływ kąta wyjścia narzędzia Ψ na wysokość zadzioru a formowanego w trakcie frezowania czołowego stali 45C8 [128].	42
Rys. 50. Wpływ kąta wyjścia Ψ na wysokość zadzioru wyjściowego a w zależności od prędkości skrawania v_c [107].	42
Rys. 51. Ilustracja kąta W na przykładzie procesu skrawania ortogonalnego.	43
Rys. 52. Wpływ kąta W na wysokość zadzioru a dla różnych wartości kąta przystawienia [142].	43
Rys. 53. Wpływ kąta fazy θ na wielkość zadzioru a) ilustracja kąta fazy, b) wielkość zadzioru w zależności od wartości kąta fazy θ , (skala: 1 – zadziór najmniejszy, 10 – zadziór największy) [130].	44
Rys. 54. Definicja kąta θ_B oraz jego wpływ na wysokość a i grubość b_f zadziorów wyjściowych [20].	44
Rys. 55. Graficzna prezentacja a) kąta θ_A oraz ilustracja wpływu jego wartości na wybrane cechy geometryczne zadzioru wyjściowego: b) wysokość a , c) grubość b_f [20].	45
Rys. 56. Wpływ kąta pochylenia powierzchni wyjścia θ_w na wysokość zadzioru wyjściowego a [70].	45
Rys. 57. Wpływ ciągliwości materiału na średnią wysokość zadzioru a_{sr} dla różnych głębokości skrawania [91].	46
Rys. 58. Wpływ wartości posuwu f_z na wysokość a zadzioru górnego dla trzech materiałów o różnych własnościach [105].	47

Rys. 59. Wpływ rodzaju chłodzenia i posuwu f_o na wysokość zadzioru wyjściowego a otrzymanego w trakcie wiercenia stali ulepszonej cieplnie 34CrNiMo6 [14].....	48
Rys. 60. Strategia tworzenia ścieżki narzędzia pozwalająca ograniczyć wielkość zadzioru wyjściowego [29].	49
Rys. 61. Graficzna prezentacja strategii ograniczania zadziorów: a) przygotówka, b) ilustracja pierwszego etapu strategii, c) ilustracja drugiego etapu strategii [38].	49
Rys. 62. Położenie zadziorów w wypadku różnej kolejności operacji obróbki przedmiotu ze względu na dostępność zadzioru w procesie usuwania: a) położenie niekorzystne, b) położenie korzystne [89].	50
Rys. 63. Ilustracja zasad ustalania kolejności operacji z uwagi na możliwość ograniczenia zadziorów [26].....	51
Rys. 64. Zasady projektowania kształtu wyrobu w celu ograniczenia zadziorów [26].....	52
Rys. 65. Wykres kontroli zadziorów dla stali 304L opracowany przez [39].	52
Rys. 66. Ilustracja pierwszego etapu procesu formowania zadzioru [85].	54
Rys. 67. Przykład trzy etapowego schematu formowania zadzioru w trakcie toczenia ortogonalnego [140].	55
Rys. 68. Wynik symulacji typu zadzioru i miejsca jego formowania w trakcie frezowania płaszczyzny [27].	56
Rys. 69. Schemat przebiegu procesu zjawiska tworzenia zadzioru w trakcie wiercenia opracowany na podstawie modelu analitycznego zaproponowanego przez [71].	57
Rys. 70. Przyrost odkształceń w trakcie procesu formowania zadzioru ($d\varepsilon$ %) w zależności od odległości ostrza narzędzia od krawędzi tylnej przedmiotu obrabianego [65].	57
Rys. 71. Przebieg procesu kształtowania zadzioru w trakcie skrawania ortogonalnego oraz skośnego [54].	58
Rys. 72. Rozkład zastępczego odkształcenia plastycznego w trakcie formowania zadzioru [55].	59
Rys. 73. Symulacja procesu formowania zadzioru wyjściowego w trakcie skrawania ortogonalnego aluminium [78].	59
Rys. 74. Symulacja procesu formowania zadzioru wyjściowego w trakcie skrawania ortogonalnego miedzi [79].	60
Rys. 75. Porównanie symulacji modelu numerycznego procesu formowania zadzioru (góra) ze zjawiskiem kształtowania zadzioru w trakcie skrawania ortogonalnego zarejestrowanym za pomocą elektronowego mikroskopu skaningowego (dół) [119].	60
Rys. 76. Pięć etapów formowania zadzioru w trakcie procesu skrawania aluminium wyróżnionych na podstawie symulacji MES [102].	61
Rys. 77. Pięć etapów formowania zadzioru w trakcie procesu skrawania tytanu wyróżnionych na podstawie symulacji MES [102].	62
Rys. 78. Ilustracja graficzna modelu MES procesu frezowania [132].	63

Rys. 79. Proces formowania zadzioru koronkowego w trakcie wiercenia [109].	63
Rys. 80. Układ kinematyczny stanowiska do rejestrowania procesu skrawania ortogonalnego za pomocą elektronowego mikroskopu skaningowego [55].	65
Rys. 81. Ilustracja badania eksperymentalnego zjawiska powstawania zadziorów w trakcie toczenia wzdłużnego brązu [141].	66
Rys. 82. Metody detekcji i pomiaru zadzioru [3, 98].	67
Rys. 83. System do pomiaru i wizualizacji cech geometrycznych zadzioru [87].	68
Rys. 84. Schemat badania zjawiska formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego w trakcie toczenia wzdłużnego oraz ilustracja graficzna geometrii próbki.	70
Rys. 85. Widok z góry a) zadzioru uformowanego w trakcie toczenia wzdłużnego ($a_p = 0.25$ mm, $v_c = 280$ m/min, $f_o = 0.3$ mm/obr), b) powiększenie wybranego fragmentu krawędzi przedmiotu.	71
Rys. 86. Widok z góry a) zadzioru ukształtowanego w trakcie toczenia wzdłużnego ($a_p = 1.5$ mm, $v_c = 280$ m/min, $f_o = 0.3$ mm/obr), b), c) powiększenie wybranych fragmentów krawędzi przedmiotu.	72
Rys. 87. Wyniki pomiaru wysokości zadzioru z Rys. 86 za pomocą profilografometru Form Talysurf 120L firmy Taylor Hobson oraz widok rzeczywisty tego zadzioru (zdjęcie), ($a_p = 1.5$ mm, $v_c = 180$ m/min, $f_o = 0.3$ mm/obr).	72
Rys. 88. Wyniki pomiaru wysokości zadzioru w profilu wzdłużnym wykonanego za pomocą profilografometru Form Talysurf 120L firmy Taylor Hobson, ($a_p = 0.75$ mm, $v_c = 180$ m/min, $f_o = 0.3$ mm/obr).	73
Rys. 89. Schemat badania zjawiska kształtowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego w trakcie toczenia poprzecznego oraz ilustracja graficzna geometrii próbki.	74
Rys. 90. Kształt zadzioru uzyskany w trakcie toczenia poprzecznego próbki ze stali C45: a) widok od przodu, b) widok z góry, c) widok anizometryczny, ($a_e = 4$ mm, $v_c = 180$ m/min, $f_o = 0.3$ mm/obr).	74
Rys. 91. Schemat toczenia poprzecznego próbki o specjalnej geometrii nożem składanym STFCR 2525 M16.	75
Rys. 92. Zadziory powstałe w trakcie toczenia ortogonalnego próbki ze stali C45 z różnymi parametrami skrawania (widok anizometryczny).	76
Rys. 93. Zadziory powstałe w trakcie toczenia ortogonalnego próbki ze stali C45 z różnymi parametrami skrawania (widok od przodu).	76
Rys. 94. Zadziory powstałe w trakcie toczenia ortogonalnego próbki ze stali C45 z różnymi parametrami skrawania (widok z góry).	77
Rys. 95. Zadziór dodatni otrzymany w trakcie toczenia ortogonalnego ($v_c = 160$ m/min, $f_o = 0.2$ mm/obr) próbki ze stali C45.	77

Rys. 96. Wyniki pomiaru w profilu wzdłużnym wysokości zadzioru a uformowanego w trakcie toczenia ortogonalnego z posuwem $f_o = 0.3$ mm/obr i prędkością skrawania $v_c = 80$ m/min.	78
Rys. 97. Profil poprzeczny zadzioru (z lewej) zmierzony za pomocą profilografometru oraz rzeczywisty jego widok (z prawej). Zadziory został uformowany w trakcie toczenia ortogonalnego próbki ($v_c = 80$ m/min, $f_o = 0.4$ mm/obr).	78
Rys. 98. Warunki brzegowe modelu procesu skrawania.	79
Rys. 99. Parametry kryterium <i>Ductile</i> dla prędkości odkształcenia 1 s^{-1} dla stali C45.	82
Rys. 100. Wartości składowych siły skrawania zmierzonych w trakcie toczenia ortogonalnego z posuwem $f_o = 0.4$ mm/obr i prędkością skrawania $v_c = 280$ m/min.	83
Rys. 101. Porównanie wartości składowych sił skrawania wyznaczonych numerycznie i eksperymentalnie.	84
Rys. 102. Sposób pomiaru wybranych cech geometrycznych zadzioru.	85
Rys. 103. Charakterystyczny wiór w kształcie stopy oraz zadziory typu wyłamanie krawędzi uzyskany w trakcie symulacji procesu skrawania.	86
Rys. 104. Mechanizm kształtowania zadzioru zarejestrowany podczas toczenia ortogonalnego stali C45E.	87
Rys. 105. Geometria próbki skrawanej stosowanej w trakcie badania zjawiska formowania zadzioru.	89
Rys. 106. Sposób ustalenia próbek przed rozpoczęciem skrawania w trakcie badań mechanizmu formowania zadzioru.	89
Rys. 107. Dwa różne typy zadziorów: a), c) ujemny b), d) dodatni w widoku a), b) z góry, c), d) od czoła uzyskane w trakcie prób 1 i 2 z prędkością skrawania $v_c = 60$ m/min i posuwem $f_o = 0.4$ mm/obr.	90
Rys. 108. Dwa różne typy zadziorów: a), c) ujemny b), d) dodatni w widoku a), b) od czoła, c), d) z góry uzyskane w trakcie prób 3 i 4 z prędkością skrawania $v_c = 60$ m/min i posuwem $f_o = 0.4$ mm/obr.	91
Rys. 109. Dwa różne typy zadziorów: a), c) ujemny b), d) dodatni w widoku a), b) z góry, c), d) od czoła uzyskane w trakcie prób z prędkością skrawania $v_c = 60$ m/min i posuwem $f_o = 0.6$ mm/obr.	91
Rys. 110. Zadziory uzyskane dla prędkości skrawania $v_c = 220$ m/min i posuwu a), c) $f_o = 0.4$ mm/obr oraz b), d) $f_o = 0.6$ mm/obr w widoku z góry: a), b) i od przodu c), d).	92
Rys. 111. Długość zadzioru b w funkcji wartości prędkości skrawania v_c dla dwóch różnych wartości posuwu f_o	93
Rys. 112. Obniżenie zadzioru c w funkcji wartości prędkości skrawania v_c dla dwóch różnych wartości posuwu f_o	93

Rys. 113. Wysokość zadzioru a w funkcji wartości prędkości skrawania v_c dla dwóch różnych wartości posuwu f_o .	94
Rys. 114. Zdjęcia zadziorów formowanych w trakcie toczenia ortogonalnego z prędkością skrawania $v_c = 240$ m/min i posuwem f_o 0.4 mm/obr z widocznym a) całym wierzchołkiem, b) wykruszonym wierzchołkiem. Wysokość zadzioru: a) $a = 0.141$ mm, b) $a = 0.059$ mm.	95
Rys. 115. Zdjęcia zadziorów formowanych w trakcie toczenia ortogonalnego z prędkością skrawania $v_c = 260$ m/min i posuwem f_o 0.4 mm/obr z widocznym a) całym wierzchołkiem, b) wykruszonym wierzchołkiem. Wysokość zadzioru: a) $a = 0.170$ mm, b) $a = 0.093$ mm.	95
Rys. 116. Sposób pomiaru rzeczywistej głębokości skrawania w trakcie badania mechanizmu formowania zadzioru.	96
Rys. 117. Sposób pomiaru cech geometrycznych zadzioru z zaznaczonym kierunkiem ruchu czujnika: a) pomiar długości b oraz obniżenia c zadzioru, b) pomiar wysokości zadzioru a , 1 – czujnik, 2 – uchwyt specjalny, 3 – próbka, 4 – kołki ustalające.	97
Rys. 118. Wyniki pomiaru profilu powierzchni obrobionej wykorzystywane do wyznaczenia wysokości zadzioru a za pomocą czujnika ConoProbe Mark 3.0 HD.	98
Rys. 119. Sposób wyznaczania wysokości zadzioru a .	99
Rys. 120. Sposób wyznaczenia wysokości zadzioru a oraz oznaczenie tego parametru.	99
Rys. 121. Wyniki pomiaru profilu powierzchni obrobionej wykorzystywane do wyznaczania długości zadzioru b i obniżenia zadzioru c za pomocą czujnika ConoProbe Mark 3.0 HD.	100
Rys. 122. Sposób wyznaczenia długości zadzioru b i obniżenia zadzioru c .	101
Rys. 123. Sposób wyznaczenia długości zadzioru b i obniżenia zadzioru c oraz oznaczenie tych parametrów.	101
Rys. 124. Wysokość zadzioru a w zależności od rzeczywistej głębokości skrawania a_p dla dwóch różnych prędkości skrawania v_c równych odpowiednio 280 i 180 m/min.	102
Rys. 125. Obniżenie zadzioru c w zależności od rzeczywistej głębokości skrawania a_p dla dwóch różnych prędkości skrawania v_c równych odpowiednio 280 i 180 m/min.	103
Rys. 126. Długość zadzioru b w zależności od rzeczywistej głębokości skrawania a_p dla dwóch różnych prędkości skrawania v_c równych odpowiednio 280 i 180 m/min.	103
Rys. 127. Siatka elementów skończonych przedmiotu obrabianego.	104
Rys. 128. Warunki brzegowe modelu procesu skrawania.	105
Rys. 129. Wartość naprężenia uplastyczniającego σ_y w funkcji odkształcenia plastycznego $\bar{\epsilon}^{pl}$ dla różnych prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$.	108
Rys. 130. Krzywa naprężenie - odkształcenie z postępującą utratą sztywności [35].	109
Rys. 131. Geometria modelu testowego wraz z opisem.	112

Rys. 132. Porównanie wartości składowych naprężenia σ_{ij} uzyskanych na podstawie symulacji dla dwóch modeli (ABQ i Vumat).....	113
Rys. 133. Przebieg symulacji modelu MES procesu formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).....	114
Rys. 134. Rozkład zastępczego odkształcenia plastycznego (PEEQ) w trakcie symulacji MES procesu formowania zadzioru ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).	115
Rys. 135. Rozkład temperatury w trakcie procesu symulacji MES procesu formowania zadzioru ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).....	115
Rys. 136. Tokarka z zamontowanym siłomierzem do pomiaru składowych wypadkowej siły skrawania w trakcie toczenia ortogonalnego stali C45E.....	116
Rys. 137. Sposób pomiaru wybranych cech geometrycznych zadzioru formowanego w trakcie symulacji modelu MES za pomocą oprogramowania SolidEdge 2D Drafting.....	118
Rys. 138. Zależność wysokości zadzioru a od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).	119
Rys. 139. Zależność obniżenia zadzioru c od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).	119
Rys. 140. Zależność długości zadzioru b od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).	120
Rys. 141. Przebieg symulacji modelu MES procesu formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).....	123
Rys. 142. Rozkład zastępczego odkształcenia plastycznego (PEEQ) w trakcie symulacji zmodyfikowanego modelu MES procesu formowania zadzioru ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).....	124
Rys. 143. Rozkład temperatury w trakcie symulacji zmodyfikowanego modelu MES procesu formowania zadzioru ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).....	124
Rys. 144. Porównanie wartości głównych składowych wypadkowych sił skrawania F_c w zależności od wartości posuwu f_o (mm/obr) i prędkości skrawania v_c (m/min) zmierzonych w trakcie rzeczywistego procesu skrawania oraz wyznaczonych w trakcie symulacji dwóch modeli MES.	126
Rys. 145. Zależność wysokości zadzioru a od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).	127
Rys. 146. Zależność obniżenia zadzioru c od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).	127
Rys. 147. Zależność długości zadzioru b od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).	128

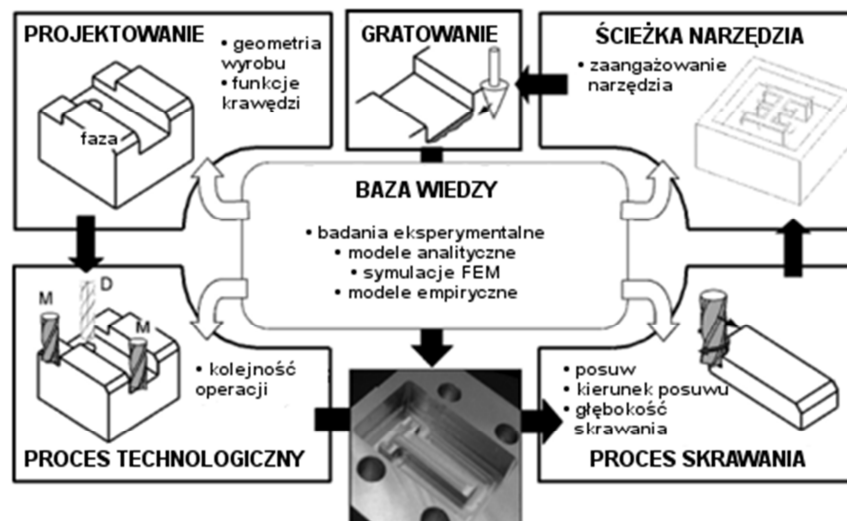
Spis tabel

Tab. 1. Parametry równania Johnsona Cooka dla stali C45 [150].	81
Tab. 2. Wyniki pomiaru wybranych cech geometrycznych zadzioru	85
Tab. 3. Porównanie wyników pomiaru wybranych cech geometrycznych zadziorów.....	86
Tab. 4. Wartości parametrów równania Johnsona Cooka oraz własności fizycznych dla stali C45E (jednostki zgodne z przyjętym ich układem w systemie Abaqus) [144, 150].	109
Tab. 5. Porównanie wartości składowych wypadkowej siły skrawania zmierzonych w trakcie badań eksperymentalnych (F_{exp}) i obliczonych na podstawie symulacji MES (F_{sim}) oraz wartość błędu względnego (e).	117
Tab. 6. Porównanie cech geometrycznych zadziorów formowanych w trakcie symulacji MES (model numeryczny I) i rzeczywistego procesu skrawania oraz wartość błędu względnego (e).	120
Tab. 7. Porównanie wartości składowych wypadkowej siły skrawania zmierzonych w trakcie badań eksperymentalnych (F_{exp}) i obliczonych na podstawie symulacji zmodyfikowanego modelu MES (F_{sim}) oraz wartość błędu względnego (e).	125
Tab. 8. Porównanie cech geometrycznych zadziorów a , b , c formowanych w trakcie symulacji MES (model numeryczny II) i rzeczywistego procesu skrawania oraz wartość błędu względnego (e).	128

1. Wprowadzenie

Globalna konkurencja wymusza wzrost jakości, efektywności i funkcjonalności maszyn i urządzeń. Wytworzone produkty muszą spełniać ściśle określone kryteria. Zapewnienie wysokiej niezawodności wymaga przestrzegania wąskich tolerancji wymiarów i kształtu. Widoczny jest wzrost znaczenia kształtu krawędzi wyrobu, na których często tworzą się zadziory. Rośnie znaczenie zagadnień związanych z tworzeniem, zapobieganiem oraz usuwaniem zadziorów. Prowadzone badania wykazują istotny wpływ zadziorów na kształt procesu technologicznego, funkcjonalność wyrobu oraz na koszt jego wytworzenia [3, 15].

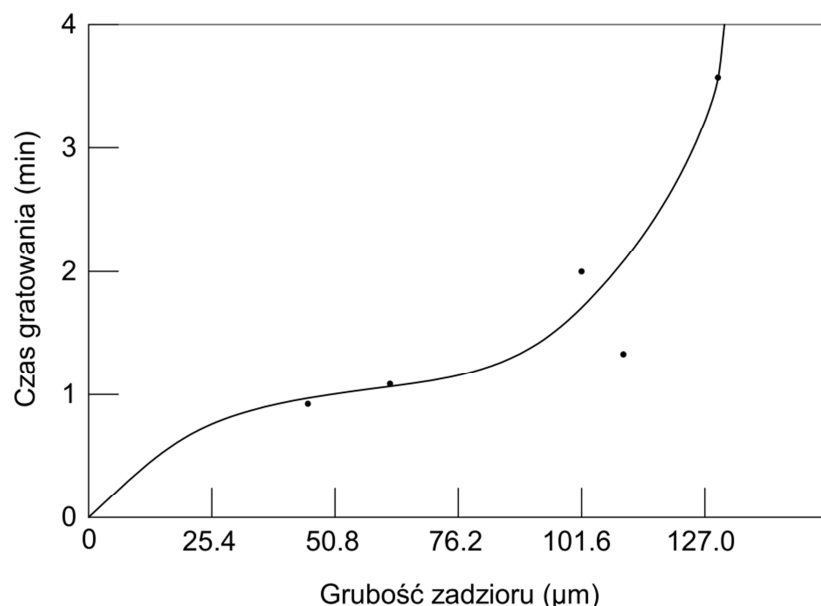
Mechanizm kształtowania zadziorów obserwowany w trakcie obróbki skrawaniem jest niezwykle złożonym zjawiskiem. Wiele czynników wpływa na ich wielkość oraz postać. Do kluczowych możemy zaliczyć rodzaj obróbki, własności materiału skrawanego, geometrię przedmiotu obrabianego, prędkość posuwu, prędkość skrawania, głębokość skrawania, geometrię narzędzia skrawającego, rodzaj stosowanego czynnika chłodząco-smarującego oraz kształt toru ruchu narzędzia [3, 4, 6, 38, 116, 123, 135, 143].



Rys. 1. Pięć poziomów integracji działań zmierzających do ograniczenia zadziorów [108].

Stopień wzajemnych oddziaływań i mnogość czynników wpływających na mechanizm formowania zadzioru wymaga szerokiej analizy tego procesu. Kontrola pojedynczego parametru nie pozwala skutecznie wpływać na kształt i wielkość zadzioru. Nie jest możliwe określenie ogólnej zależności pomiędzy wybranym czynnikiem a wielkością i postacią zadzioru bez odniesienia do warunków skrawania i własności materiału. Wpływ pojedynczego parametru jest zależny od pozostałych czynników. Ograniczenie powstawania

zadziorów wymaga integracji wysiłków poczynając od projektowania elementu, poprzez planowanie procesu technologicznego, do produkcji wyrobu (Rys. 1). Wysokość zadzioru w znaczący sposób wpływa na czas jego usunięcia (Rys. 2). Z tego powodu za kluczowe uznaje się badania skupione na metodach przewidywania, zapobiegania oraz minimalizowania zjawiska powstawania zadziorów [3, 4, 6, 15, 138, 143].



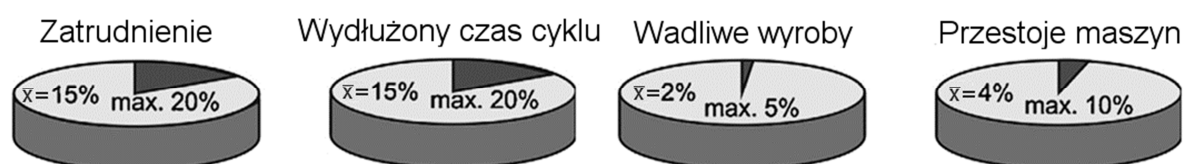
Rys. 2. Czas ręcznego gratowania precyzyjnej części miniaturowej w zależności od grubości zadzioru [48].

Rozwój technik ograniczających negatywny wpływ zadziorów zależy od [3, 38, 44]:

- rozwoju modeli predykcyjnych wykorzystujących eksperckie bazy wiedzy,
- postępu modeli symulacyjnych zdolnych do wskazywania interakcji i zależności pomiędzy kluczowymi parametrami wpływającymi na wielkość oraz kształt zadzioru,
- rozwoju systemów CAD z wdrożonymi funkcjami umożliwiającymi analizę wpływu geometrii wyrobu na zjawisko formowania zadzioru,
- rozwoju systemów CAM z zaimplementowanymi strategiami uwzględniającymi wpływ toru ruchu narzędzia na kształt i wielkość zadziorów,
- zdefiniowania cech geometrycznych zadziorów oraz ich klasyfikacji,
- opracowania ustandaryzowanych sposobów ich pomiaru,
- rozwoju specjalizowanych czujników i systemów do detekcji zadziorów i pomiaru ich wybranych cech geometrycznych.

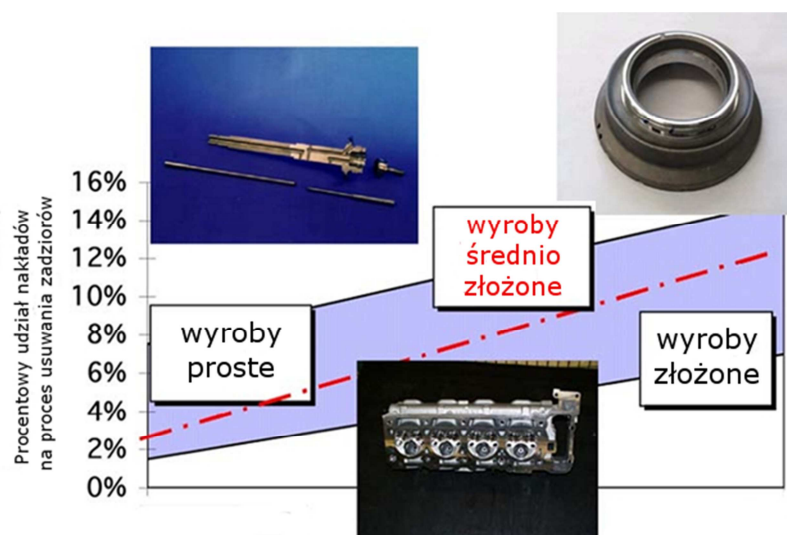
Silnie zdeformowany na krawędziach przedmiotu obrabianego materiał w znaczący sposób wpływa na własności tego przedmiotu. W szerokim aspekcie, negatywnie oddziałuje na całe urządzenie i poszczególne jego części. Wpływa na skrócenie bezobsługowego czasu pracy urządzenia. Może być przyczyną szybszego zużycia, bądź katastroficznego zniszczenia komponentu w trakcie eksploatacji. Zadziór zakłóca działanie wyrobów elektromechanicznych powodując nieregularność pola elektrycznego i magnetycznego. Prowadzi do uszkodzenia uszczelnień. Przyczynia się do powstania turbulencji przepływu oraz może być źródłem jego nielaminarnego charakteru. Może powodować zmianę wartości współczynnika tarcia pomiędzy współpracującymi powierzchniami. Obserwowany jest silnie niekorzystny wpływ zadzioru na przebieg procesu wytwórczego. Stanowi on częstą przyczynę błędów obróbkowych utrudniając poprawne ustalenie i zamocowanie przedmiotu obrabianego. Komplikuje lub uniemożliwia automatyczny montaż. Powoduje uszkodzenia wyrobów podczas produkcji (na przykład powierzchni elementu w trakcie transportu). Jest przyczyną skaleczeń wśród pracowników. Tworzący się w trakcie procesu skrawania zadziór może wpływać na szybsze zużycie narzędzi i powodować konieczność ich przedwczesnej wymiany (również ze względu na niedopuszczalną wysokość zadzioru, a nie tylko zużycie ostrza). W niektórych przypadkach uniemożliwia realizację dalszych etapów procesu wytwórczego. Zadziory wymagają wprowadzenia do procesu technologicznego dodatkowych kosztownych i czasochłonnych operacji takich jak gratowanie i mycie [3, 5, 15, 46, 47, 109, 112].

Koszty związane z usuwaniem zadziorów są trudne do oszacowania. Zależą od wielu czynników. Między innymi od stopnia skomplikowania wyrobu. W przypadku prostych i mało skomplikowanych wyrobów, takich jak tarcze hamulcowe, koszt usunięcia zadziorów stanowi od 2 do 3% kosztu wytworzenia tego produktu. W przypadku bardziej złożonej części, jaką jest obudowa sprężarki silnika samolotu, koszt usunięcia zadziorów wynosi od 9 do 10% kosztów produkcji wyrobu [2].



Rys. 3. Udział kosztów związanych z usuwaniem zadziorów w różnych grupach kosztów produkcji [3].

Przeprowadzone w grupie niemieckich przedsiębiorców z branży samochodowej badanie wykazało znaczący wpływ zadziorów na koszty wytworzenia wyrobu. Oceniono udział środków przeznaczanych na ograniczanie i usuwanie zadziorów oraz mycie części w wybranych dziedzinach kosztów. Na podstawie przeprowadzonej ankiety określono, iż koszty związane z zadziorami stanowiły piętnaście procent kosztów zatrudnienia, cztery procent kosztów wynikających z przestojów maszyn, dwa procent kosztów wynikających z braków jakościowych oraz piętnaście procent kosztów wynikających z wydłużonego czasu cyklu obróbkowego (Rys. 3). Powszechnie ocenia się, iż w przemyśle samochodowym koszty gratowania części mogą stanowić do 15% kosztów wytworzenia komponentu. W przypadku skomplikowanych elementów lotniczych wspomniany udział w kosztach może wzrosnąć do 30%. Oszacowano, że średnio 9% kosztów wytwarzania jest spowodowanych obecnością zadziorów (Rys. 4) [3].



Rys. 4. Procentowy udział kosztów usuwania zadziorów w koszcie wytworzenia wyrobu w zależności od stopnia jego skomplikowania [36].

W trakcie większości procesów produkcyjnych istnieje konieczność usunięcia zadziorów. Wynika ona z różnych przesłanek. Do procesów technologicznych wprowadza się różne metody usuwania zadziorów. Wraz z rosnącą automatyzacją produkcji rezygnuje się z ręcznego gratowania. Prowadzi to do zwiększenia środków przeznaczonych na maszyny i urządzenia do ich usuwania. W zależności od metody usuwania zadziorów koszty inwestycyjne mogą wynieść od 30000 do 200000 dolarów amerykańskich [2, 124]. Wiele z operacji usuwania zadziorów silnie niekorzystnie wpływa na środowisko. Ograniczenie wielkości zadziorów podczas skrawania pozwala skrócić czas trwania tych operacji.

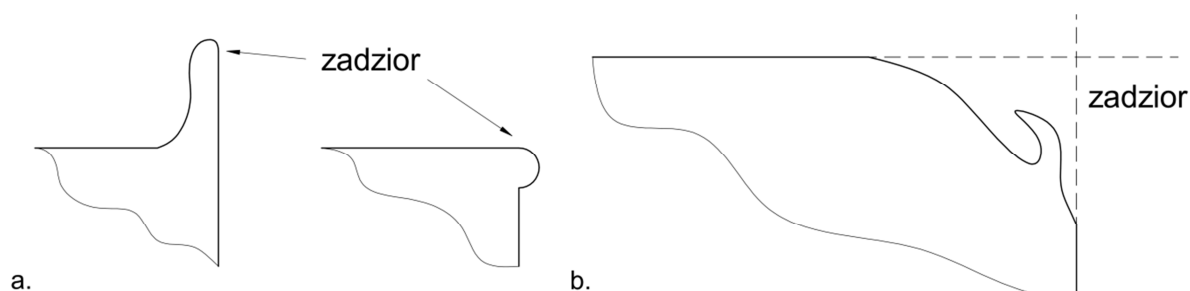
Powoduje to zmniejszenie negatywnego wpływu operacji usuwania zadziorów i mycia wyrobów na środowisko [43, 135].

W przemyśle występuje duże zapotrzebowanie na nowoczesne i zaawansowane modele mechanizmu tworzenia zadzioru. Modele symulacyjne pozwalają udoskonalać geometrię narzędzia skrawającego, uwzględniać problematykę tworzenia zadzioru na etapie projektowania części oraz tworzyć nowe strategie generowania toru ruchu narzędzia, umożliwiające minimalizowanie zadziorów. Wraz ze zwiększeniem dokładności i poprawności modeli numerycznych oraz liczbą rozpoznanych na ich podstawie zależności zwiększa się skuteczność metod ograniczania wielkości zadziorów [3, 15, 99].

2. Opis i klasyfikacja zadziorów

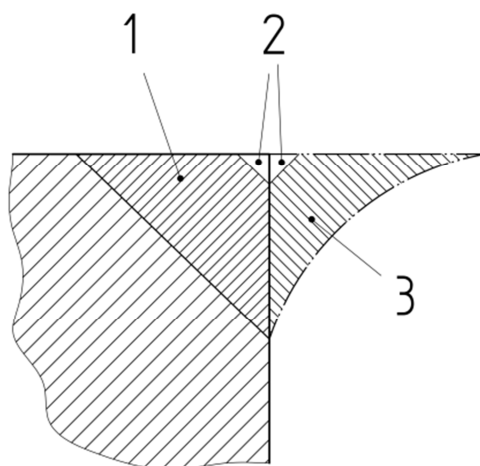
2.1. Definicja

Słownik Wydawnictwa Naukowego PWN definiuje zadziór jako "mały i ostry kawałek czegoś wystający z jakiejś powierzchni". Kolejne definicje możemy spotkać w pracach [3, 13, 22, 82, 133]. Jedną z najwcześniejszych przedstawił Schäfer [133]. Opisał on zadziór, w sposób lakoniczny, jako „część przedmiotu na jego krawędzi lub powierzchni powstałą w trakcie procesu wytwórczego, która znajduje się poza pożądaną geometrią”. Podobną definicję przedstawiono w pracy [82]. Ko zdefiniował zadziór, jako „niepożądaną część wyrobu uformowaną w wyniku plastycznego płynięcia materiału podczas procesu jego separacji”. Chern [22] opisał zadziór jako plastycznie odkształcony materiał, który pozostał na przedmiocie obrabianym po procesie skrawania. Z szeroką definicją zadzioru można zapoznać się w pracy [13]. Na jej podstawie należy stwierdzić, iż zadziór jest „częścią powierzchni wyrobu powstałą w trakcie procesu wytwórczego, charakteryzującą się znacząco mniejszą objętością w porównaniu do objętości wyrobu”.



Rys. 5. Przykłady zadziorów: (a) materiał wykracza poza teoretyczną granicę wyznaczoną przez przecięcie dwóch powierzchni otaczających zadziór; (b) przykład zadzioru, który znajduje się wewnątrz teoretycznego obszaru wyznaczonego przez dwie przecinające się powierzchnie go otaczające [47].

Gillespie [47] definiuje zadzior, jako „odkształcenie plastyczne krawędzi wyrobu będące wynikiem procesu cięcia bądź ścinania”. Wskazuje, że w większości przypadków termin zadzior oznacza materiał wykraczający poza teoretyczną granicę wyznaczoną przez przecięcie dwóch otaczających go powierzchni (Rys. 5a). Jednakże zauważa także, iż w pewnych sytuacjach może się on znajdować wewnątrz teoretycznego obszaru wyznaczonego przez przecięcie dwóch powierzchni należących do wyrobu (Rys. 5b).

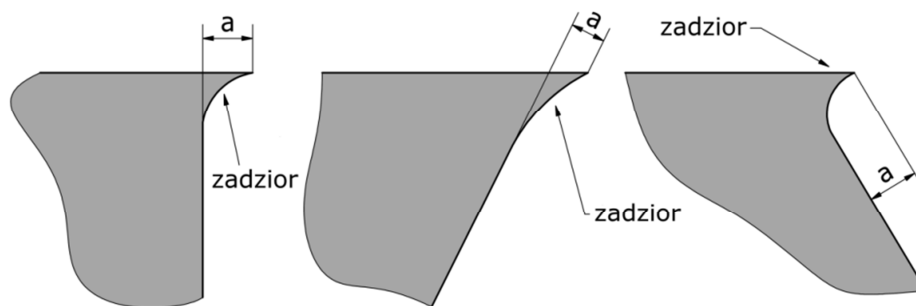


Rys. 6. Opis krawędzi zewnętrznej (1 – cięcie , 2 – ostra krawędź, 3 – zadzior) [64].

W normie BS ISO 13715:2000 *Technical drawings – Edges of undefined shape – Vocabulary and indications* [64] zadzior zdefiniowano jako “chropowatą resztę materiału, poza idealną geometrią krawędzi zewnętrznej, pozostałość po skrawaniu lub procesie formowania” (ang. *rough remainder of material outside the ideal geometrical shape of an external edge, residue of machining or of a forming process*). Szkic krawędzi, na której znajduje się zadzior, określany zgodnie z normą [64], został pokazany na Rys. 6.

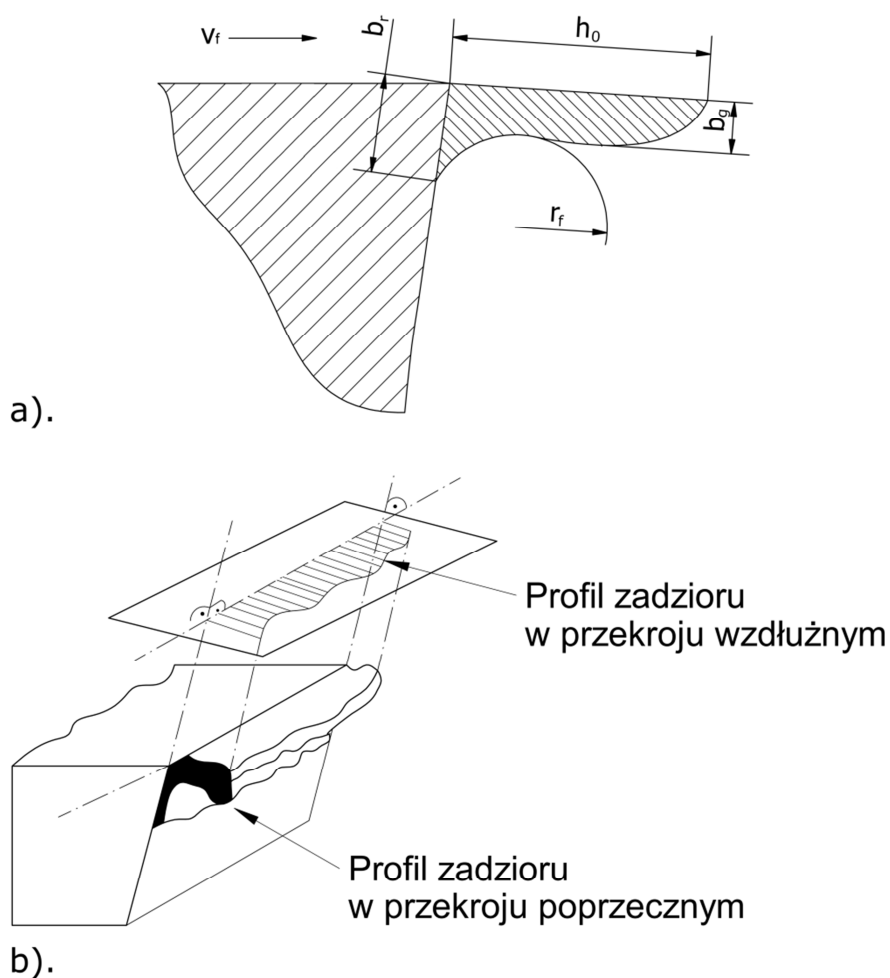
2.2. Cechy geometryczne zadziorów

Klasyfikacja zadziorów jest utrudniona z uwagi na różnorodność form. Na postać zadzioru wpływa wiele czynników. Dodatkowym utrudnieniem przy ocenie geometrii zadzioru jest stochastyczny charakter procesu skrawania wpływający na urozmaicenie jego kształtów i wymiarów. Istnieje jeden międzynarodowy standard poruszający problematykę oceny i pomiaru cech geometrycznych zadzioru [64]. W normie BS ISO 13715:20000 zdefiniowano „wysokość zadzioru a ”.



Rys. 7. Sposób pomiaru wysokości zadzioru a zgodnie z normą ISO 13715 [64].

Pomiar wysokości zadzioru zgodnie z normą BS ISO 13715 [64] wykonuje się, jak przedstawiono na Rys. 7, w kierunku prostopadłym do idealnej niereczystej krawędzi przedmiotu obrabianego. Ocena geometrii zadzioru na podstawie jednej cechy geometrycznej zgodnie z normą BS ISO 13715 [64] wydaje się być niewystarczająca. Według Schäfera [133] zadzior można scharakteryzować opisując jego postać geometryczną w profilu poprzecznym (Rys. 8a) i wzdłużnym (Rys. 8b).



Rys. 8. Opis cech geometrycznych zadzioru wg. Schäfera [133].

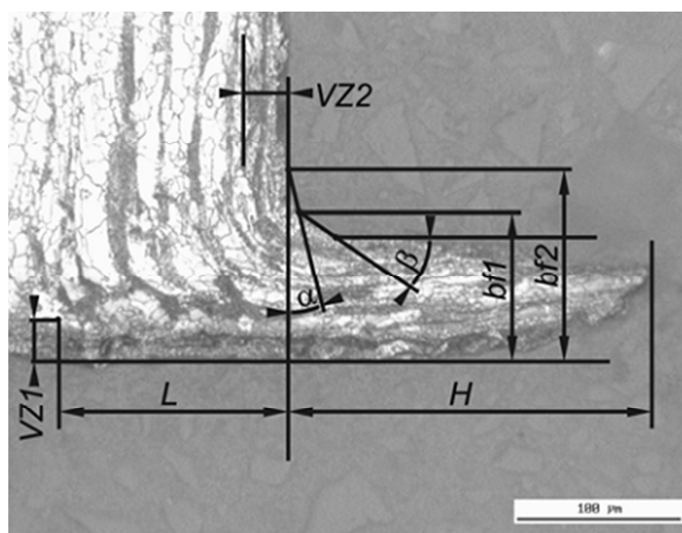
Schäfer do opisu cech geometrycznych zadzioru zastosował następujące pojęcia:

- grubość zadzioru u podstawy b_r to grubość podstawy zadzioru mierzona w przekroju poprzecznym,
- wysokość zadzioru h_0 definiowaną jako odległość pomiędzy idealną nierzeczywistą krawędzią wyrobu a najbardziej odległym jego punktem w przekroju poprzecznym,
- promień podstawy zadzioru r_f opisany jako promień ugięcia materiału przy podstawie zadzioru,
- grubość zadzioru b_g zdefiniowaną jako grubość zadzioru mierzoną w przekroju poprzecznym.

Do oceny wielkości zadzioru Schäfer [133] zastosował wartość g obliczaną na podstawie zależności [133]:

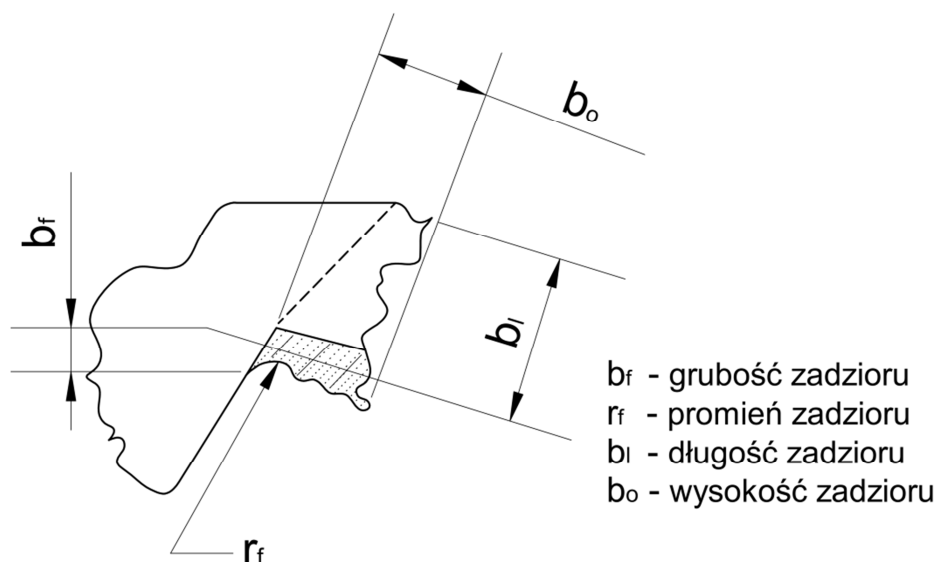
$$g = \frac{4b_r + 2r_f + b_g + h_0}{8} \quad (1)$$

gdzie: b_r grubość zadzioru u podstawy, r_f promień zaokrąglenia zadzioru u podstawy, b_g grubość zadzioru, h_0 wysokość zadzioru.



Rys. 9. Opis cech geometrycznych zadzioru wg. Beier'a [13].

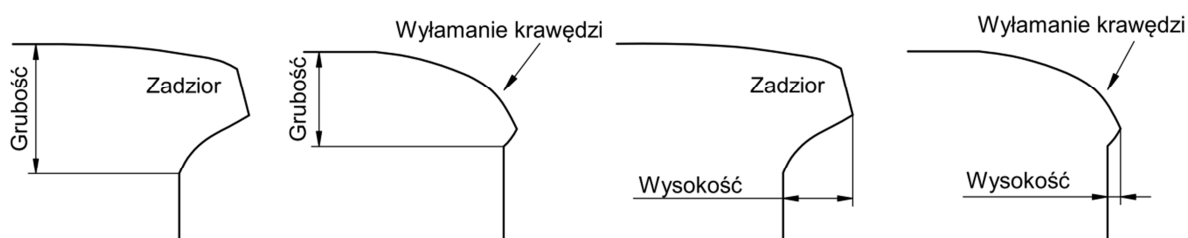
Alternatywną propozycję opisu cech geometrycznych zadzioru przedstawiono w pracy [13]. Wyróżniono takie cechy geometryczne zadzioru jak kąt nachylenia zadzioru α, β , grubość zadzioru u podstawy $bf1$ i $bf2$ oraz wysokość zadzioru H . Autor [13] przy opisie zadzioru zaznaczył także strefy odkształceń VZ1 i VZ2 (Rys. 9).



Rys. 10. Opis cech geometrycznych zadzioru wg. Gillespie [47].

Gillespie [47] wyróżnił cztery cechy geometryczne zadzioru: grubość zadzioru b_f , promień zadzioru r_f , wysokość zadzioru b_o oraz długość zadzioru b_l . Pomiar trzech pierwszych cech zadzioru wykonuje się w przekroju poprzecznym, czwartej w profilu wzdłużnym (Rys. 10).

Hashimura [50] zaproponował sposób pomiaru wysokości i grubości dwóch znacząco różniących się typów zadziorów otrzymanych w trakcie skrawania ortogonalnego. Graficzną ilustrację propozycji pomiaru zadziorów: wyjściowego oraz wyłamania krawędzi przedstawioną przez Hashimurę pokazano na Rys. 11.



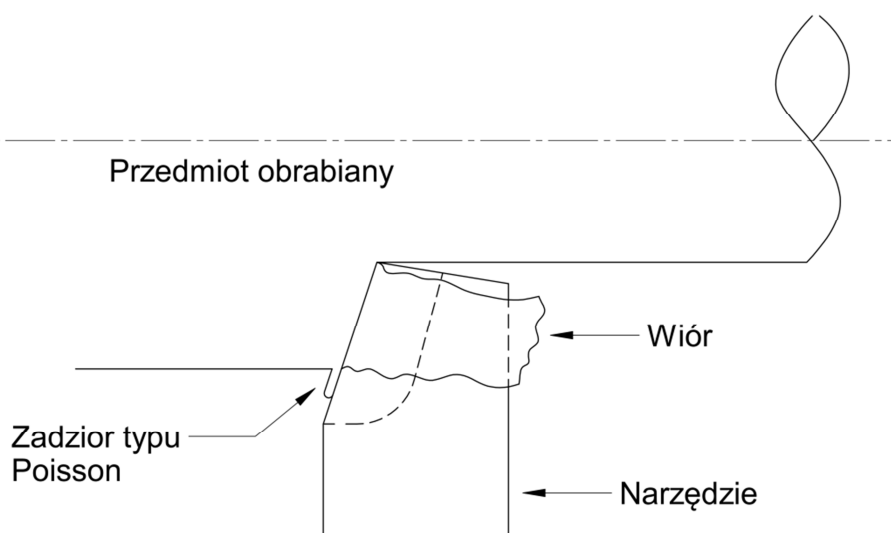
Rys. 11. Sposób pomiaru wybranych cech geometrycznych dwóch typów zadziorów: wyjściowego oraz typu wyłamanie krawędzi [50].

2.3. Klasyfikacja zadziorów

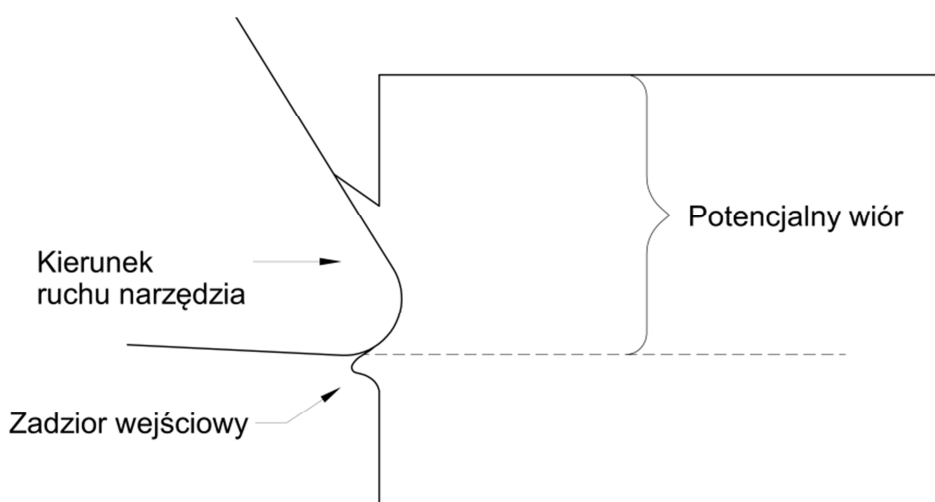
Istnieje wiele różnych sposobów klasyfikowania zadziorów. Ich systematyzację można prowadzić w zależności od mechanizmu i kierunku formowania, miejsca powstania lub kształtu oraz procesu, w trakcie którego powstały. Jedną z pierwszych osób, która

sklasyfikowała zadziory był Gillespie. W pracy [47] wyróżnił cztery typy zadziorów: typ Poisson, zwinięty (ang. *rollover burr*), rozdarty (ang. *tear burr*) oraz wejściowy (ang. *entrance burr*).

Zadziór typu Poisson wynika z tendencji materiału do wybrzuszania wykazywanej w momencie jego ściskania (Rys. 12). Jest on klasyfikowany także jako boczny (ang. *side burr*) z uwagi na to, iż zakres odkształceń obserwowanych w trakcie procesu jego formowania wykracza poza obszar odkształceń sprężystych [113]. Przebieg procesu formowania i kształt omawianego typu zadzioru jest zależny od własności materiału, geometrii narzędzia skrawającego i przedmiotu obrabianego oraz charakteru przyłożonego obciążenia.



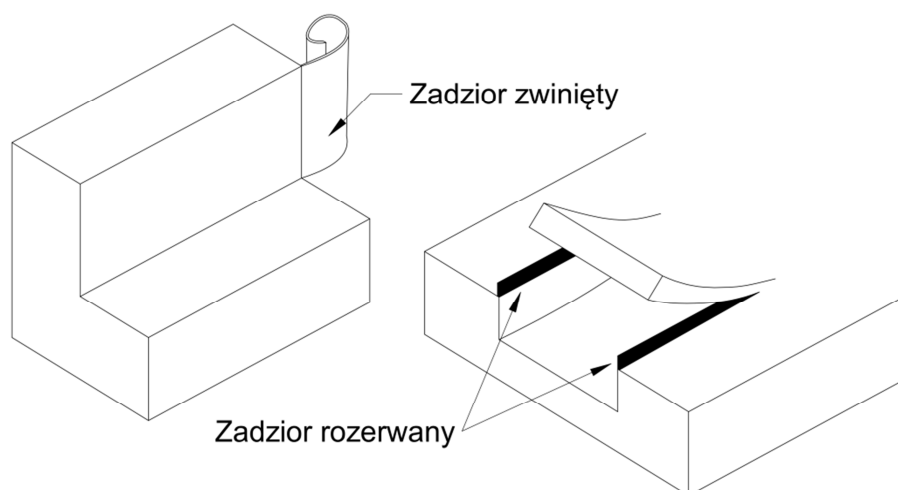
Rys. 12. Formowanie zadzioru typu Poisson w trakcie procesu toczenia wzdłużnego [47].



Rys. 13. Formowanie zadzioru wejściowego w trakcie procesu skrawania [47].

Zadzior wejściowy (Rys. 13) powstaje w początkowym momencie procesu skrawania - podczas wejścia krawędzi skrawającej w materiał. W jego trakcie krawędź narzędzia silnie deformuje materiał na powierzchni czoła przedmiotu obrabianego. Obserwowane jest płynięcie materiału w kierunku przeciwnym do kierunku ruchu narzędzia. Postać tego typu zadzioru jest zależna od własności materiału, geometrii narzędzia skrawającego oraz rodzaju prowadzonej obróbki skrawaniem [47].

Zadzior typu zwinięty (Rys. 14) powstaje w chwili wyjścia krawędzi skrawającej narzędzia z materiału obrabianego. Zadzior ten zostaje uformowany w wyniku obrotu wióra wokół krawędzi przedmiotu obrabianego. Czwarty z zaproponowanych przez Gillespiego typów zadziorów - rozerwany (Rys. 14) powstaje, gdy materiał jest rozrywany a nie cięty. Proces formowania tego typu zadzioru jest analogiczny do procesu wykrawania materiału [47].



Rys. 14. Ilustracja zadzioru rozerwanego oraz zwiniętego [47].

Z punktu widzenia technologii obróbki skrawaniem, bardziej adekwatna wydaje się klasyfikacja wiążąca rodzaj zadzioru z krawędzią skrawającą oraz kierunkiem jego formowania. Taki sposób systematyzacji zadziorów został przedstawiony w pracy [112]. Nakayama badał zjawisko tworzenia zadziorów w trakcie różnych procesów skrawania. Na tej podstawie opracował, przedstawioną na Rys. 15, klasyfikację zadziorów powstałych w trakcie frezowania, wiercenia oraz toczenia.

Krawędź formująca

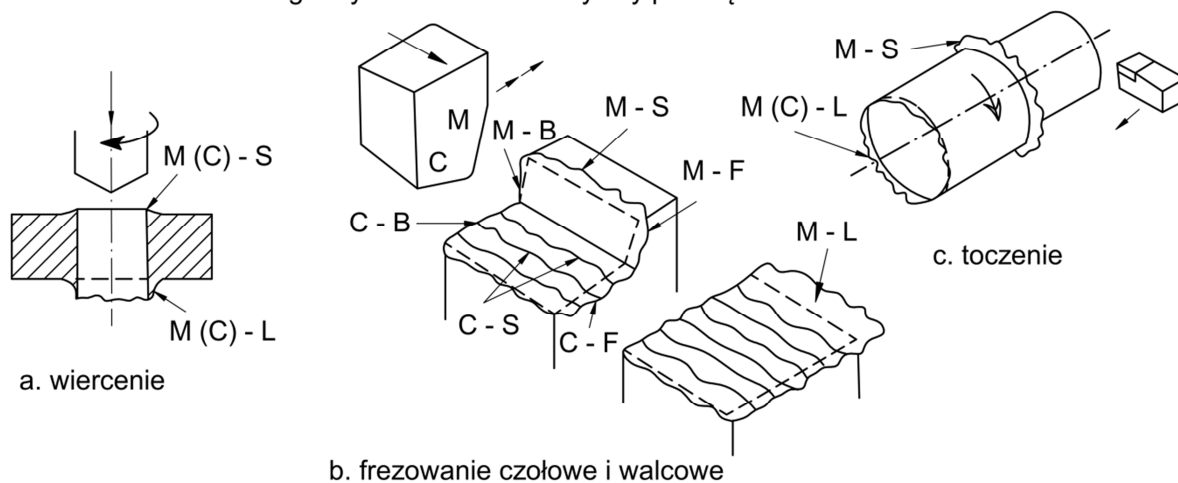
M - główna krawędź skrawająca;

C - naroże lub pomocnicza krawędź skrawająca

Kierunek formowania zadziorów względem kierunku ruchu narzędzia

B - kierunek przeciwny; S - kierunek prostopadły

F - kierunek zgodny L - kierunek nachylony pod kątem



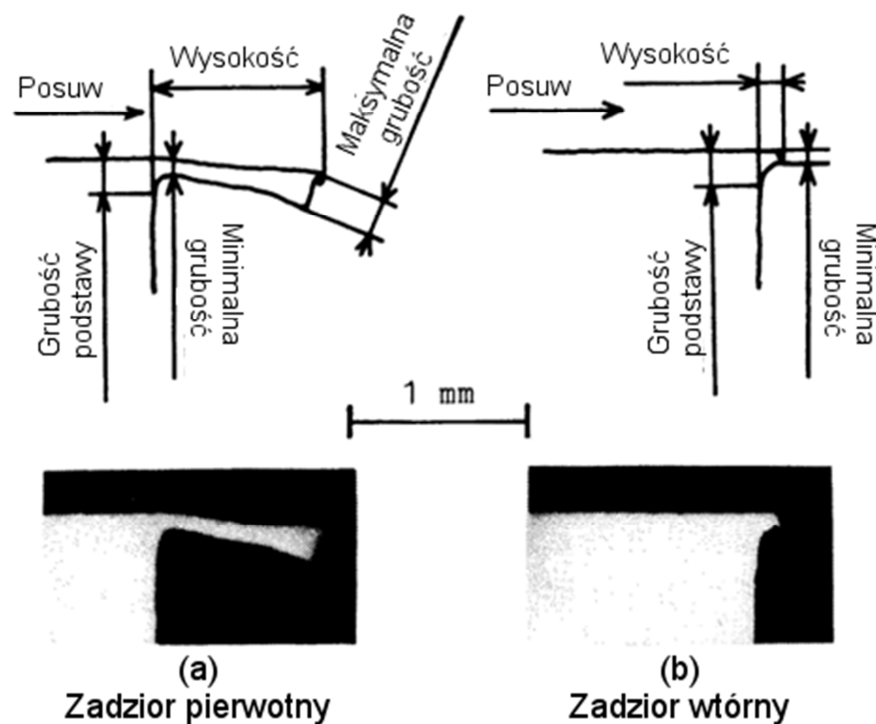
Rys. 15. Klasyfikacja zadziorów wg Nakayamy [112].

2.3.1. Zadziory w procesie toczenia

Wśród najczęściej występujących w procesach toczenia zadziorów znajdują się: typ Poisson, zwinięty oraz rozerwany. Zadziór zwinięty obserwowany jest, gdy narzędzie skrawające w trakcie obróbki toczeniem wychodzi z materiału obrabianego (np. w sytuacji, gdy narzędzie przechodzi przez rowek lub inny element geometrii wyrobu powodujący chwilowe przerwanie skrawania lub wychodzi poza kontur przedmiotu obrabianego). Typ Poisson jest zauważalny w trakcie toczenia wzdłużnego. A zadziór rozerwany można zaobserwować na krawędzi powstałej w wyniku toczenia rowka bądź odcinania [47].

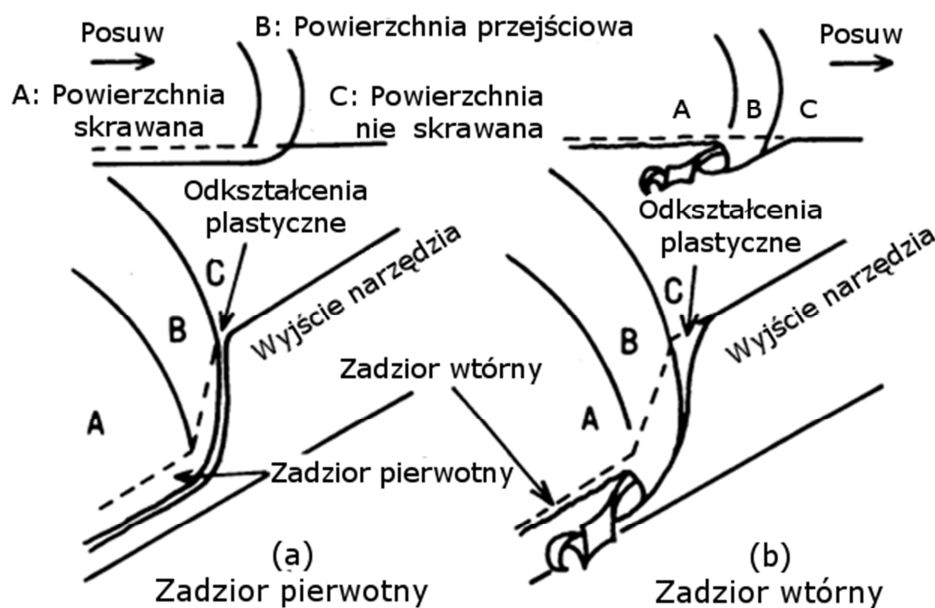
2.3.2. Zadziory w procesie frezowania

Kishimoto [75] analizował wpływ parametrów skrawania oraz geometrii narzędzia na przebieg zjawiska formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego w trakcie frezowania czołowego stali S45C. Na podstawie szeroko zakrojonych badań wyjaśnił, iż w zależności od zastosowanych parametrów w trakcie frezowania powstają ich dwa rodzaje: zadziór pierwotny (ang. *primary burr*) (Rys. 16a) i zadziór wtórny (ang. *secondary burr*) (Rys. 16b).



Rys. 16. Opis cech geometrycznych zadziorów: a) pierwotnego, b) wtórnego [75].

Zadziór pierwotny, który zgodnie z klasyfikacją przedstawioną przez Gillespie [47] zostałyby określony jako zwinięty, powstaje w chwili wyjścia krawędzi skrawającej z materiału [75]. Na podstawie analizy cech geometrycznych tego zadzioru należy stwierdzić, że jego grubość maleje w stronę podstawy, jak pokazano na Rys. 16a. Kishimoto zauważył, że w pewnych warunkach skrawania dochodzi do pęknięcia zadzioru pierwotnego u jego podstawy, gdzie ma najmniejszą grubość i powstania zadzioru wtórnego (Rys. 16b). Jak wykazał rodzaj formowanego zadzioru bardzo silnie zależy od wartości głębokości skrawania. Możliwa okazała się ingerencja w przebieg zjawiska powstawania zadzioru i znaczące ograniczenie jego wielkości poprzez odpowiedni dobór parametrów skrawania. Na Rys. 17, na podstawie opracowania Kishimoto [75], zilustrowano przebieg zjawiska formowania zadzioru pierwotnego i wtórnego w trakcie frezowania czołowego.



Rys. 17. Ilustracja graficzna przebiegu zjawiska formowania zadziórów: a) pierwotnego, b) wtórnego w trakcie frezowania czołowego [75].

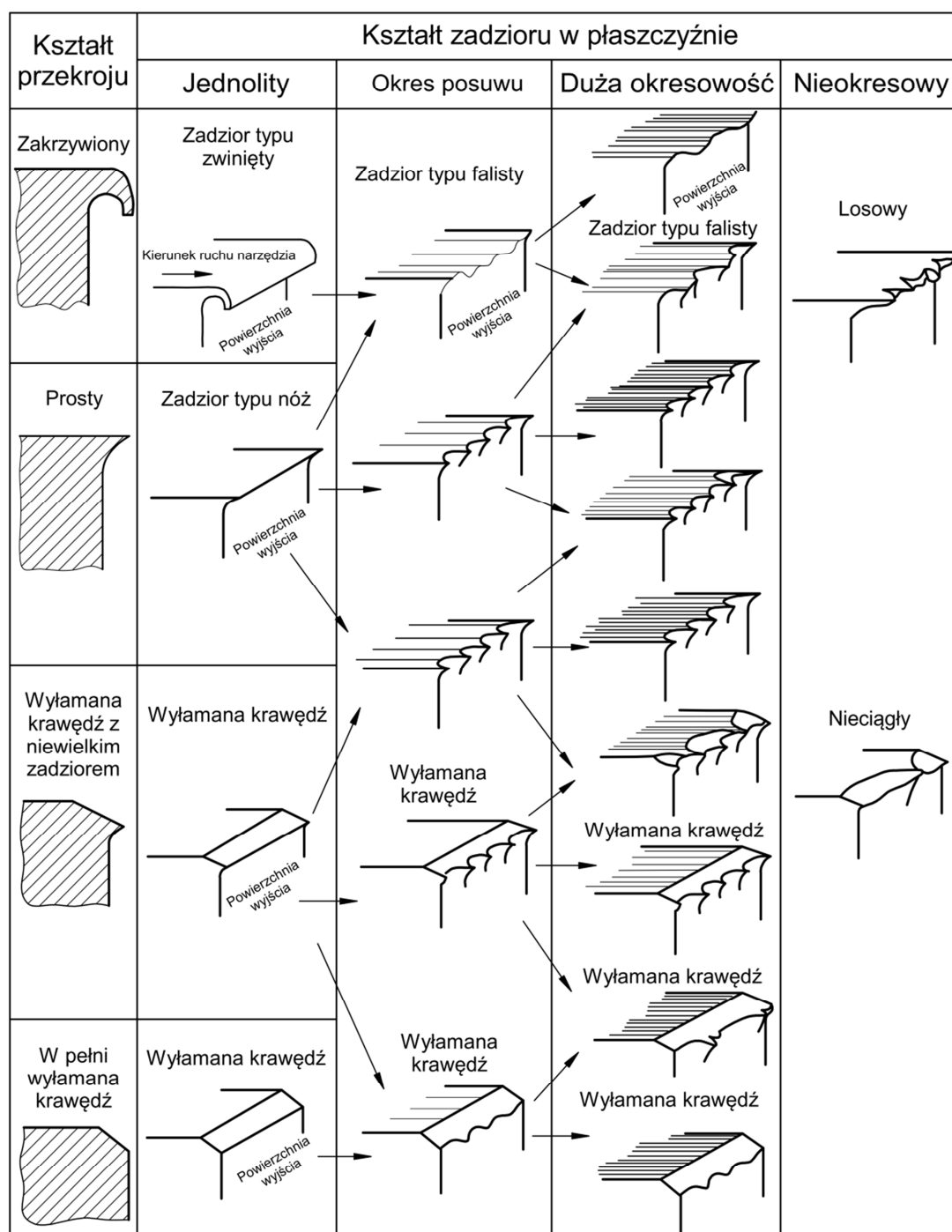
Lin [100] przedstawił klasyfikację zadziórów wyjściowych otrzymanych w trakcie frezowania czołowego stali SUS304. Wyróżnił pięć typów zadziórów:

- zadzior typu nóż (N) (ang. *the knife-type burr* (K)),
- zadzior typu piła (P) (ang. *the saw type burr* (S)),
- zadzior typu wyłamanie krawędzi (WK) (ang. *burr-breakage* (B)),
- zadzior skręcony (S) (ang. *the curl-type burr* (C)),
- zadzior falisty (F) (ang. *the wave-type burr* (W)).

Według autora pracy [100] zadzior typu nóż, powstaje gdy nieusunięta jeszcze część skrawanego materiału jest wypychana przez ostrze narzędzia, nieposiadające oznak zużycia. Zadzior typu piła tworzony jest w podobny sposób jak typu nóż z tym, że obserwowane jest niewielkie wykruszenie krawędzi skrawającej narzędzia, wpływające na przebieg procesu formowania zadzioru. Zadzior wyłamanie krawędzi jest wynikiem pęknięcia materiału przy krawędzi wyrobu, w wyniku którego dodatkowa część materiału skrawanego jest usuwana wraz z wiórem. Zadzior skręcony, zgodnie z opisem Lin'a [100], tworzony jest przez narzędzie charakteryzujące się znacznym zużyciem, w wyniku obrotu wióra wokół krawędzi przedmiotu obrabianego, a zadzior falisty powstaje w wyniku rozciągania, któremu podlega materiał w chwili wyjścia narzędzia ze strefy skrawania.

Hashimura i Dornfeld [52] przedstawili klasyfikację zadziórów otrzymanych w trakcie frezowania, z uwagi na mechanizm formowania oraz ich kształt. Wyróżnili cztery główne

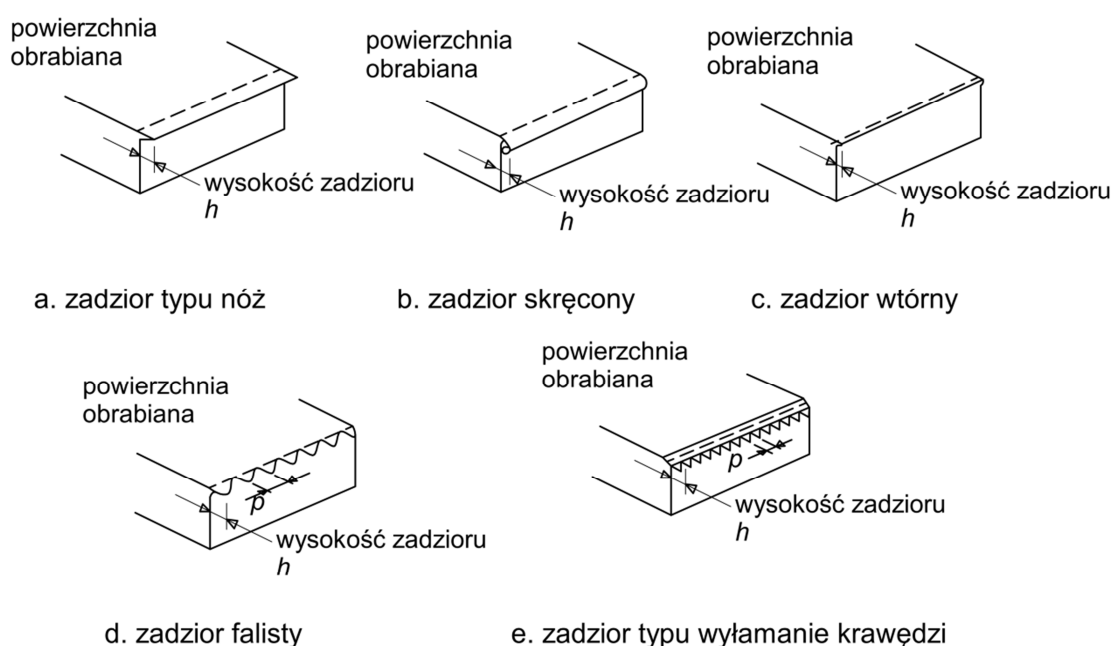
typy zadziorów oraz przeanalizowali inne możliwe kształty wynikające z ich kombinacji (Rys. 18).



Rys. 18. Klasyfikacja zadziorów z uwagi na mechanizm formowania i ich kształt [52].

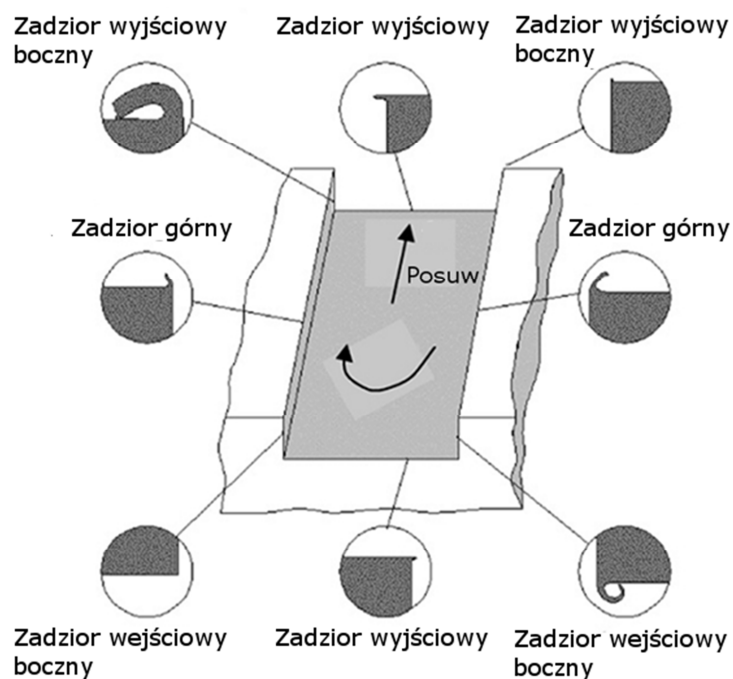
Chern [22] na podstawie wyników badań eksperymentalnych wyjaśnił zależność pomiędzy typem zadzioru a wartością kąta wyjścia narzędzia z materiału w trakcie frezowania płaszczyzny. Analogicznie do pracy [100] wskazał pięć typów zadziorów

obserwowanych w trakcie frezowania czołowego powierzchni płaskiej (Rys. 19). Wyróżnił zadziory: typu nóż (N) (ang. *the knife-type burr* (K)), skrzyżony (S) (ang. *the curl-type burr* (C)), wtórny (W) (ang. *the secondary burr* (S)), falisty (F) (ang. *the wave-type burr* (W)) oraz typu wyłamanie krawędzi (WK) (ang. *edge breakout* (B)). Pierwsze trzy rodzaje zgodnie z klasyfikacją przedstawioną przez Kishimoto [75] uznał za zadziory pierwotne. Chern w swojej pracy [22] opisał również mechanizmy formowania poszczególnych typów zadziorów.



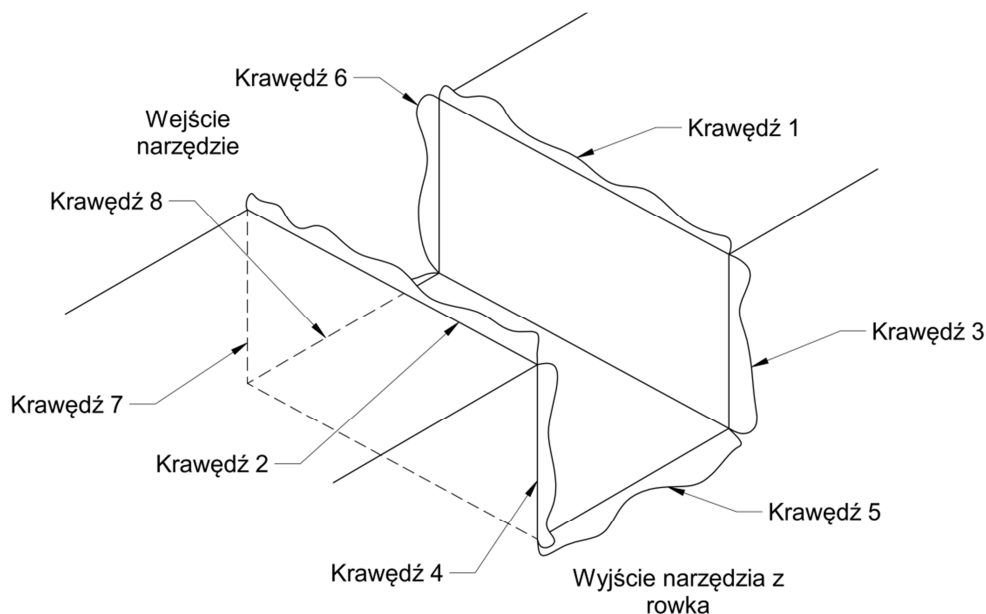
Rys. 19. Pięć typów zadziorów zaobserwowanych w trakcie frezowania płaszczyzny [22].

Hashimura [53] sklasyfikował zadziory uzyskane podczas frezowania w zależności od ich kształtu, położenia oraz mechanizmu formowania. Wyróżnione przez Hashimurę zadziory zostały przedstawione na Rys. 20. Warto nadmienić, iż zaproponowany sposób klasyfikacji został szeroko przyjęty i jest obecnie powszechnie wykorzystywany. Autorzy w swoich pracach często stosują nazewnictwo zadziorów zgodnie z klasyfikacją Hashimury (np. w [20, 41, 105-107, 115]).



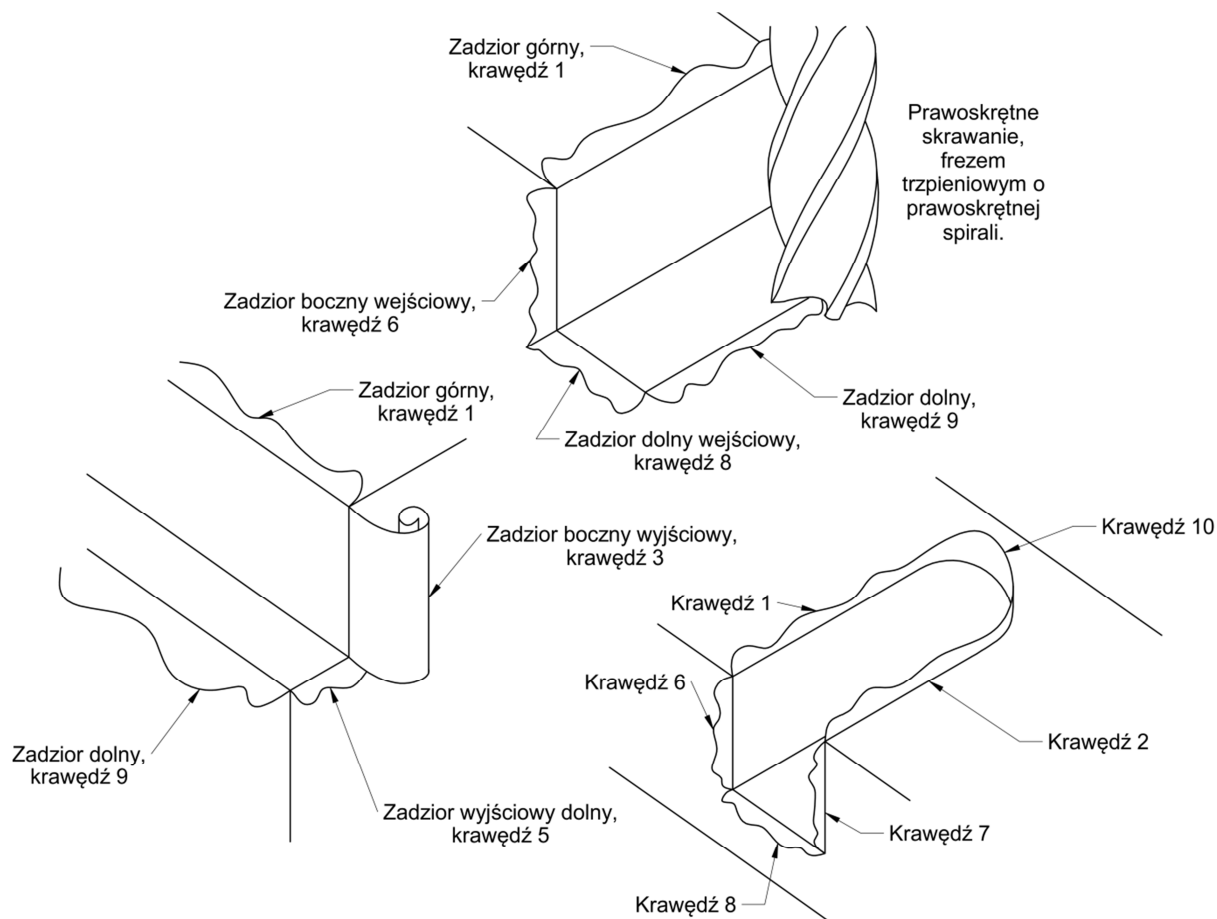
Rys. 20. Klasyfikacja zadziorów wg [53].

Gillespie analizował zadziory formowane na krawędziach przedmiotu obrabianego podczas frezowania. Opisał (Rys. 21, 22) sposób rozmieszczenia czterech podstawowych typów zadziorów (typu Poisson, wejściowy, rozdarty, zwinięty), na dziesięciu krawędziach przedmiotu powstałych w trakcie obróbki, w zależności od rodzaju zastosowanego frezu (tarczowego lub trzpieniowego) [47].



Rys. 21. Oznaczenie krawędzi, na których występują różne typy zadziorów otrzymane w trakcie frezowania rowka frezem tarczowym lub trzpieniowym [47].

Na ośmiu krawędziach powstałych w trakcie frezowania rowka przelotowego frezem tarczowym wyróżnił zadziory (Rys. 21): rozerwany (krawędzie 1, 2, 3, 4), wejściowy (krawędź 8), zwinięty (krawędź 5) oraz mieszany (krawędź 6, 7) będący wynikiem złożenia dwóch innych: typu Poisson i rozerwanego.



Rys. 22. Oznaczenie krawędzi, na których występują różne typy zadziorów otrzymane w wyniku skrawania frezem trzpieniowym [47].

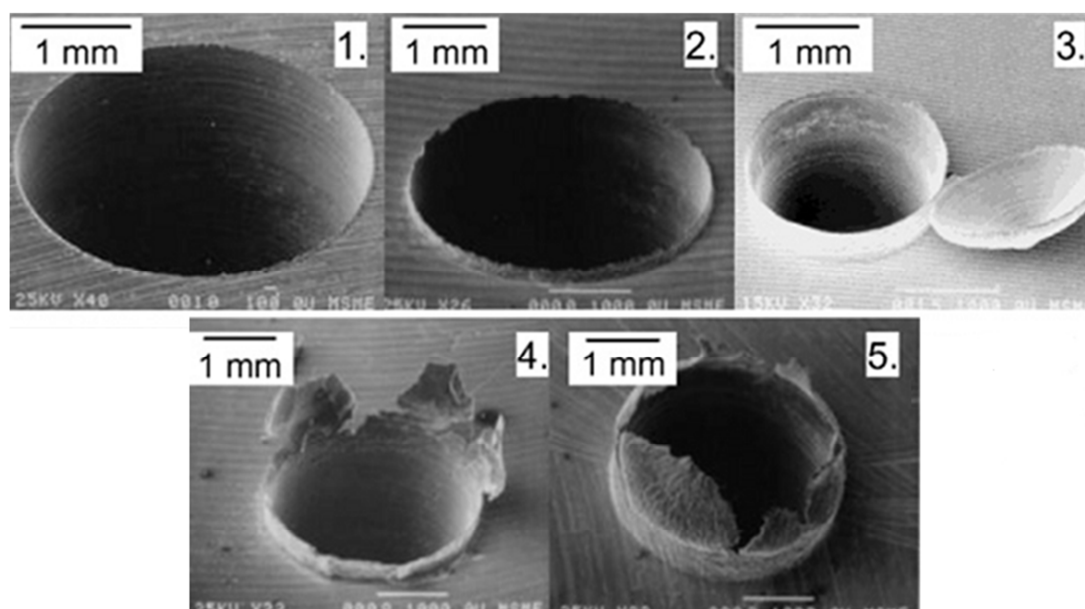
W zakresie obróbki mechanicznej frezami trzpieniowymi Gillespie [47] wyróżnił dziesięć rodzajów krawędzi, na których powstają zadziory (Rys. 21, 22). Wskazał, że zadziór typu Poisson tworzony jest na krawędzi 1. W zależności od geometrii narzędzia skrawającego, może on także występować na krawędziach 2, 4, 10. Zadziór wejściowy występuje na krawędzi 6. Zadziór zwinięty jest formowany na krawędziach 3, 7, i 9. Na jednej połowie krawędzi 5 i 8 tworzy się zadziór wejściowy. Na drugich połowach tych krawędzi występuje zadziór zwinięty.

2.3.3. Zadziory w procesie wiercenia

W procesach wiercenia wyróżniamy dwie podstawowe grupy zadziorów: wejściowe i wyjściowe. W odniesieniu do mechanizmów kształtowania zadziorów przedstawionych w pracy [47] zadziory wejściowe mogą być wynikiem rozdzierania materiału, zginania z czystym ścinaniem bądź bocznego wyciskania.

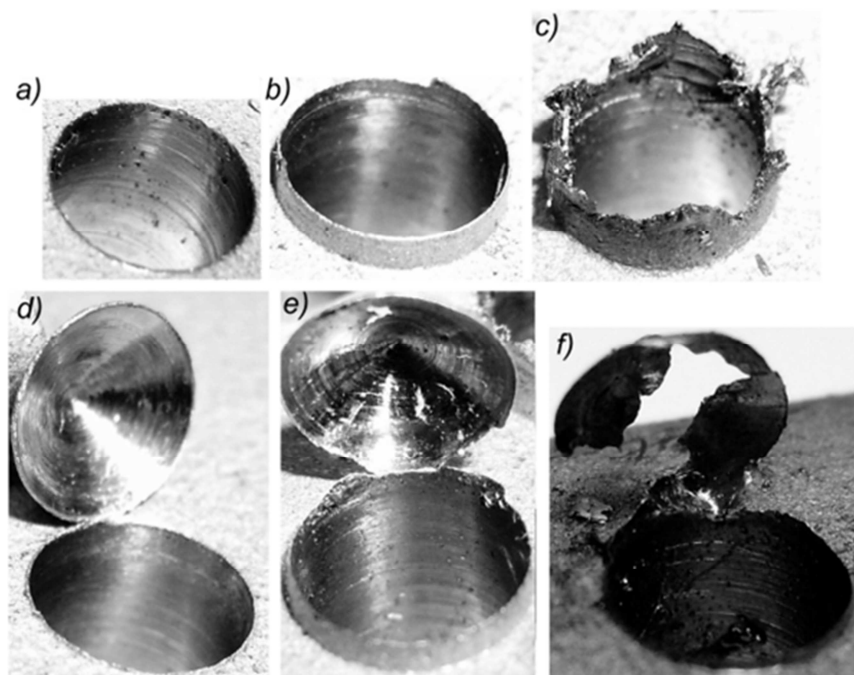
Zadziory wyjściowe zgodnie z klasyfikacją zaproponowaną w pracy [47] możemy podzielić na typu Poisson oraz zwinięty. Ich występowanie Gillespie powiązał ze stanem krawędzi skrawającej. Według niego zadziór typu Poisson powstaje, gdy wiertło nie posiada oznak zużycia. Drugi typ zadzioru - zwinięty jest obserwowany podczas wiercenia narzędziem, którego krawędź skrawająca została stępiona, wykruszona bądź zużyta w inny sposób [47].

Kim [72], z uwagi na kształt i wielkość zadziorów wyjściowych, wyróżnił ich trzy główne grupy. W pierwszej i drugiej grupie (typ 1, typ 2) umieścił zadziór równomierny mały (ang. *small uniform burr*), zadziór równomierny duży (ang. *large uniform burr*) oraz zadziór równomierny z daszkiem (ang. *uniform with cap drill*). W grupie trzeciej (typ 3) sklasyfikował zadziór koronkowy (ang. *crown burr*) oraz przejściowy (ang. *transient burr*). Wszystkie wyróżnione przez Kim'a typy zadziorów zostały pokazane na Rys. 23.



Rys. 23. Typy zadziorów wyjściowych otrzymane w trakcie procesu wiercenia: 1.) zadziór równomierny mały, 2.) zadziór równomierny duży, 3.) zadziór równomierny z daszkiem, 4.) zadziór koronkowy oraz 5.) przejściowy [3, 72].

Podobną klasyfikację zadziorów przedstawił Feldshtein w pracy [42]. Wyróżnił sześć typów zadziorów: bardzo mały równomierny, duży równomierny, koronkowy, bardzo mały równomierny z daszkiem, duży równomierny z daszkiem, duży równomierny z płatkami (ang. *large uniform burr with petal*). Wszystkie sklasyfikowane przez Feldshteina typy zadziorów zostały pokazane na Rys. 24.



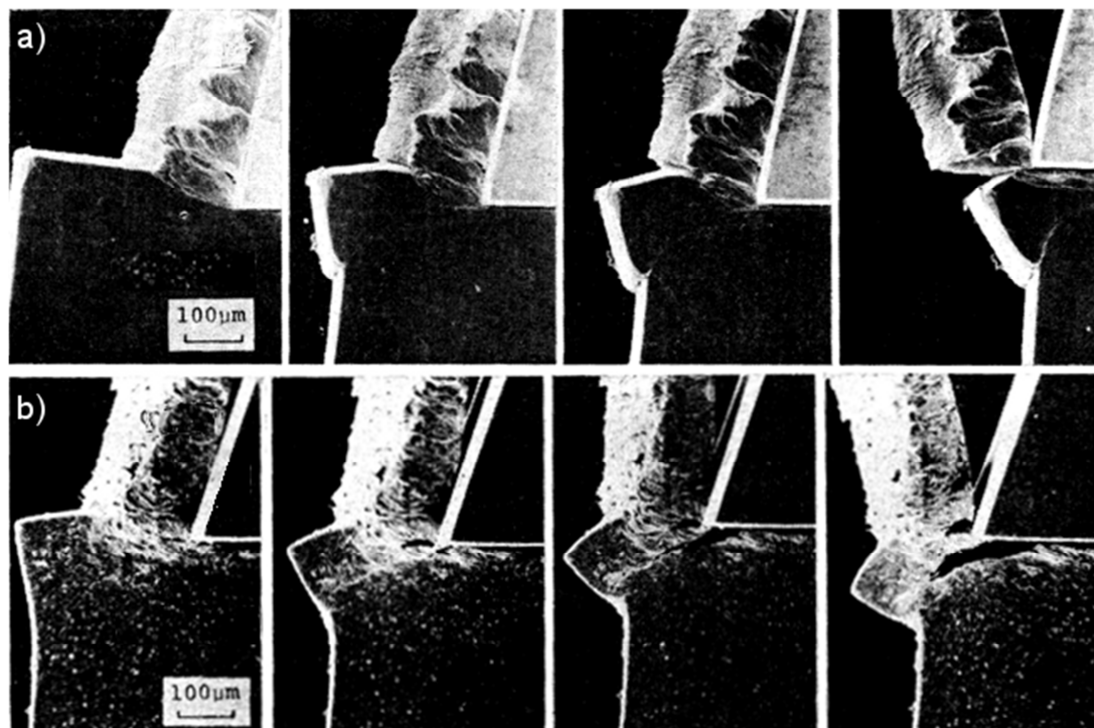
Rys. 24. Typy zadziorów wg [42]: a) bardzo mały równomierny, b) duży równomierny, c) koronkowy, d) bardzo mały równomierny z daszkiem, e) duży równomierny z daszkiem, f) duży równomierny z płatkami [42].

3. Proces odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego

3.1. Przebieg procesu

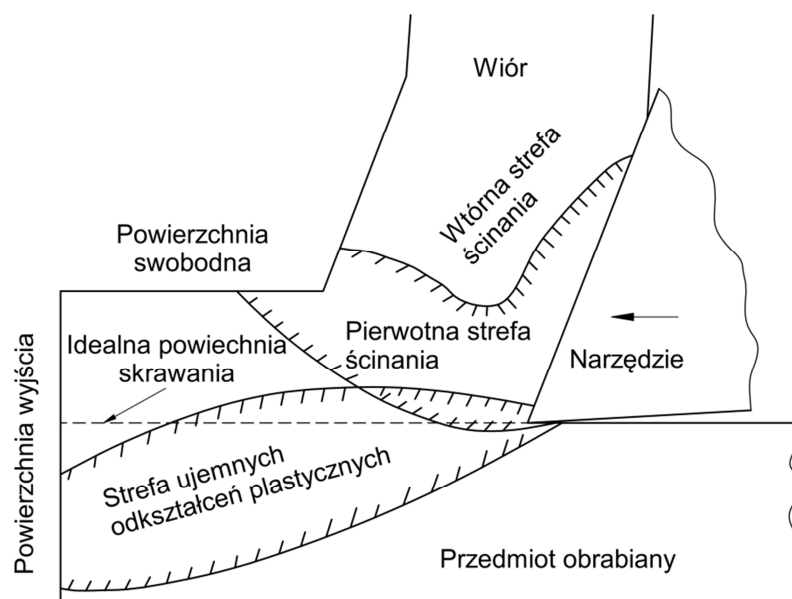
Badania nad zjawiskiem powstawania zadziorów są prowadzone od przeszło pięćdziesięciu lat. Pierwsze rozważania nad zjawiskiem formowania zadzioru w obróbce skrawaniem były prowadzone przy okazji badań nad kształtowaniem wióra. Wyniki zaprezentował Pekelharing w pracy [121]. Kluczowe wyniki badań mechanizmu tworzenia zadzioru opublikował Gillespie [46]. Przedstawił trzy podstawowe mechanizmy formowania zadziorów: boczne płynięcie materiału (ang. *lateral deformation of material*), oddzielanie wióra od materiału skrawanego poprzez rozrywanie (ang. *tear of the chip*), obrót wióra wokół krawędzi przedmiotu skrawanego (ang. *bending of the chip*). Schäfer [133] uzależnił ocenę zjawiska kształtowania zadzioru od kierunku postępującego odkształcenia materiału

w stosunku do głównej siły go formującej. Na tej podstawie wyróżnił dwa mechanizmy jego powstawania. W pierwszym przypadku kierunek przemieszczenia odkształcanego materiału był zgodny z kierunkiem głównej siły formującej zadzior, w drugim był do niej prostopadły.



Rys. 25. Przebieg procesu kształtowania zadzioru w trakcie skrawania ortogonalnego: a) czystego aluminium, b) stali automatowej zarejestrowany za pomocą elektronowego mikroskopu skaningowego [65].

Iwata [65] przeprowadził próby skrawania ortogonalnego rejestrowane za pomocą elektronowego mikroskopu skaningowego, w trakcie których obserwował proces odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego. Pokazał dwa różniące się procesy formowania zadziorów, w wyniku których otrzymał zadzior dodatni (ang. *positive burr*) (Rys. 25a) i ujemny (ang. *negative burr*) (Rys. 25b) oraz trzeci proces, w trakcie którego nie zaobserwował separacji części wióra od materiału skrawanego. Iwata [65] przedstawił ponadto analizę procesu formowania zadzioru. Graficznie zilustrował, dla pewnej odległości narzędzia od krawędzi tylnej przedmiotu obrabianego, stan przejścia pomiędzy procesem kształtowania wióra i formowania zadzioru w trakcie skrawania ortogonalnego (Rys. 26). Strefę, w której zaobserwował ujemny kąt ścinania, nazwał strefą ujemnych odkształceń plastycznych. Podkreślił także znaczenie mechanizmu wzrostu pęknięcia wzdłuż tej strefy odkształceń.

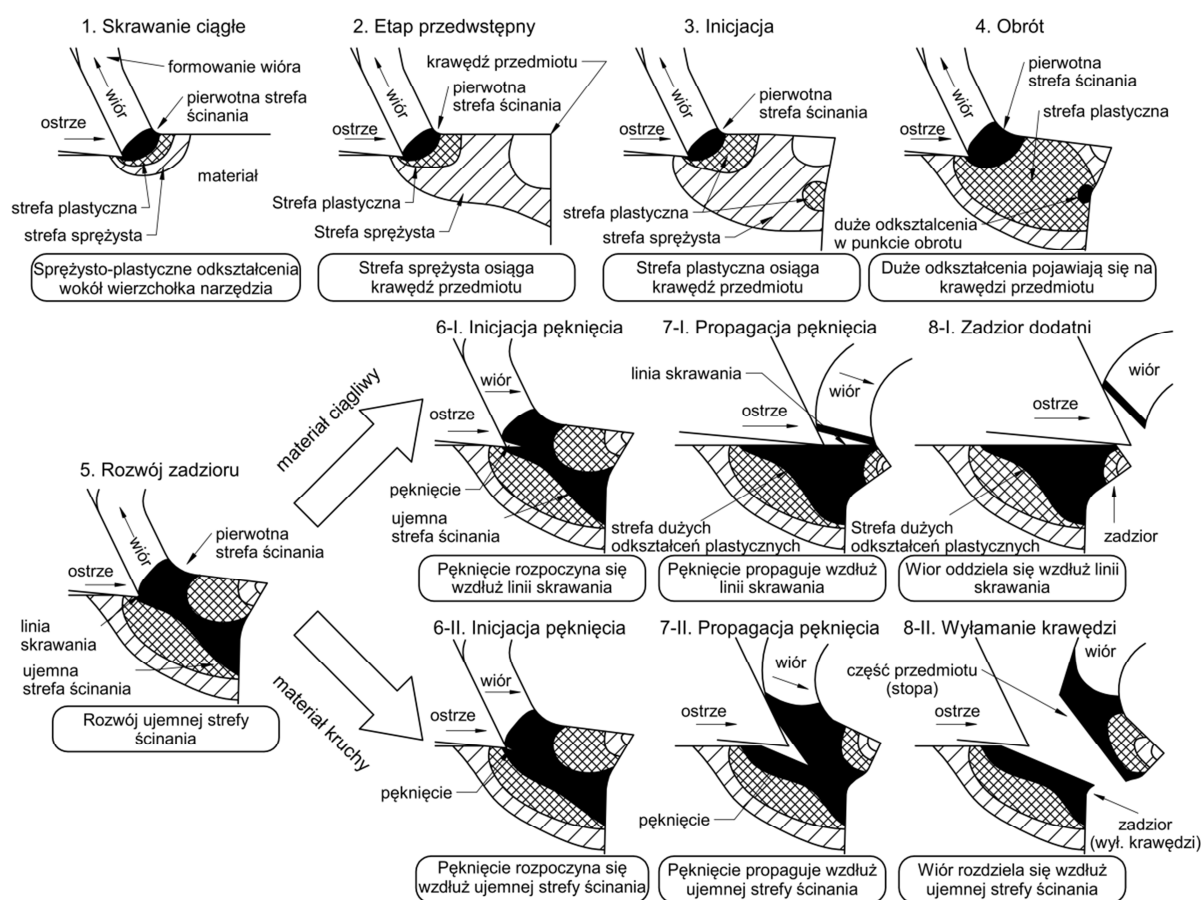


Rys. 26. Graficzna ilustracja stanu przejścia od procesu kształtowania wióra do tworzenia zadzioru w trakcie skrawania ortogonalnego dla pewnej odległości narzędzia od krawędzi tylnej przedmiotu obrabianego [65].

Hashimura przedstawił pracę [53], w której wykazał, iż mechanizm formowania zadzioru jest zależny nie tylko od warunków skrawania, ale także od własności materiału skrawanego. Mechanizm zjawiska powstawania zadziorów zilustrowany przez Hashimure został pokazany na Rys. 27. Schemat zawiera osiem etapów. Uwzględnia dwa rodzaje materiałów: ciągliwe i kruche. Pierwsze pięć etapów mechanizmu tworzenia zadziorów jest wspólne dla obu materiałów. Opisują one zachowanie materiału do inicjacji pęknięcia. Trzy ostatnie etapy obrazują różnice w sposobie deformacji materiału i kierunku propagacji pęknięcia. Hashimura ujął wpływ kluczowych własności materiału.

Na podstawie ilustracji przebiegu procesu formowania zadzioru przedstawionego przez Hashimure można stwierdzić, że w trakcie dwóch pierwszych jego etapów wraz z malejącą odległością ostrza narzędzia od krawędzi przedmiotu obrabianego następuje widoczny rozrost strefy odkształceń sprężystych, a następnie plastycznych. Zachodzi odkształcenie tylnej krawędzi przedmiotu obrabianego w zakresie odkształceń sprężystych. Podczas trzeciego etapu obserwujemy początek tworzenia zadzioru. Poniżej górnej krawędzi przedmiotu obrabianego przy jego tylnej krawędzi powstaje obszar odkształceń plastycznych, w którym w kolejnym etapie możemy zaobserwować utworzenie strefy koncentracji znacznych odkształceń. Wspomniana strefa koncentracji odkształceń została nazwana ujemną strefą ścinania. W trakcie kolejnych etapów, w wyniku dalszego ruchu narzędzia, obserwowane jest przemieszczenie materiału przy krawędzi tylnej przedmiotu obrabianego wokół punktu

obrotu. Ujemna strefa ścinania rozrasta się, a następnie łączy z pierwotną strefą ścinania. Następuje inicjacja pęknięcia.

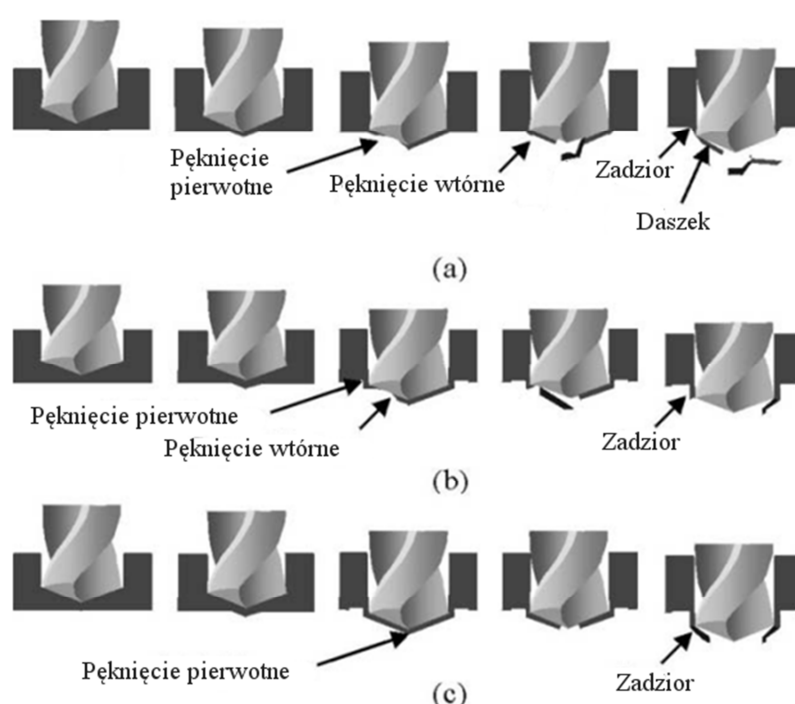


Rys. 27. Schemat formowania zadzioru dla materiałów: kruchych i ciągliwych [53, 147].

W przypadku materiałów ciągliwych propagacja zainicjowanego pęknięcia następuje zgodnie z kierunkiem ruchu narzędzia. Poruszające się narzędzie oddziela wiór od materiału skrawanego i jednocześnie silnie odkształca materiał przy krawędzi tylnej przedmiotu tworząc zadziór. W przypadku materiałów kruchych propagacja pęknięcia następuje w kierunku punktu obrotu materiału, a nie zgodnie z kierunkiem ruchu narzędzia. W wyniku postępującego pęknięcia pobudzanego przez ruch narzędzia następuje oddzielenie części materiału od powierzchni wyrobu skrawanego. Jednocześnie zachodzą niewielkie odkształcenia materiału przy krawędzi tylnej. Powstaje charakterystyczny wiór w kształcie stopy. Zostaje utworzony zadziór typu wyłamanie krawędzi. Obserwujemy ubytek materiału (Rys. 27, 8-II).

Obecnie prowadzone badania w zakresie mechaniki pęknięcia wykazują, iż propagacja pęknięcia, mechanizm jego powstania, jego rodzaj (z ang. *shear* lub *ductile*) oraz wartość

zastępczego odkształcenia w chwili zniszczenia (ang. *equivalent strain at fracture*) są zależne w znacznym stopniu od trójosiowego stanu naprężenia. Nie występuje ścisły związek pomiędzy właściwościami materiału a charakterem i procesem jego pęknięcia w formie przedstawionej przez Hashimure [11, 12, 45, 67, 145, 146]. Innymi słowy rodzaj formowanego zadzioru zależy od warunków skrawania. Ponadto istnieje możliwość, aby w zależności od dobranych parametrów skrawania, geometrii narzędzia skrawającego oraz właściwości materiału obrabianego w trakcie skrawania ortogonalnego wybranego materiału (analogicznie do schematu przedstawionego przez Hashimure) otrzymać zadzior dodatni i ujemny (zgodnie z klasyfikacją Iwaty [65]).



Rys. 28. Ilustracja przebiegu procesu formowania zadziorów: a) jednolitego, b) przejściowego, c) koronkowego [110].

W pracy [110] pokazano i omówiono podstawowe mechanizmy formowania zadziorów w trakcie wiercenia. Zostały one opracowane dla trzech głównych typów zadziorów: jednolitego, przejściowego i koronkowego. Ich przebieg zilustrowano na Rys. 28.

Zadzior jednolity cechuje się niewielką, równomierną wysokością i grubością na całym obwodzie. Charakterystyczny daszek, obserwowany nader często w procesach wiercenia, powstaje w jednej z ostatnich faz wykonywania otworu. W wyniku ruchu wiertła może on zostać oddzielony od materiału skrawanego, bądź pozostać jego częścią powiększając zadzior. Podczas procesu wiercenia, gdy strefa odkształceń plastycznych w wyniku ruchu

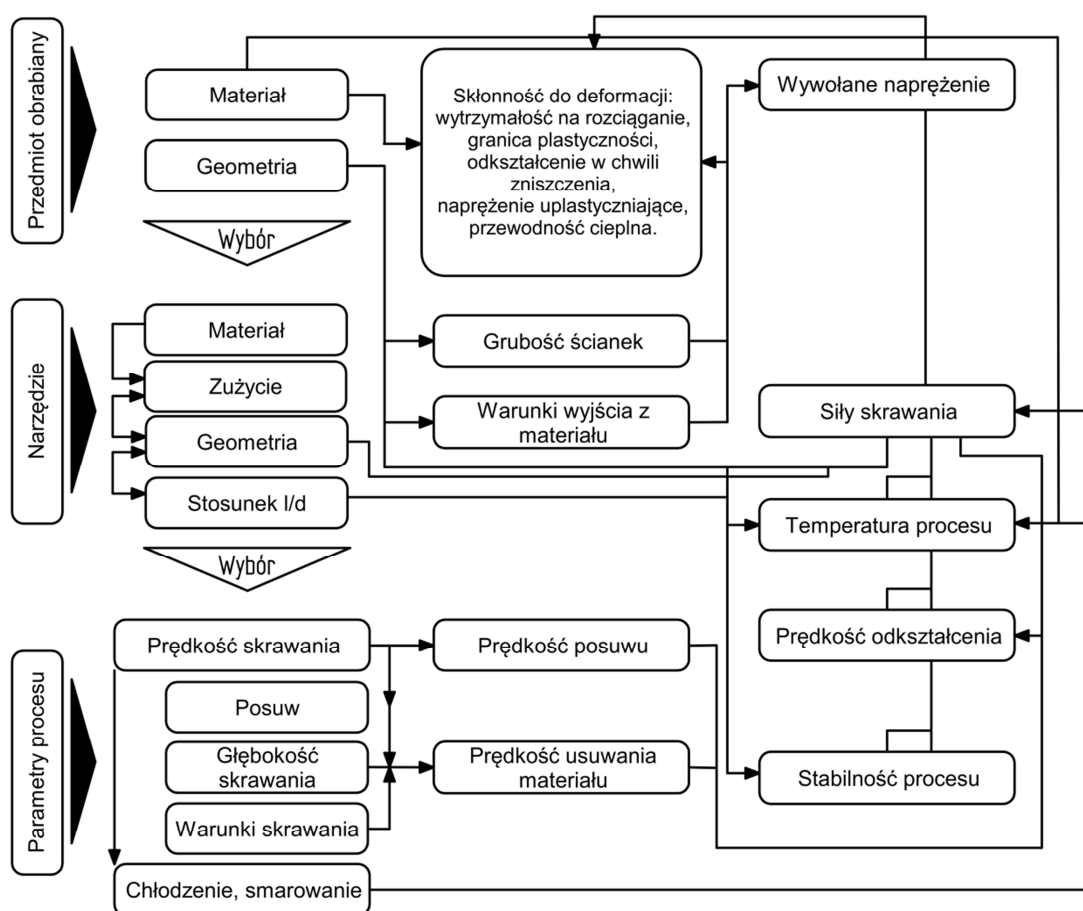
krawędzi poprzecznej (ścinu) osiągnie powierzchnie tylną przedmiotu obrabianego, obserwowane jest przejście od procesu skrawania do procesu gięcia materiału, którego początek widoczny jest przy wierzchołku narzędzia. W związku z tym, iż ścin nie ma krawędzi skrawającej, materiał poniżej jego podlega tylko odkształceniom plastycznym. Równocześnie pozostały materiał, w bliskiej jemu odległości, w wyniku trwającego procesu skrawania oraz postępujących odkształceń plastycznych, jest nieustannie pocieniany. W wyniku tego pęknięcie pierwotne występuje w pobliżu środka wiertła, gdzie materiał ma najmniejszą grubość (Rys. 28a). Wraz z ruchem posuwowym narzędzia strefa odkształceń plastycznych rozszerza się od środka wiertła do jego zewnętrznej krawędzi. W ostatnim kroku, obserwowana jest inicjacja pęknięcia wtórnego przy końcu krawędzi skrawającej wiertła. Prowadzi ona do oddzielenia daszka od materiału skrawanego. Pozostały nieodseparowany materiał jest stopniowo odkształcany i wypychany przed wiertło. W ten sposób powstaje zadziór jednolity [110].

Zadziór koronkowy ma znaczną wysokość i nieregularny kształt. W wyniku wiercenia z dużymi wartościami posuwu odkształcenia plastyczne materiału przy powierzchni tylnej wyrobu występują wcześniej. W związku z tym, grubsza warstwa materiału pod wiertłem ulega odkształceniu. Maksymalne odkształcenia są wywoływane w środku obszaru wyjścia narzędzia. Dlatego, z uwagi na proces umocnienia odkształceniowego, materiał w tej części jest bardziej kruchy a w konsekwencji bardziej podatny na pęknięcie powodujące w ostateczności powstanie zadzioru koronkowego (Rys. 28c) [110].

Zadziór przejściowy jest typem zadzioru powstałym w fazie przejścia pomiędzy zadziorem koronkowym a jednolitym. W trakcie tworzenia zadzioru przejściowego zauważalny jest prawie identyczny proces inicjacji pęknięć (pierwotnego oraz wtórnego) występujących w pewnej niewielkiej odległości od krawędzi poprzecznej wiertła (ścinu), jakie można zaobserwować w trakcie formowania zadzioru jednolitego. Proces inicjacji pęknięć widoczny jest później niż dla zadzioru jednolitego, lecz szybciej niż dla zadzioru koronkowego. Zachodzące w wyniku ruchu posuwowego wiertła odkształcenia plastyczne wokół ścinu przewyższają te w pozostałej części materiału. Z tego powodu analogicznie do procesu powstawania zadzioru koronkowego, tworzy się charakterystyczny (koronkowy) kształt górnej części zadzioru przejściowego (Rys. 28b) [110].

3.2. Wpływ wybranych parametrów na kształt i wielkość zadziorów

Z uwagi na skomplikowane zależności pomiędzy parametrami wpływającymi na wielkość zadzioru, skuteczne go ograniczanie wymaga pogłębionej analizy procesu obróbkowego. Niezbędna jest znajomość wzajemnych interakcji pomiędzy czynnikami wpływającymi na wielkość i kształt zadzioru. Wyjaśniono [101], że z uwagi na stopień powiązania nie istnieje możliwość rozdzielenia parametrów wpływających na przebieg odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego na pośrednie i bezpośrednie. Ich wzajemne powiązania zostały pokazane na Rys. 29.



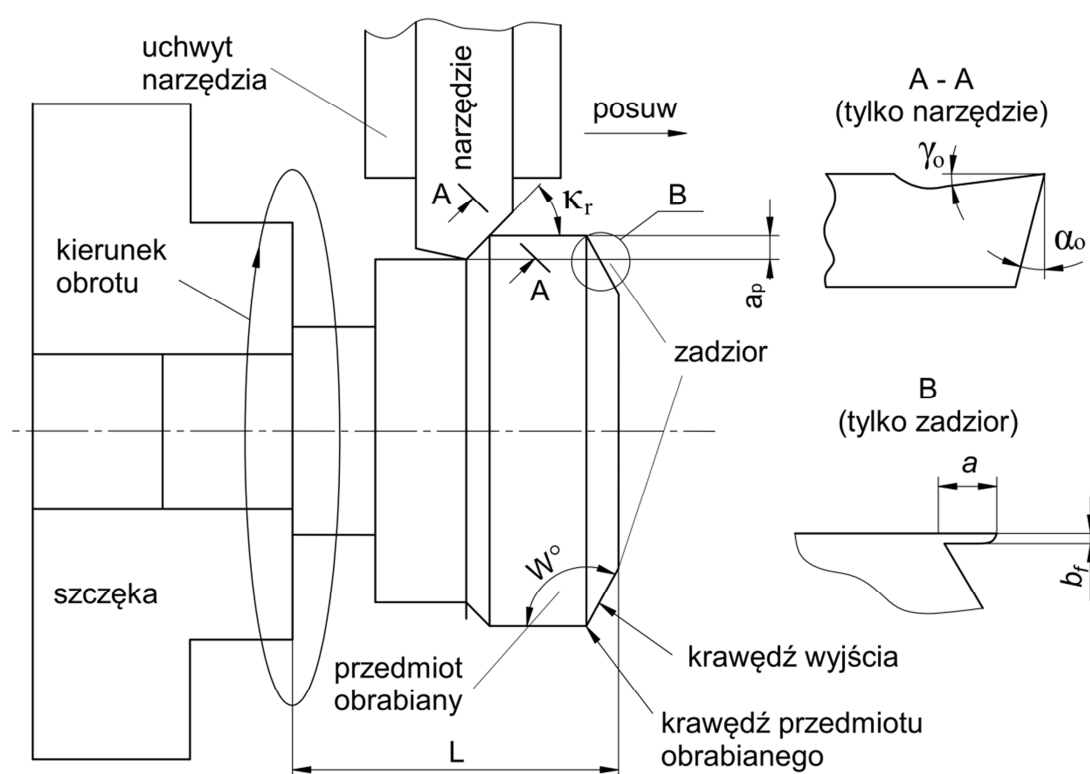
Rys. 29. Współzależności pomiędzy parametrami wpływającymi na proces formowania zadzioru [101].

Na podstawie szerokiej analizy przebiegu procesu kształtowania zadzioru w trakcie różnych procesów obróbkowych oraz wyników licznych prób skrawania stwierdzono, iż nie istnieje możliwość wyeliminowania zadziorów poprzez zmianę parametrów obróbki lub geometrii narzędzia. Nie mniej jednak wielkość zadzioru, mająca istotny wpływ na czas jego usunięcia, może być w znaczący sposób ograniczona w wyniku odpowiedniego doboru

warunków skrawania. Można wyodrębnić pięć kluczowych elementów mających decydujący wpływ na proces formowania zadzioru, do których zaliczymy: własności materiału obrabianego, geometrię narzędzia, zużycie narzędzia, kształt toru ruchu narzędzia i parametry skrawania [3].

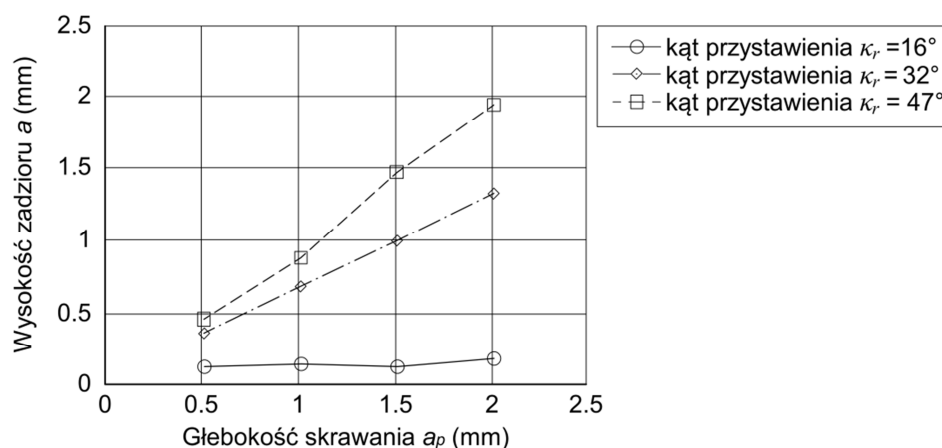
3.2.1. Wpływ głębokości skrawania

Powszechnie wiadomo, że istnieje silny związek pomiędzy głębokością skrawania oraz kształtem i wielkością zadzioru. Zhu [149] na podstawie wyników prób skrawania ortogonalnego miedzi, w zakresie niskich prędkości skrawania wykazał, że wysokość i grubość zadzioru rośnie proporcjonalnie z głębokością skrawania. Liniową zależność pomiędzy wysokością i grubością zadzioru wyjściowego a głębokością skrawania w trakcie skrawania ortogonalnego miedzi i aluminium wykazał także Hashimura w pracy [50]. Toropov [141] podczas toczenia wzdłużnego miedzi zaobserwował, że zadzior wyjściowy formowany w kierunku posuwu rośnie proporcjonalnie z głębokością skrawania. Analogiczną zależność Toropov przedstawił w pracach [140, 142] na podstawie wyników obróbki toczeniem aluminium Al 6061-T6. Na Rys. 30 zilustrowano schemat przeprowadzonego przez niego badania.



Rys. 30. Graficzna prezentacja przebiegu badania procesu kształtowania zadzioru wyjściowego w trakcie toczenia wzdłużnego [142].

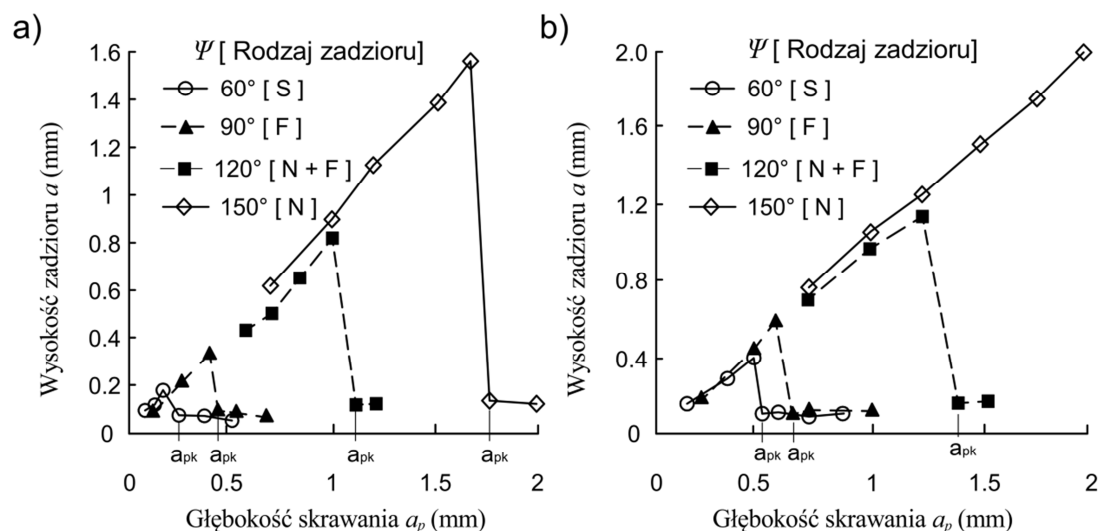
Toropov wyjaśnił, że wpływ głębokości skrawania na wysokość zadzioru wyjściowego formowanego w kierunku posuwu w trakcie toczenia zależy od kąta przystawienia κ_r noża tokarskiego (Rys. 31). Dla małej wartości tego kąta (16°) nie zaobserwowano wyraźnego związku pomiędzy wielkością zadzioru a głębokością skrawania. Dla większych wartości kąta przystawienia κ_r (32° i 47°) zanotowano w miarę równomierny monotoniczny przyrost wysokości zadzioru wraz z głębokością skrawania.



Rys. 31. Wpływ głębokości skrawania a_p na wysokość zadzioru a w zależności od kąta przystawienia κ_r noża tokarskiego [142].

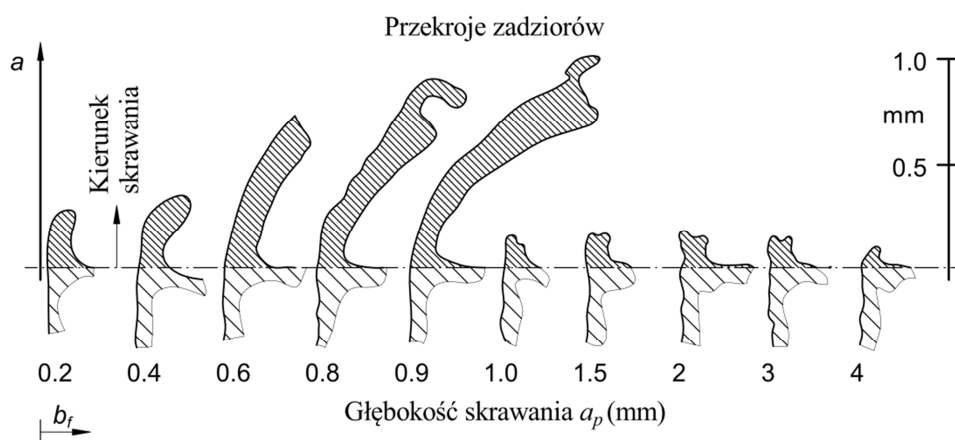
Olvera [116] w trakcie frezowania kąтового stali AISI 1040 badał wpływ głębokości skrawania na wysokość zadziorów formowanych na krawędziach 1, 5 i 9 (oznaczenie zgodnie z Rys. 22). Zwrócił uwagę na złożoność analizowanej zależności. Zauważył, że wysokość zadzioru na krawędzi 1 rosła równomiernie wraz z głębokością skrawania. Jednakże w przypadku zadziorów na krawędziach 5 i 9 zaobserwował zmianę mechanizmu formowania zadzioru po przekroczeniu krytycznej wartości głębokości skrawania. Do momentu osiągnięcia wartości wysokości warstwy skrawanej równej 0,8 i 1,5 mm, odpowiednio dla krawędzi 5 i 9, w trakcie frezowania powstawały zadziory pierwotne o znaczącej wielkości. Natomiast po przekroczeniu granicznej wartości głębokości skrawania formowane były kilkukrotnie mniejsze zadziory wtórne. Kishimoto [75] a następnie Chern [22] wykazali, że wysokość zadzioru, formowanego w trakcie procesu frezowania, rośnie monotonicznie wraz z głębokością skrawania do momentu osiągnięcia wartości krytycznej głębokości skrawania a_{pk} po której obserwowany jest nagły spadek wysokości zadzioru (Rys. 32). Przekroczenie krytycznej wartości głębokości skrawania a_{pk} powoduje zmianę przebiegu mechanizmu formowania zadzioru, w wyniku której zamiast zadzioru pierwotnego formowany jest zadziór wtórny. Zaprezentowane w pracach [22, 75] wnioski są zbieżne z przedstawionymi przez

Olvere [116]. Chern [22] zaobserwował również, że wpływ głębokości skrawania na wysokość zadzioru silnie zależy od kąta wyjścia narzędzia Ψ (Rys. 32). Kąt wyjścia narzędzia Ψ został zilustrowany w dalszej części pracy na Rys. 47.



Rys. 32. Wpływ głębokości skrawania a_p na wysokość zadzioru a w zależności od kąta wyjścia narzędzia Ψ dla: a) Al 2024-T4, b) Al 6061-T6. W nawiasach oznaczenie typu otrzymanego zadzioru: S – skrzęcony, F – falisty, N – typu nóż [22].

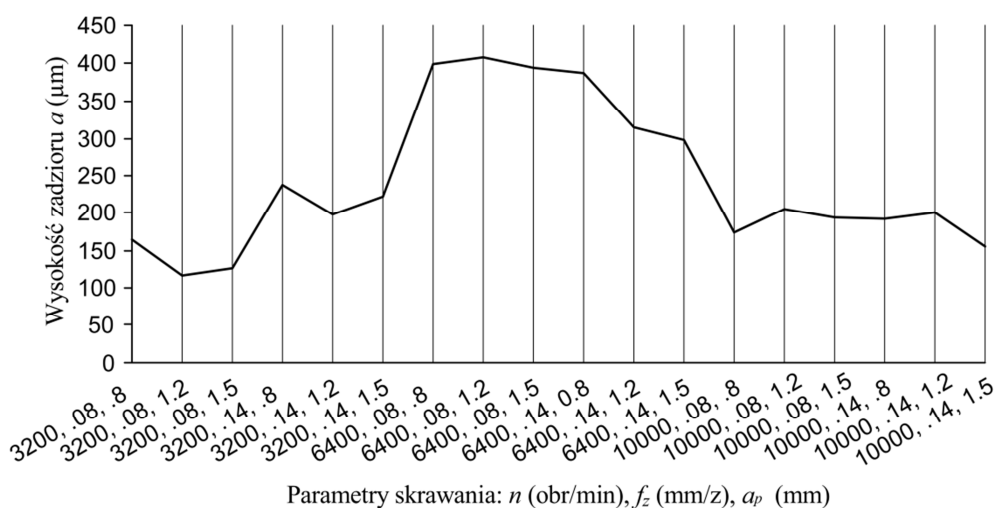
Schäfer [133] zwrócił uwagę, że podczas frezowania grubość zadzioru u jego nasady jest stała bez względu na głębokość skrawania. Na Rys. 33 pokazano zmianę wysokości i grubości zadzioru w zależności od wartości głębokości skrawania. Avila [6] pokazał, że wpływ głębokości skrawania na wielkość zadzioru formowanego w trakcie frezowania jest silnie zależny od innych parametrów (szczególnie prędkości skrawania) i własności materiału (Rys. 34).



Rys. 33. Zależność wymiarów zadziorów od głębokości skrawania a_p przy frezowaniu stali: a - wysokość zadzioru, b_f - grubość zadzioru [133].

3.2.2. Znaczenie prędkości skrawania

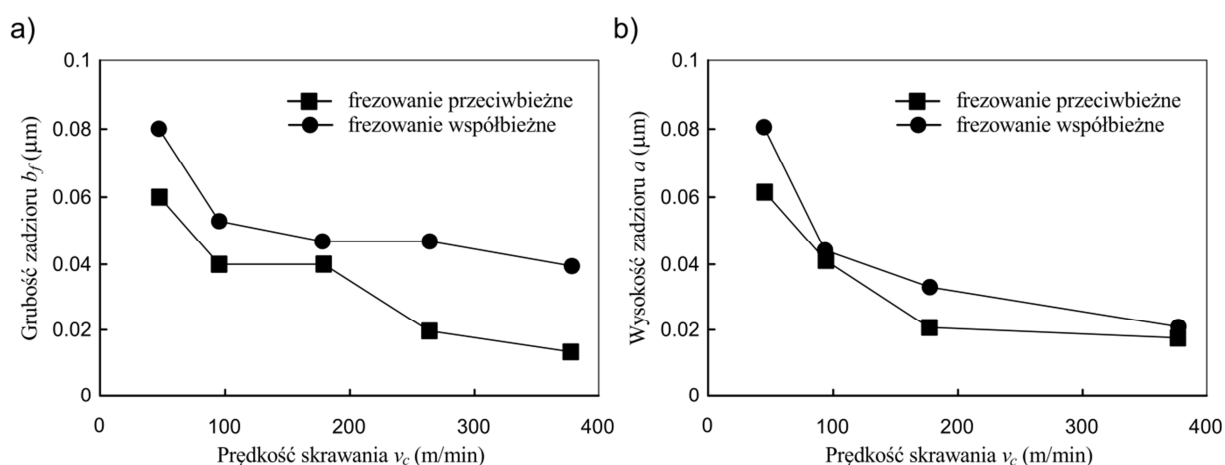
Charakter oddziaływania prędkości skrawania na wielkość zadzioru jest wciąż niejasny. W pracy [6] udowodniono dominujący wpływ tego parametru na wielkość zadzioru formowanego w trakcie wysokowydajnej obróbki frezowaniem stopu aluminium. Autor pracy [6] pokazał, że wpływ posuwu i głębokości skrawania na postać zadzioru zależy od zastosowanej prędkości skrawania. Przedstawione krzywe opisujące zależność wysokości zadzioru od prędkości skrawania nie miały monotonicznego charakteru. Na Rys. 34 przedstawiono przykładową krzywą opisującą przebieg wysokości zadzioru wyjściowego w zależności od wybranych parametrów skrawania. Na jej przykładzie można zauważyć, że dla najmniejszych prędkości skrawania (1257 m/min) oraz największych (3927 m/min) obserwowano spadek wysokości zadzioru wyjściowego. Dla średniej wartości prędkości skrawania w omawianym przedziale (2513 m/min) wysokość zadzioru osiągnęła maksimum. Avila [6] podkreślił ponadto, że w pewnym zakresie prędkości skrawania obserwowano wzrost wysokości zadzioru wyjściowego wraz ze wzrostem posuwu i jego spadek wraz ze wzrostem głębokości skrawania, a w innym przedziale wysokość zadzioru malała wraz ze wzrostem głębokości skrawania i wartości posuwu.



Rys. 34. Wysokość zadzioru wyjściowego, formowanego w trakcie frezowania stopu AlSi9Cu3 w zależności od prędkości obrotowej wrzeciona n , posuwu f_z i głębokości skrawania a_p [6].

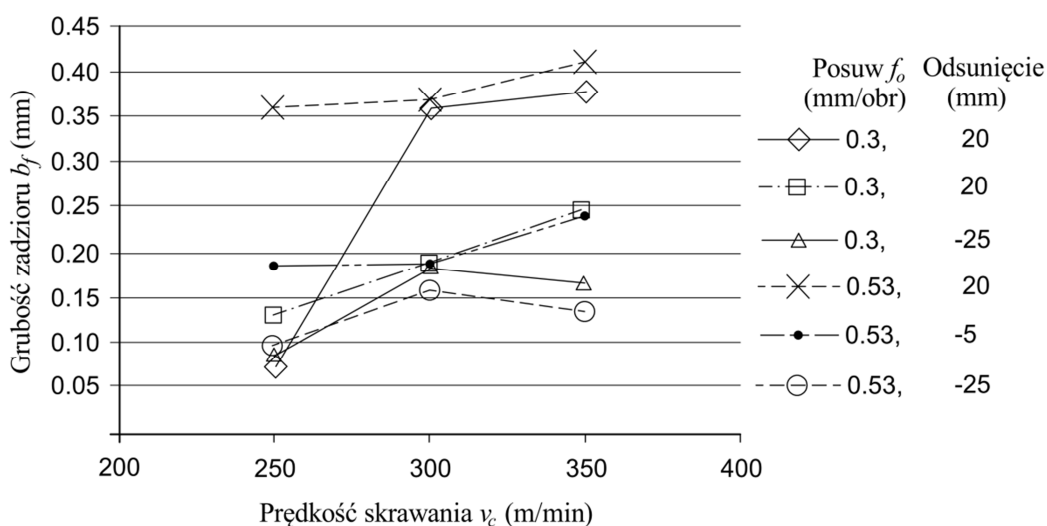
Wnioski, o znaczącej roli prędkości skrawania zostały przedstawione w również pracy [8]. Jej autorzy wykazali, iż w wyniku zmiany prędkości skrawania zmienia się mechanizm formowania zadzioru, jego typ i wielkość. Bierman [15] wykazał, iż wraz ze wzrostem prędkości skrawania w trakcie toczenia stali X2CrNiMoN22-5-3 rośnie wielkość zadzioru

wyjściowego. Matuszak [106, 107] pokazał, że wpływ prędkości skrawania na wielkość zadzioru w trakcie frezowania stopów magnezu jest różny dla każdego z rozpatrywanych jego typów. Zaobserwował wyraźny wpływ prędkości skrawania na wielkość zadzioru górnego oraz niewielki wpływ na wielkość zadzioru wyjściowego (oznaczenie zgodne z Rys. 20). Olvera [116] przeprowadził analizę wpływu prędkości skrawania na wielkość zadziorów otrzymywanych podczas frezowania kąтового stali AISI 1040. Zanotował nieznaczny spadek wysokości zadzioru na krawędziach 1, 5 i 9 (oznaczenie zgodne z Rys. 22) wraz ze wzrostem prędkości skrawania. Kim i Kang [73] zaobserwowali spadek wysokości zadzioru wraz ze wzrostem prędkości skrawania w trakcie wysokowydajnej obróbki frezowaniem aluminium Al 2024 (Rys. 35). W pracy [20] pokazano, że w trakcie frezowania stopu aluminium 2A12 wraz ze wzrostem prędkości skrawania znacząco spada wielkość zadzioru górnego (typ zadzioru zgodnie z Rys. 20). W trakcie badań eksperymentalnych, których wyniki przedstawiono w pracy [41] nie zaobserwowano związku pomiędzy prędkością skrawania i wysokością zadzioru wyjściowego formowanego w trakcie planowania stopu aluminium AlSi10Mg. Wykazano, jednak, że w przeciwieństwie do wielkości zadziorów wyjściowych wielkość zadziorów górnych jest zależna od prędkości skrawania (odwrotnie proporcjonalna). Bansal [10] zalecił stosowanie wysokich prędkości skrawania w trakcie frezowania stopów aluminium AlSi7Mg i AlSi10Mg oraz niskich dla stopów magnezu. W pracy [60] nie zaobserwowano znaczącego wpływu prędkości skrawania na zjawisko formowania zadzioru w trakcie frezowania czołowego stali C45E. Brak powiązania pomiędzy wysokością zadzioru a prędkością skrawania zaobserwowano również w trakcie badań, których wyniki pokazano w pracy [137].



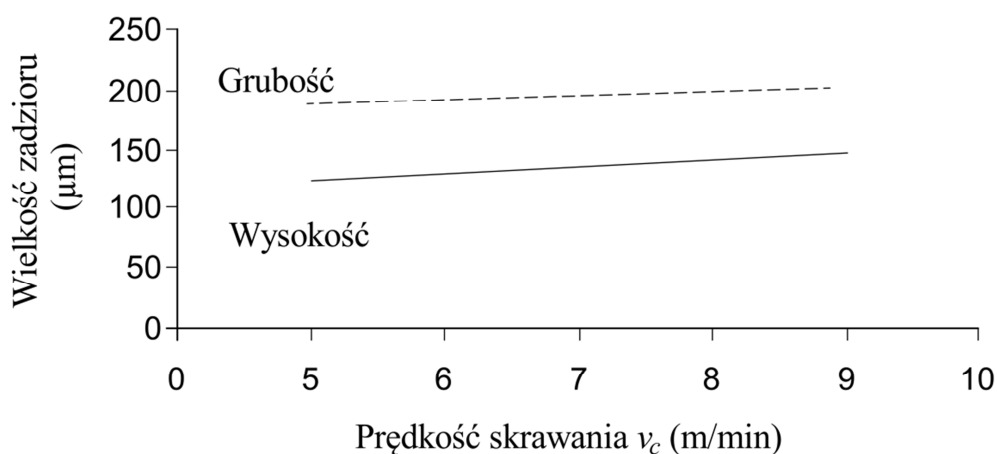
Rys. 35. Wpływ prędkości skrawania v_c na cechy geometryczne zadzioru: a) grubość zadzioru b_f , b) wysokość zadzioru a [73].

W pracy [134] rozpatrywano wpływ prędkości skrawania na grubość zadzioru tworzonego w trakcie frezowania czołowego żeliwa. Zauważono, że bez względu na wartość innych zmiennych (posuwu, szerokości skrawani, kąta wyjścia narzędzia) grubość zadzioru rosła wraz ze wzrostem prędkości skrawania (Rys. 36). Wynik „wy tłumaczono” wzrostem ciągliwości materiału skrawanego (żeliwa szarego) wynikającym ze zwiększenia prędkości skrawania, wpływającego na przyrost temperatury w strefie skrawania.



Rys. 36. Wpływ prędkości skrawania v_c na grubość zadzioru b_f formowanego w trakcie frezowania żeliwa szarego w zależności od wartości posuwu f_o i odległości środka frezu od krawędzi przedmiotu obrabianego [134].

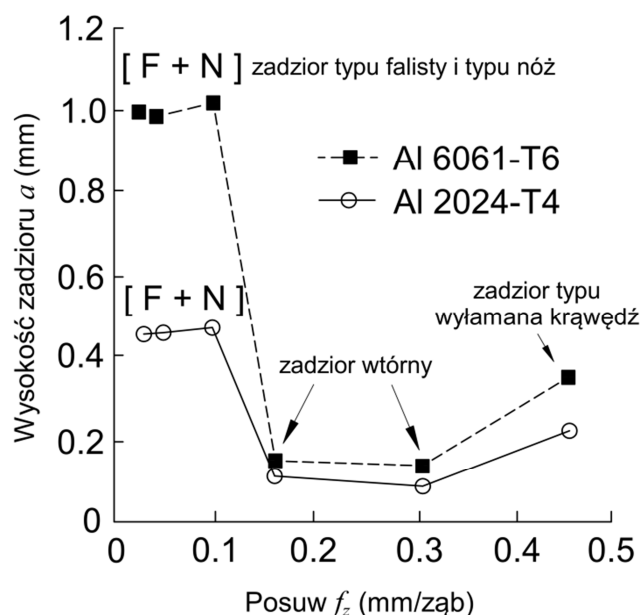
Dornfeld w [37] na podstawie wyników procesu wiercenia stopu Ti-6Al-4V analizował wpływ prędkości skrawania na wybrane cechy geometryczne zadzioru. Zaobserwował liniową zależność, która została pokazana na Rys. 37.



Rys. 37. Wpływ prędkości skrawania v_c na wysokość a i grubość b_f zadzioru wyjściowego formowanego w trakcie wiercenia stopu Ti-6Al-4V [37].

3.2.3. Rola posuwu

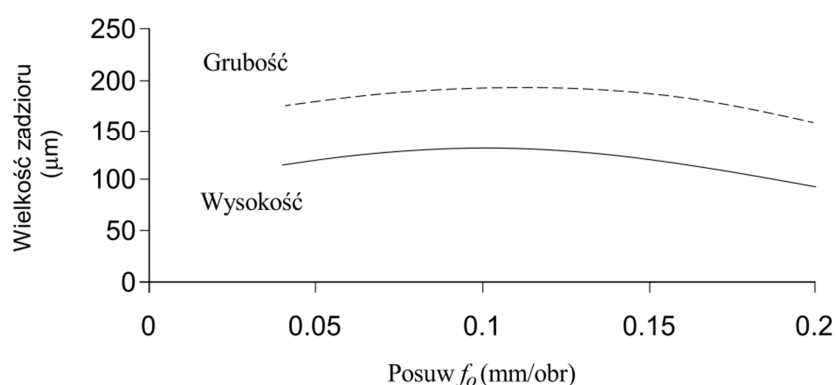
Matuszak [105, 106, 107], w trakcie frezowania stopów magnezu i manganu, zaobserwował znaczący spadek wielkości zadziorów wraz ze wzrostem posuwu, a w trakcie frezowania stopów aluminium 7075, 2024 jego wzrost. Spadek wysokości zadzioru wraz ze wzrostem posuwu na ząb, zauważył również Silva [137] w trakcie frezowania czołowego żeliwa szarego GH 190 UN. W badaniach [41] polegających na planowaniu stopu aluminium AlSi10Mg nie zauważono wyraźnego związku pomiędzy posuwem i wysokością zadzioru wyjściowego oraz zanotowano, że wielkość zadziorów górnych rośnie proporcjonalnie do wartości posuwu. Olvera [116] zaobserwował silny wzrost wysokości zadzioru na krawędziach 9 oraz 5 i wyraźny spadek wysokości zadzioru na krawędzi 1 wraz ze wzrostem wartości posuwu (oznaczenie krawędzi zgodne z Rys. 22). Chern [22] potwierdził, że wartość posuwu ma istotny wpływ na przebieg mechanizmu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego. Pokazał, iż w zależności od wartości posuwu zmienia się typ formowanego zadzioru (Rys. 38). Niknam [115] na podstawie wyników uzyskanych w trakcie skrawania aluminium (Al 2024-T351 oraz Al 6061-T6) wykazał, że posuw jest dominującym parametrem wpływającym na wysokość zadziorów wyjściowych bocznych (typ zadzioru zgodnie z Rys. 20).



Rys. 38. Rodzaj zadzioru i jego wysokość a w zależności od posuwu f_z [22].

Dornfeld i Min w [37, 71] na podstawie wyników prób wiercenia stopu Ti-6Al-4V, oraz stali AISI 304L oraz AISI 4118 wyjaśnili wpływ posuwu na wybrane cechy geometryczne

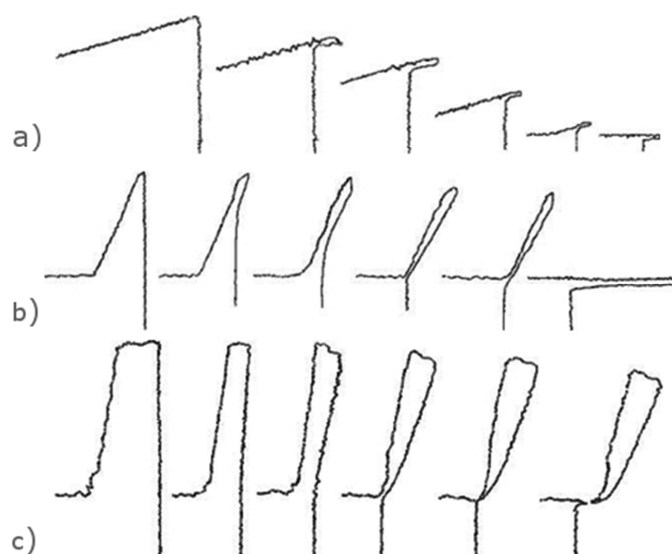
zadzioru. Przykładowe wyniki, otrzymane na podstawie prób skrawania stopu tytanu, zostały pokazane na Rys. 39.



Rys. 39. Wpływ posuwu na wysokość a i grubość b_f zadzioru wyjściowego formowanego w trakcie wiercenia stopu tytanu Ti-6Al-4V [37].

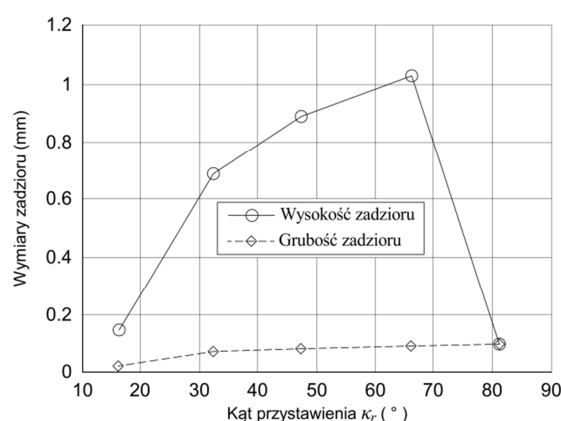
3.2.4. Wpływ geometrii narzędzia skrawającego na wielkość zadziorów

Toropov [140, 142] analizował wpływ geometrii noża tokarskiego na wysokość i grubość zadzioru wyjściowego formowanego w trakcie toczenia wzdłużnego aluminium Al 6061-T6. Na Rys. 30 zilustrowano schemat przeprowadzonego badania eksperymentalnego. Toropov zaobserwował, że wartość kąta przystawienia κ_r znacząco wpływa na przebieg procesu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego. Wyróżnił w zależności od wartości tego kąta trzy odmienne mechanizmy formowania zadzioru wyjściowego (Rys. 40).



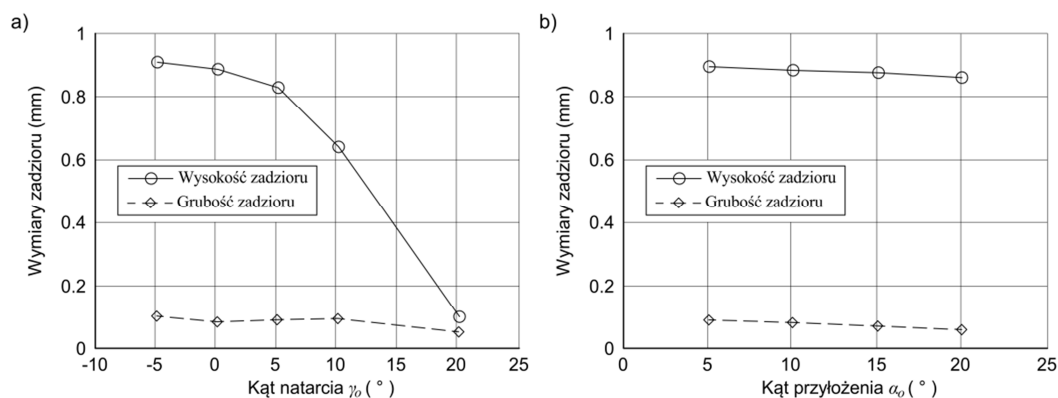
Rys. 40. Trzy odmienne procesy formowania zadzioru wyjściowego w trakcie toczenia wzdłużnego w zależności od wartości kąta przystawienia κ_r noża: a) 16° , b) $32, 47, 66^\circ$, c) 88° [142].

Zauważył, że dla małych wartości (16°) kąta przystawienia κ_r proces formowania, w kierunku posuwu, zadzioru wyjściowego, był zbliżony do procesu kształtowania zadzioru typu Poisson. Natomiast dla średnich wartości ($32, 47, 66^\circ$) kąta przystawienia κ_r dominującym procesem w trakcie formowania zadzioru było zginanie. Dla dużych wartości (88°) kąta przystawienia κ_r w trakcie formowania zadzioru Toropov zaobserwował jego pękanie u podstawy, uniemożliwiające zginanie wióra, obserwowane dla średnich wartości tego kąta. Zgodnie z oczekiwaniami, na podstawie wyników eksperymentów, Toropov wykazał silną zależność pomiędzy wartością kąta przystawienia κ_r a wysokością zadzioru wyjściowego. Pokazał, że wysokość zadzioru rośnie monotonicznie wraz z wartością kąta przystawienia κ_r , aż do chwili wystąpienia trzeciego mechanizmu kształtowania zadzioru, który prowadzi do spadku wielkości zadzioru (Rys. 41).



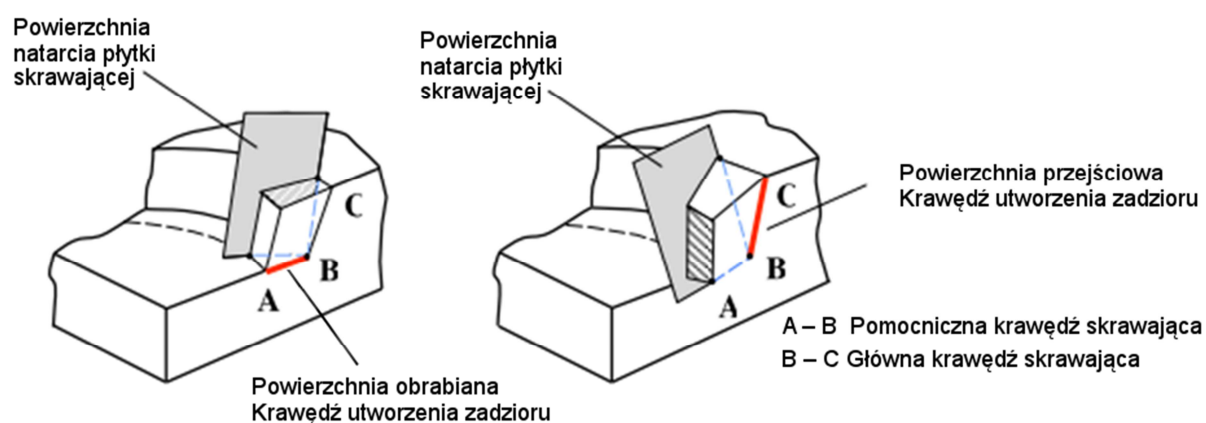
Rys. 41. Wysokość i grubość zadzioru wyjściowego w zależności od kąta przystawienia κ_r noża [142].

Toropov [140, 142] przedstawił także wpływ kąta natarcia γ_o oraz przyłożenia α_o na wysokość zadzioru wyjściowego. Zauważył, że wartość kąta przyłożenia α_o nie wpływa znacząco na wielkość zadzioru, w przeciwieństwie do wartości kąta natarcia γ_o (Rys. 42).



Rys. 42. Wpływ a) kąta natarcia γ_o , b) kąta przyłożenia α_o na wysokość i grubość zadzioru wyjściowego [142].

W pracach [6, 51, 53] analizowano wpływ geometrii ostrza głowicy frezarskiej na wielkość zadzioru. Hashimura [51, 53] wykazał, że wraz ze wzrostem wartości kąta osiowego γ_p spada wysokość zadzioru formowanego w trakcie frezowania stali nierdzewnej AISI 304L. Avila [6] zaobserwował podczas frezowania stopów: AlSi9Cu3 i AlSi7Mg-wa zmniejszenie wielkości zadziorów ze wzrostem kąta osiowego γ_p oraz ich wzrost dla dodatnich wartości kąta promieniowego γ_f . Analogiczne wyniki, na podstawie prób skrawania stopów AlSi7Mg, AlSi9Cu3, AlSi10Mg, AS21, AS41 zostały przedstawione w pracach [10, 56, 90]. Bansal [10] na podstawie wyników skrawania stopów aluminium AlSi7Mg, AlSi10Mg oraz magnezu AS21, AS41 stwierdził, że największa efektywność ograniczenia wysokości zadziorów występuje dla płytek o podwójnie ujemnej geometrii. Jednakże z uwagi na niezadowalającą jakość powierzchni obrobionej zalecił stosowanie w celu wyeliminowania zadziorów głowic frezarskich z dodatnim kątem osiowym γ_p i ujemnym kątem promieniowym γ_f . W omówionych powyżej pracach stworzono podstawy teorii Sekwencji Wyjścia (ang. *Exit Order Sequence*).



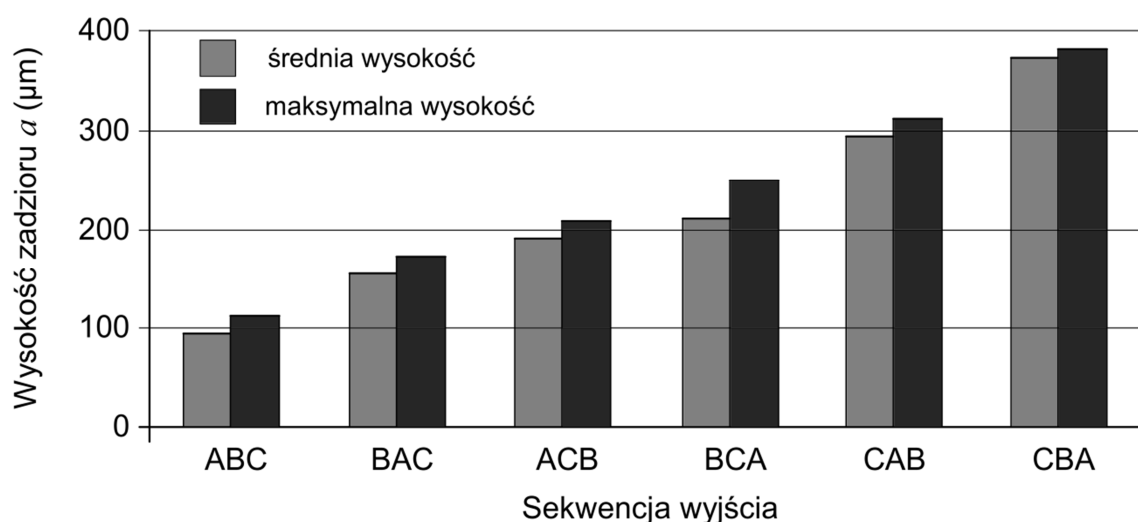
Rys. 43. Ilustracja procesu tworzenia zadzioru w trakcie frezowania w zależności od orientacji krawędzi skrawających płytki [90].

W operacjach frezowania, mechanizm formowania zadzioru jest ściśle związany z kierunkiem spływu wióra. Na podstawie obserwacji wspomnianej zależności została zaproponowana teoria Sekwencji Wyjścia [53]. Teoria ta bierze pod uwagę kierunek spływu wióra związany z kolejnością wyjścia głównej oraz pomocniczej krawędzi skrawającej z materiału, geometrię narzędzia oraz wartość posuwu i głębokości skrawania.

Jeżeli pomocnicza krawędź skrawająca A-B wyjdzie ze strefy skrawania wcześniej niż główna krawędź skrawająca B-C, wiór zawisnie na powierzchni przejściowej i zostanie utworzony zadzior boczny (Rys. 43a). W wyniku następujących po sobie kolejnych przejść

narzędzia skrawającego powierzchnia przejściowa, a wraz z nią przylegający zadziór, zostanie usunięta. Natomiast, gdy krawędź pomocnicza A-B opuści strefę skrawania później niż krawędź główna B-C, wiór zawiśnie na powierzchni obrabianej i powstanie zadziór wyjściowy (Rys. 43b).

Zgodnie z przedstawionym mechanizmem formowania zadzioru sekwencja wyjścia A-B-C jest korzystniejsza niż B-C-A, i prowadzi do znaczącego ograniczenia zadziorów. Powyższy wniosek został potwierdzony w pracach [6, 90, 91]. Avila [6] i Kumar [90, 91] badali wpływ różnych sekwencji wyjścia w trakcie frezowania stopów: AlSi9Cu3, AlSi7Mg-wa, AlSi10Mg. Wykazali zgodnie, że wysokość zadziorów rośnie wraz z przedstawioną kolejnością wyjścia krawędzi skrawających: ABC, BAC, ACB, BCA, CAB i CBA (Rys. 44).

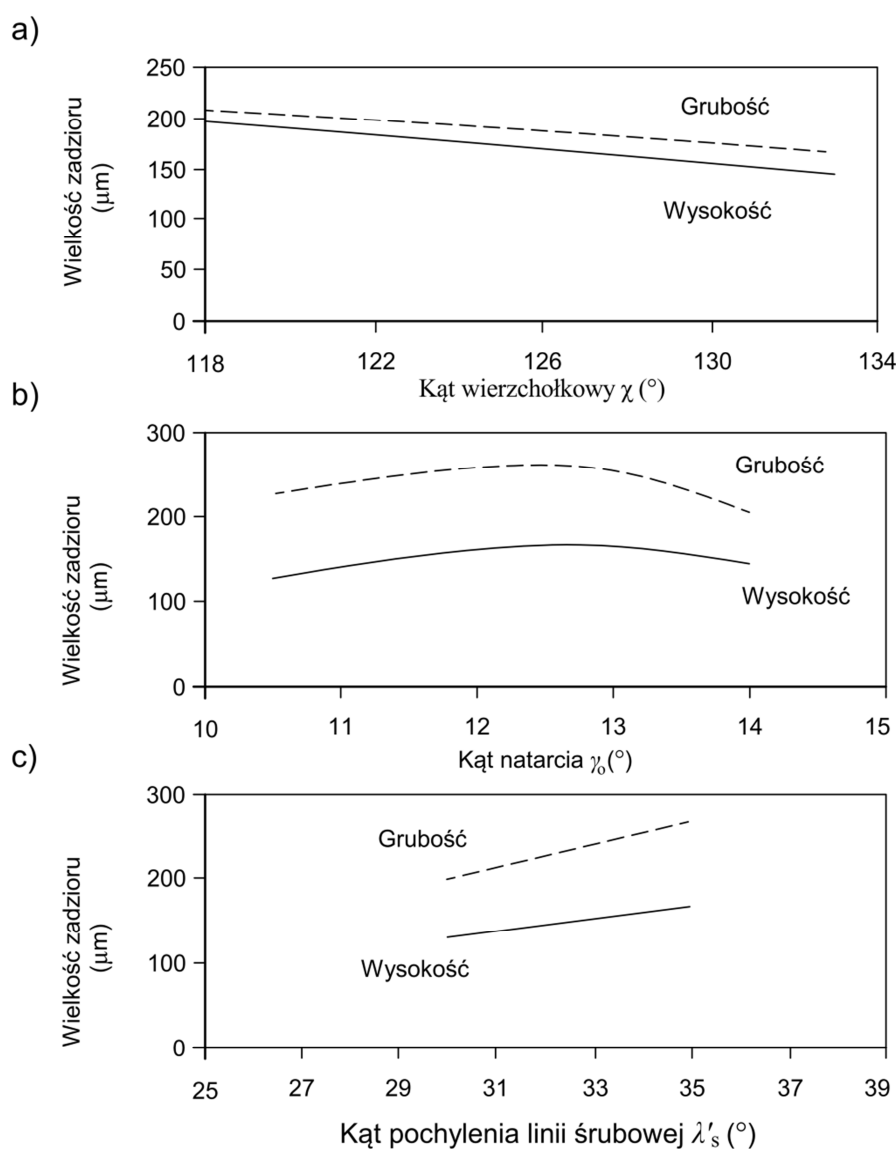


Rys. 44. Wpływ kolejności wyjścia krawędzi skrawających na wysokość zadzioru a dla stopu AlSi7Mg [91].

Kim oraz Kang [73] na podstawie wyników obróbki konwencjonalnej frezem węglkowym oraz obróbki wysokowydajnej frezem diamentowym stopu aluminium stwierdzili, że własności fizyczne narzędzia (ostrość krawędzi, współczynnik tarcia, przewodność cieplna) w większym stopniu niż parametry skrawania wpływają na wielkość zadziorów. W pracy [8] pokazano, że wraz ze wzrostem średnicy narzędzia (monolitycznego frezu trzpieniowego), przy zachowaniu identycznych parametrów skrawania, rośnie wysokość zadzioru. Przeprowadzone badania eksperymentalne, których wyniki pokazano w [116] wykazały, iż podczas frezowania narzędziem z płytką skrawającą z zaokrąglonym narożem ($R=0,8$) powstawały na krawędziach 1 i 9 (typ zadzioru zgodnie z Rys. 22) zadziory dwukrotnie wyższe niż w przypadku frezowania narzędziem z płytką skrawającą typu Wiper

(płytki skrawająca o profilu naroża ukształtowanym z wielu wycinków koła [131]). Autorzy pracy [118] zaobserwowali w trakcie frezowania płaszczyzny, iż promień zaokrąglenia naroża płytki skrawającej wpływa na kształt zadzioru falistego. Zhu [149] wykazał, że wraz ze wzrostem promienia krawędzi skrawającej rośnie wysokość i grubość zadzioru formowanego w trakcie skrawania ortogonalnego.

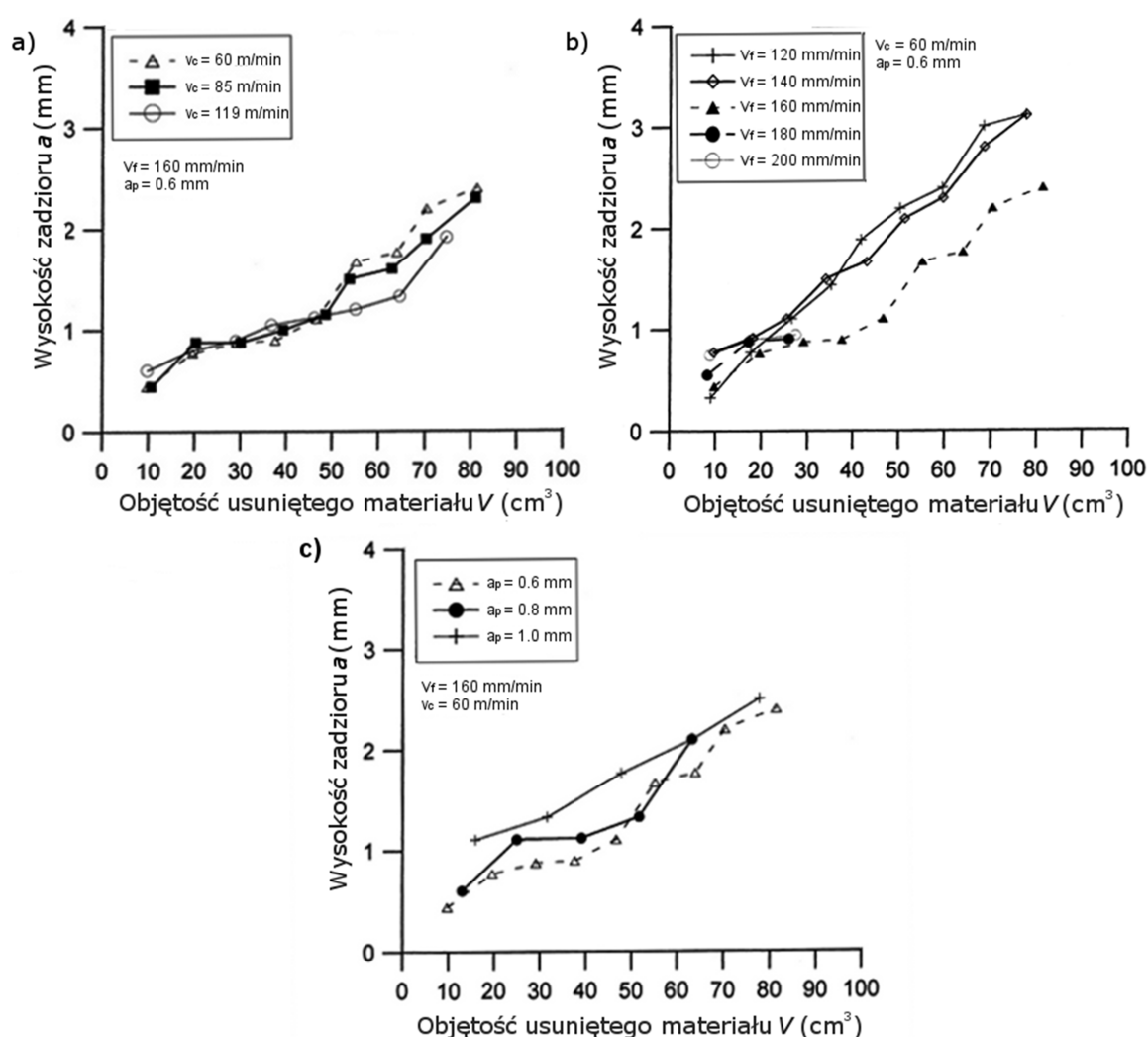
W pracach [37, 80, 81, 88] analizowano wpływ wybranych cech geometrycznych wiertła na kształt i wielkość zadzioru oraz na przebieg procesu jego formowania. Przedstawiono różne koncepcje budowy wiertła uwzględniające badane zależności. Na Rys. 45 pokazano związek pomiędzy wybranymi cechami geometrycznym narzędzia a postacią zadzioru wyjściowego tworzonego w trakcie procesu wiercenia.



Rys. 45. Wpływ wybranych cech geometrycznych wiertła na wysokość i grubość zadzioru wyjściowego [37].

3.2.5. Skutek zużycia narzędzia

Stan ostrza narzędzia skrawającego ma istotny wpływ na wielkość zadziorów kształtowanych w trakcie różnych procesów obróbkowych. Wykruszenie bądź inny rodzaj zużycia krawędzi skrawającej narzędzia negatywnie wpływa na proces formowania zadzioru, powodując jego wyraźny wzrost. Gillespie [47] na podstawie badań oddziaływania różnych czynników na wysokość zadzioru w trakcie frezowania walcowo-czołowego stwierdził, iż stępienie krawędzi skrawającej najsilniej wpływa na przebieg procesu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego.



Rys. 46. Związek pomiędzy wysokością zadzioru a i objętością usuniętego materiału V w zależności od wartości parametrów skrawania: a) prędkości skrawania v_c , b) prędkości posuwu V_f , c) głębokości skrawania a_p [100].

Lin [100] na podstawie wyników obróbki frezowaniem stali SUS304 analizował związek pomiędzy wybranymi parametrami skrawania, ich wpływem na zużycie narzędzia

a wysokością zadzioru. Przedstawił krzywe opisujące wpływ prędkości skrawania, prędkości posuwu oraz głębokości skrawania na wielkość zadzioru w zależności od objętości usuniętego materiału (Rys 46). Zaobserwował również, iż bez względu na parametry skrawania na koniec okresu trwałości narzędzia w trakcie frezowania powstaje zadziór skręcony. W pracy [137] za pomocą analizy czynnikowej wykazano, że zużycie na powierzchni przyłożenia płytki skrawającej jest dominującym parametrem wpływającym na wysokość zadzioru otrzymanego w trakcie frezowania żeliwa szarego GH 190 UN.

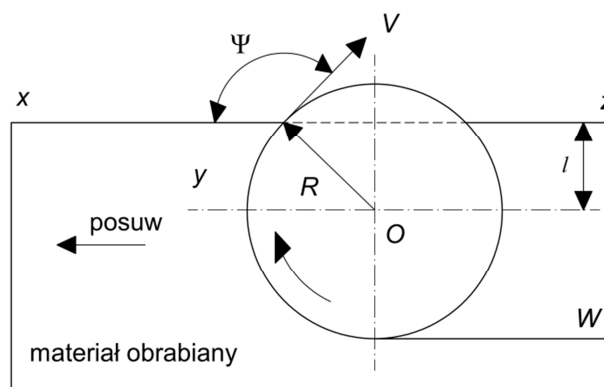
3.2.6. Funkcja ścieżki narzędzia

Projekt toru ruchu narzędzia obejmuje szeroki zakres aspektów związanych z procesem skrawania. Trajektoria ruchu narzędzia odwzorowuje geometrię przedmiotu obrabianego. Jest ściśle związana z nastawami, których wartości uwzględniane są poprzez odpowiednio wygenerowany kształt ścieżki. Istnieje wiele różnych strategii i technik generowania ścieżki ruchu narzędzia. Umożliwiają one ustalenie obciążenia narzędzia, wymiarów warstwy skrawanej oraz rodzaju obróbki frezowaniem (współbieżne, przeciwbieżne). Możliwość znaczącego wpływu na kształt toru ruchu narzędzia pozwala ingerować w przebieg procesu formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego. Olvera [116] porównał wysokość zadziorów otrzymanych w wyniku frezowania współbieżnego oraz przeciwbieżnego. Pokazał, że wysokość zadziorów formowanych w trakcie frezowania współbieżnego jest mniejsza. Analogiczne wnioski zostały przedstawione w pracy [73]. Bardziej złożoną analizę wpływu toru ruchu narzędzia przedstawiono w pracach [10, 22, 30, 31, 95, 128, 137]. Badano w nich wpływ zaangażowania narzędzia na wysokość zadziorów. Wykazano wysoką istotność atrybutu opisanego jako kąt wyjścia narzędzia. Parametr ten zdefiniowano jako kąt zawarty między wektorem prędkości skrawania V a krawędzią przedmiotu w miejscu wyjścia narzędzia ze strefy skrawania (Rys. 47).

Wartość kąta wyjścia narzędzia Ψ można wyznaczyć z zależności [22]:

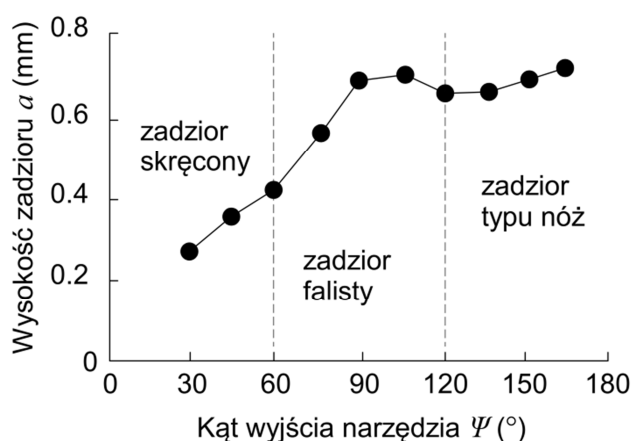
$$\Psi = 90^\circ + \sin^{-1}\left(\frac{l}{R}\right) \quad (2)$$

gdzie R to promień narzędzia skrawającego a parametr l to wartość odsunięcia środka narzędzia O od krawędzi przedmiotu obrabianego (Rys. 47). Na podstawie przedstawionej zależności, zauważając że wartość l przyjmuje wartości z zakresu $(R, -R)$, można stwierdzić, iż wartość kąta wyjścia narzędzia zawiera się w przedziale $(0, 180^\circ)$



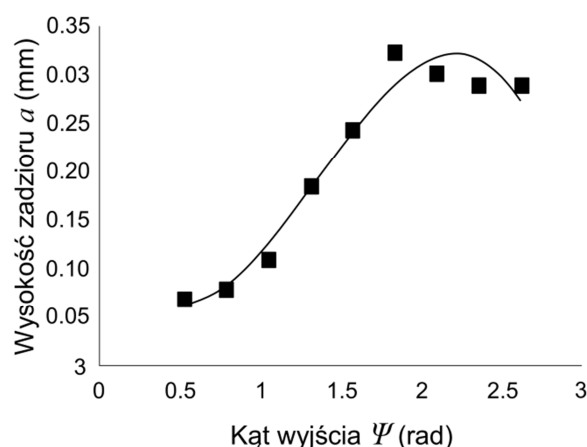
Rys. 47. Ilustracja graficzna kąta wyjścia narzędzia Ψ [22].

Chern [22] badał wpływ wartości kąta wyjścia narzędzia Ψ na wysokość zadzioru formowanego w trakcie frezowania czołowego wybranych stopów aluminium (Al 1100, Al 2024-T4, Al 6061-T6). Zaobserwował, że zmiana wartości kąta wyjścia Ψ powoduje zmianę rodzaju otrzymywanego zadzioru oraz wpływa znacząco na jego wysokość (Rys. 48).



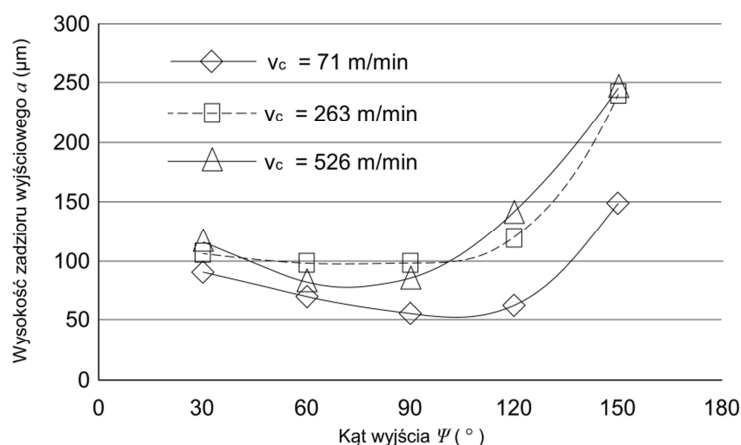
Rys. 48. Typy zadziorów powstające w trakcie frezowania czołowego aluminium Al 1100 w zależności od wartości kąta wyjścia narzędzia Ψ [22].

Lee [95] pokazał na przykładzie frezowania czołowego aluminium Al 6061-T6 oraz stali nierdzewnej SUS304, że wpływ wartości kąta wyjścia jest silnie zależy od własności materiału obrabianego. Zauważył, że w przypadku dobrze skrawalnego stopu aluminium kąt wyjścia narzędzia jest dominującym czynnikiem wpływającym na wysokość zadzioru. Jednocześnie zaobserwował, że w przypadku materiału trudno skrawalnego SUS304, o niskiej przewodności cieplnej, wpływ wartości kąta wyjścia jest znacząco mniejszy w porównaniu do wpływu wartości prędkości skrawania i posuwu.



Rys. 49. Wpływ kąta wyjścia narzędzia Ψ na wysokość zadzioru a formowanego w trakcie frezowania czołowego stali 45C8 [128].

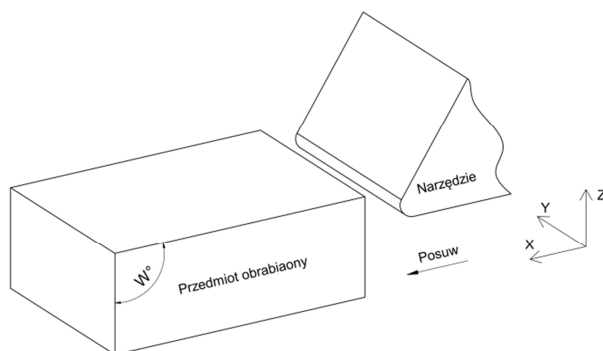
W pracy [128] przedstawiono wpływ wartości kąta wyjścia narzędzia na wysokość zadzioru formowanego w trakcie frezowania czołowego stali 45C8 (Rys. 49). Wykazano, iż wysokość zadzioru rośnie do momentu gdy wartość kąta wyjścia osiągnie wartość 105 stopni, po czym zaczyna spadać. Analogiczne wyniki uzyskane podczas frezowania aluminium oraz stali En-25 zaprezentowano w pracach [30, 31]. Matuszak [107] przedstawił wpływ kąta wyjścia Ψ na wysokość zadzioru wyjściowego dla różnych wartości prędkości skrawania w trakcie frezowania kątowego stopu magnezu AZ91 HP. Zaobserwował nieznaczny spadek wysokości zadzioru wyjściowego wraz ze wzrostem wartości kąta wyjścia narzędzia aż do osiągnięcia wartości lokalnego minimum (Rys. 50). Po przekroczeniu wartości kąta wyjścia dla lokalnego minimum Matuszak zaobserwował znaczący, prawie trzykrotny, wzrost wartości wysokości zadzioru. W pracy [137] na podstawie prób skrawaniem żeliwa szarego GH 190 UN potwierdzono dominujący wpływ kąta wyjścia na wysokość zadzioru.



Rys. 50. Wpływ kąta wyjścia Ψ na wysokość zadzioru wyjściowego a w zależności od prędkości skrawania v_c [107].

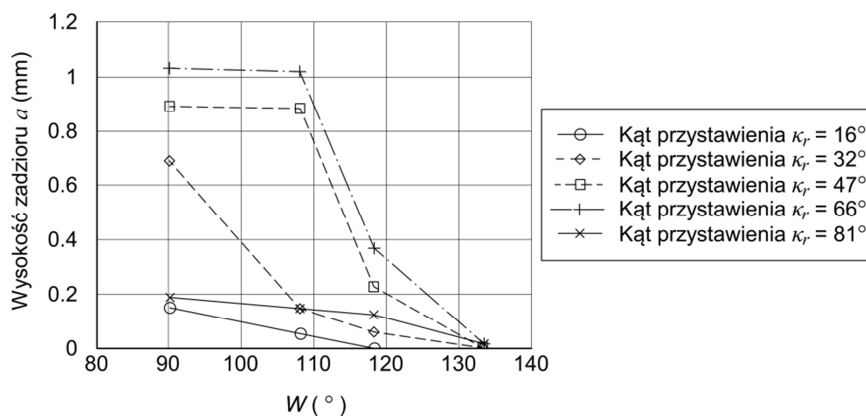
3.2.7. Efekt geometrii przedmiotu obrabianego

Wpływ geometrii przedmiotu obrabianego na wielkość i kształt zadzioru był rozpatrywany w wielu pracach. W większości z nich badacze skupili się na analizie wpływu sztywności wyrobu w miejscu wyjścia narzędzia. Szukano zależności pomiędzy kątem W , którego definicję w odniesieniu do skrawania ortogonalnego zilustrowano graficznie na Rys. 51, a cechami geometrycznymi zadzioru.



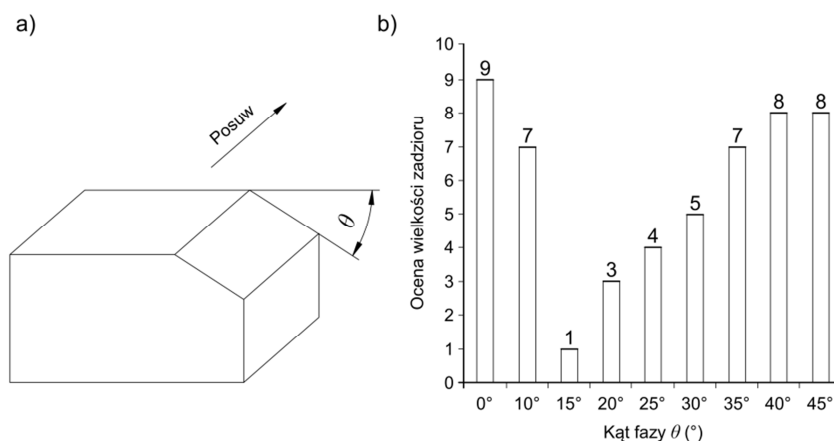
Rys. 51. Ilustracja kąta W na przykładzie procesu skrawania ortogonalnego.

W pracach [33, 123, 136], podczas skrawania ortogonalnego, badano związek pomiędzy kątem W a wysokością zadzioru. Stwierdzono, iż wielkość zadzioru spada ze wzrostem wartości kąta W (dla $90 < W < 180$). Analogiczne badania przeprowadził Toropov [140, 142]. Przedstawił on krzywe opisujące wpływ kąta W (zilustrowanego na Rys. 30) na wysokość zadzioru wyjściowego formowanego w trakcie toczenia wzdłużnego (Rys. 45). Eksperyment przeprowadził dla różnych wartości kąta przystawienia noża tokarskiego. Pokazał, iż wysokość zadzioru znacząco spada wraz ze wzrostem wartości kąta W , bez względu na geometrię ostrza (Rys. 52).



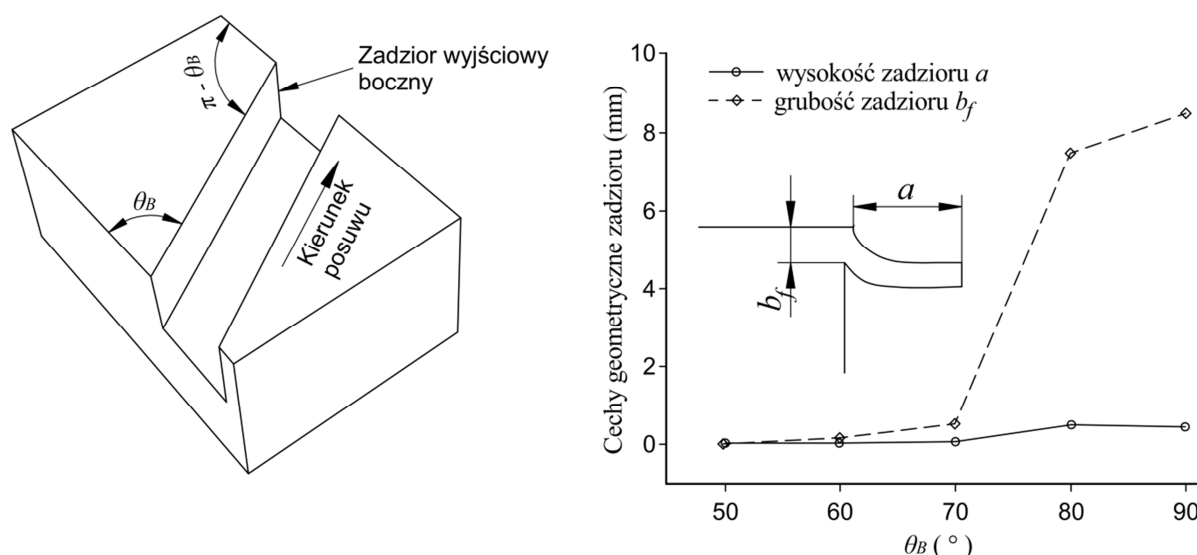
Rys. 52. Wpływ kąta W na wysokość zadzioru a dla różnych wartości kąta przystawienia [142].

W pracach [129, 130] analizowano wpływ kąta fazy θ na wysokość zadziorów formowanych w trakcie frezowania czołowego aluminium 4600 AM oraz stali 45C8. Wykazano, że najkorzystniejszą wartością kąta fazy θ jest 15 stopni. Dla tej wartości, bez względu na parametry skrawania, uzyskano najmniejsze zadziory (Rys. 53).

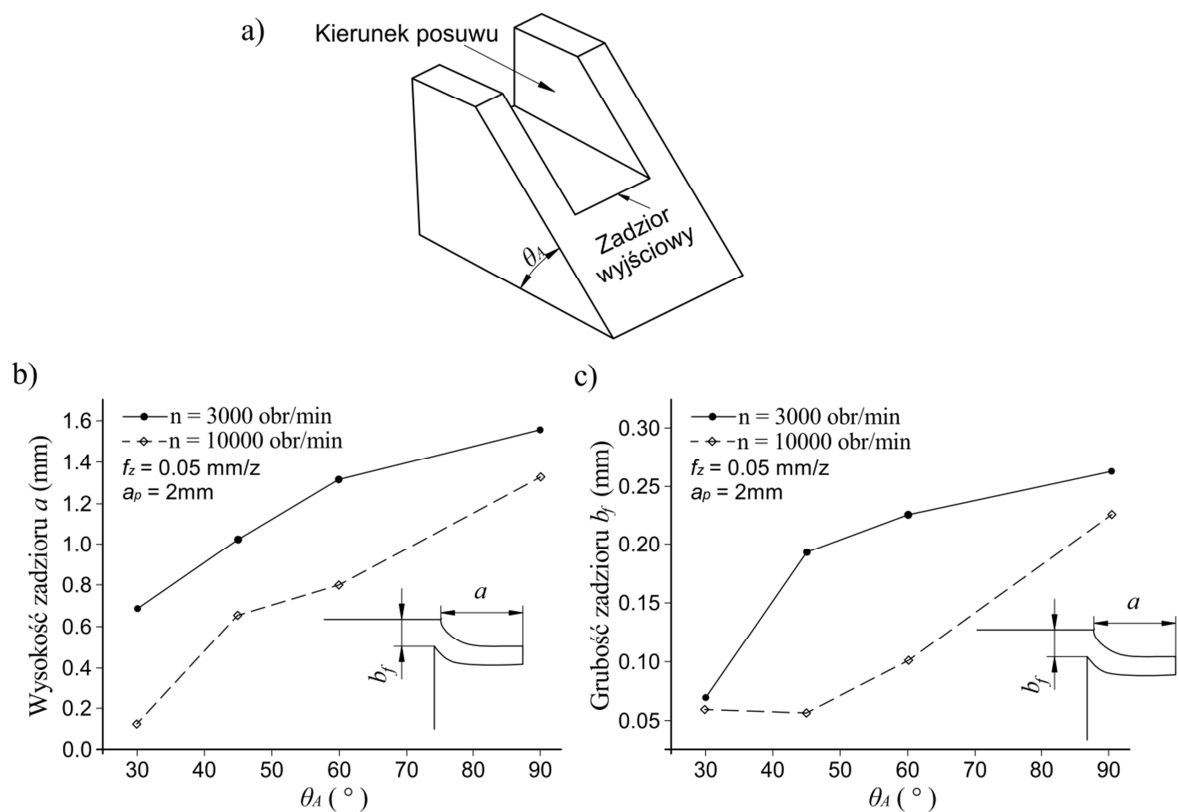


Rys. 53. Wpływ kąta fazy θ na wielkość zadzioru a) ilustracja kąta fazy, b) wielkość zadzioru w zależności od wartości kąta fazy θ , (skala: 1 – zadziór najmniejszy, 10 – zadziór największy) [130].

Szeroką analizę wpływu geometrii przedmiotu obrabianego na wielkość zadzioru zaprezentowano w pracy [20]. Wyniki zostały pokazane na Rys. 54 i 55. Potwierdzają one powszechnie akceptowaną tezę, iż wraz ze wzrostem sztywności przedmiotu obrabianego w miejscu wyjścia narzędzia spada wysokość zadzioru wyjściowego.

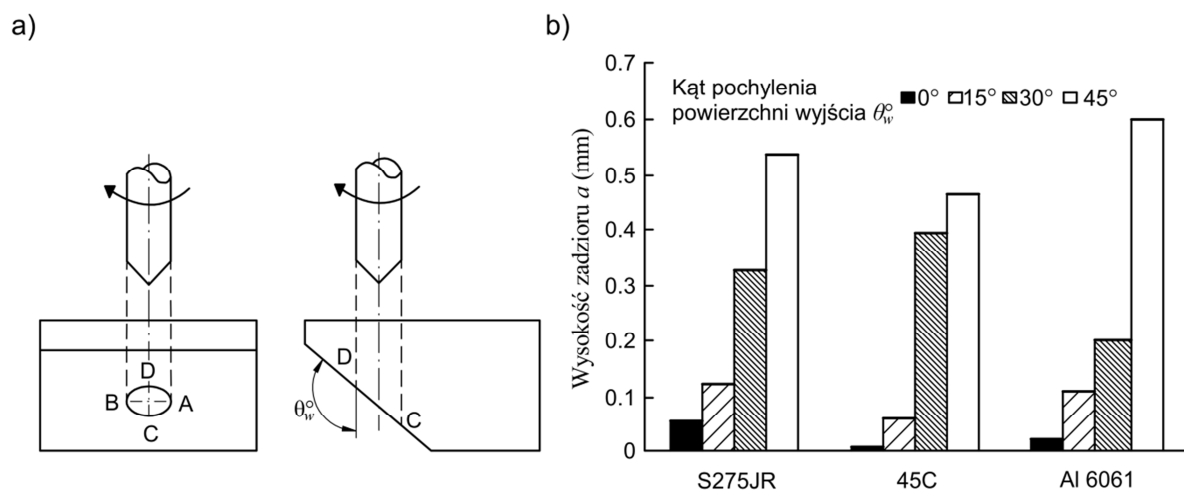


Rys. 54. Definicja kąta θ_B oraz jego wpływ na wysokość a i grubość b_f zadziorów wyjściowych [20].



Rys. 55. Graficzna prezentacja a) kąta θ_A oraz ilustracja wpływu jego wartości na wybrane cechy geometryczne zadzioru wyjściowego: b) wysokość a , c) grubość b_f [20].

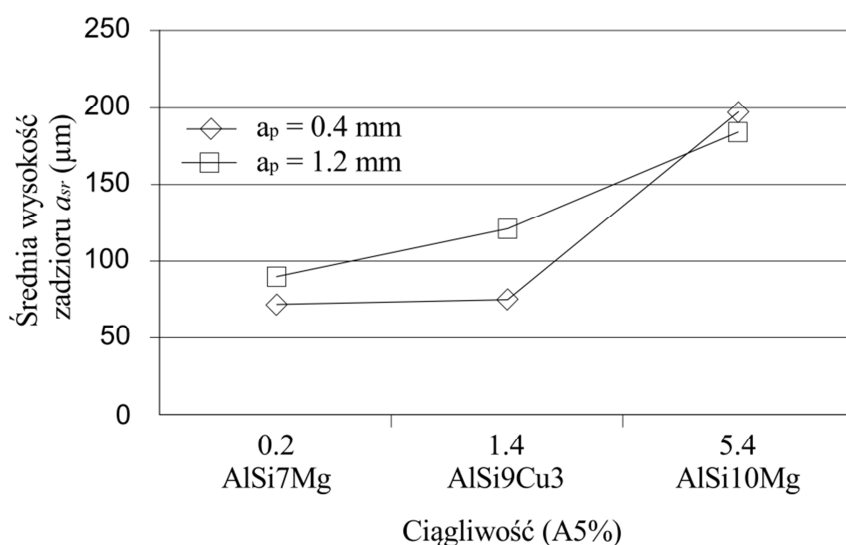
Wpływ geometrii wyrobu na przebieg zjawiska formowania zadzioru wyjściowego w trakcie wiercenia był przedmiotem badań [70, 97, 111]. W pracach tych analizowano wpływ wartości kąt pochylenia powierzchni wyjścia oraz kształtu tej powierzchni na postać zadziorów wyjściowych. Na Rys. 56 zilustrowano kąt pochylenia powierzchni wyjścia θ_w oraz pokazano wpływ jego wartości na wysokość zadzioru.



Rys. 56. Wpływ kąta pochylenia powierzchni wyjścia θ_w na wysokość zadzioru wyjściowego a [70].

3.2.8. Następstwo własności materiału skrawanego

Zhu [149] wyjaśnił, na podstawie wyników prób skrawania trzech różnych materiałów (stali C45, aluminium, mosiądzu), że wraz ze wzrostem ciągliwości materiału, rośnie wysokość i grubość zadzioru. Tożsame wnioski, na podstawie analizy wysokości zadziorów ukształtowanych w trakcie frezowania trzech wybranych stopów aluminium, zaprezentowano w pracy [91]. Wykazano w niej, że wielkość zadziorów rośnie wraz ze wzrostem ciągliwości materiału skrawanego (Rys. 57).

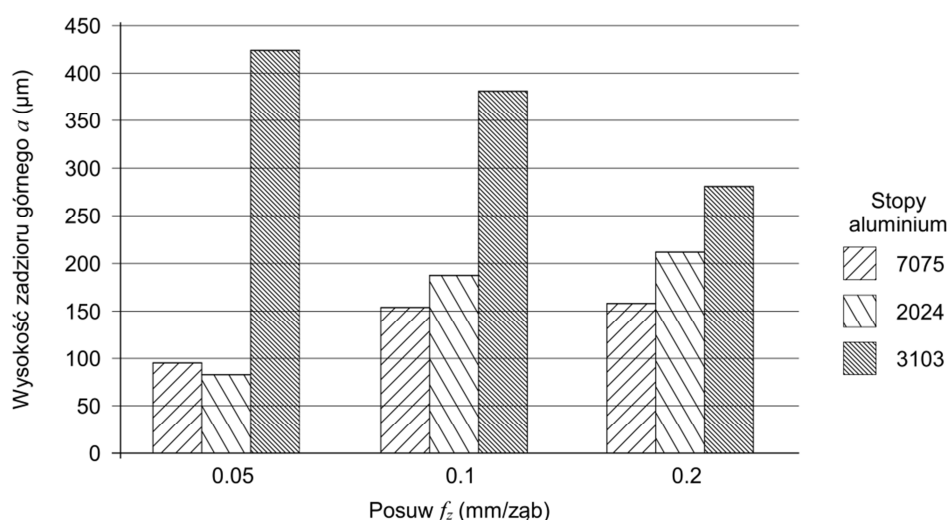


Rys. 57. Wpływ ciągliwości materiału na średnią wysokość zadzioru a_{sr} dla różnych głębokości skrawania [91].

W pracy [95] pokazano, że niska przewodność cieplna materiału skrawanego w znaczący sposób wpływa na kształt zadzioru oraz silnie oddziałuje na przebieg mechanizmu jego formowania.

Matuszak [105] zaobserwował w trakcie skrawania stopów aluminium 7075 i 2024, że wzrost posuwu prowadzi do wzrostu wysokości zadziorów górnych, formowanych w trakcie procesu frezowania. Odwrotną zależność zauważył dla stopu 3103, miękkiego materiału o niskiej granicy plastyczności (Rys. 58). W przypadku zadzioru wyjściowego wzrost posuwu (w przyjętym w eksperymencie zakresie parametrów) prowadził do zmniejszenia wysokości zadzioru dla wszystkich materiałów. W dodatku Matuszak, w odniesieniu do stopów aluminium 7075 i 2024 nie zaobserwował znaczących zmian wysokości zadzioru w zależności od wartości prędkości skrawania. Natomiast dla stopu aluminium 3103

zauważył tendencję wzrostową spowodowaną, jak przyjął, wzrostem prędkości odkształcenia plastycznego przy wyjściu narzędzia ze strefy skrawania.



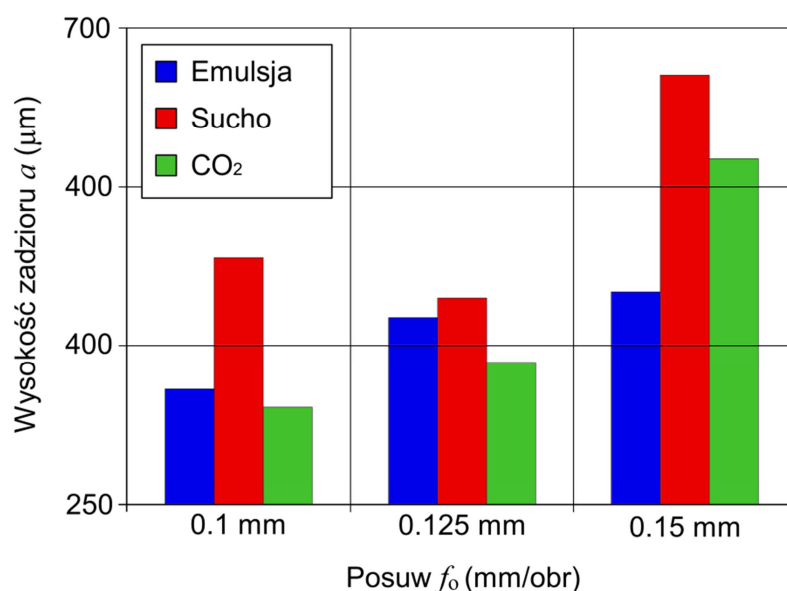
Rys. 58. Wpływ wartości posuwu f_z na wysokość a zadzioru górnego dla trzech materiałów o różnych właściwościach [105].

3.2.9. Działanie cieczy chłodząco-smarującej

Ciecz chłodząco-smarująca obniża wartość współczynnika tarcia pomiędzy narzędziem a materiałem obrabianym oraz wpływa na rozkład temperatury w strefie skrawania poprzez szybsze odprowadzanie ciepła. Pośrednio oddziałuje na plastyczność materiału skrawanego oraz przebieg procesu kształtowania wióra, który jest nierozdzielnie związany z procesem formowania zadzioru. Zakres oddziaływania chłodziwa na proces skrawania jest dość dobrze znany. Wciąż jednak brakuje szczegółowych informacji opisujących wpływ czynnika chłodząco-smarującego na zjawisko powstawania zadziorów. Dotychczas przeprowadzone badania nad wpływem chłodziwa na przebieg odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego wykazują, iż zadzior otrzymany w trakcie skrawania na sucho jest większy w porównaniu do zadzioru uzyskanego podczas skrawania z obfitym chłodzeniem. Wyniki zgodne z przedstawionym stwierdzeniem przedstawili na podstawie analizy formowania zadzioru w trakcie frezowania oraz wiercenia i toczenia: Shefelbine [135] oraz Bierman [14, 15]. Analogiczne rezultaty badań zaprezentowano również w pracach [59, 60].

Z uwagi na znaczną szkodliwość emulsji stosowanej w trakcie obfitego chłodzenia wielu badaczy szuka możliwości jej wyeliminowania bądź znaczącego ograniczenia. Podobne tendencje można zauważyć wśród badaczy podejmujących tematykę ograniczenia powstawania zadziorów. W pracach [14, 15, 59, 60] porównano wpływ różnych czynników

chłodząco-smarujących na wysokość zadziorów formowanych w trakcie obróbki wielu materiałów. Analizowano wyniki skrawania z minimalnym smarowaniem oraz z chłodzeniem dwutlenkiem węgla. Nie zaobserwowano wyraźnej przewagi jednej z tych metod. Na Rys. 59 pokazano związek pomiędzy wysokością zadzioru wyjściowego otrzymanego w trakcie wiercenia stali 34CrNiMo6 a metodą chłodzenia.



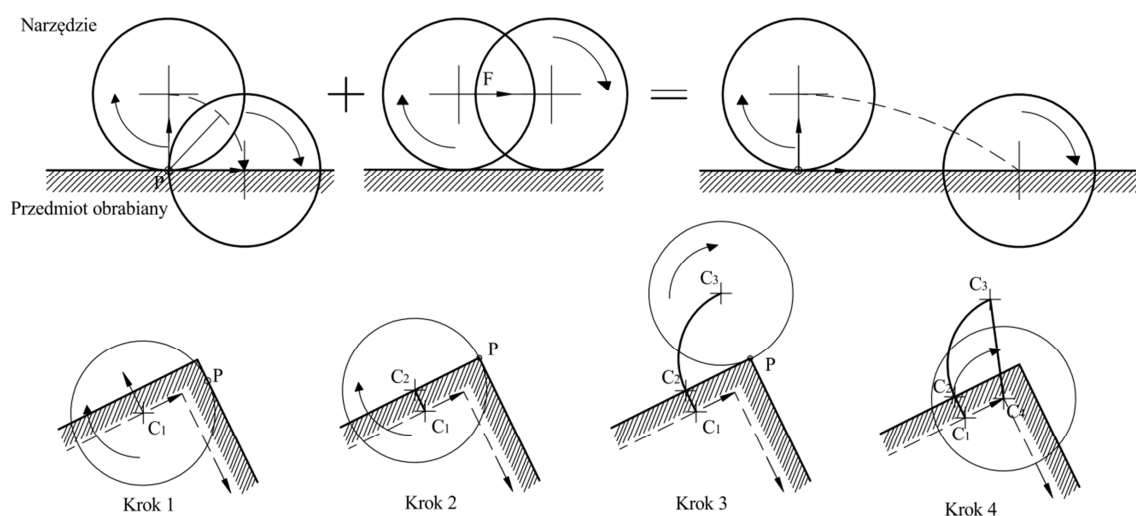
Rys. 59. Wpływ rodzaju chłodzenia i posuwu f_o na wysokość zadzioru wyjściowego a otrzymanego w trakcie wiercenia stali ulepszonej cieplnie 34CrNiMo6 [14].

3.3. Metody zapobiegania powstawaniu zadziorów

Zrozumienie mechanizmu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego prowadzi do opracowania szeregu metod pozwalających zapobiegać powstawaniu zadziorów lub przynajmniej ograniczać ich powstawanie. Skuteczność metod zależy od trafności modeli analitycznych opisujących mechanizm tworzenia zadzioru, znajomości interakcji występujących w kontakcie pomiędzy narzędziem a materiałem obrabianym czy badań nad własnościami materiału. Stan wiedzy przedstawiony w podrozdziale 3.2 pozwolił zaproponować szereg metod przewidywania i minimalizowania zadziorów.

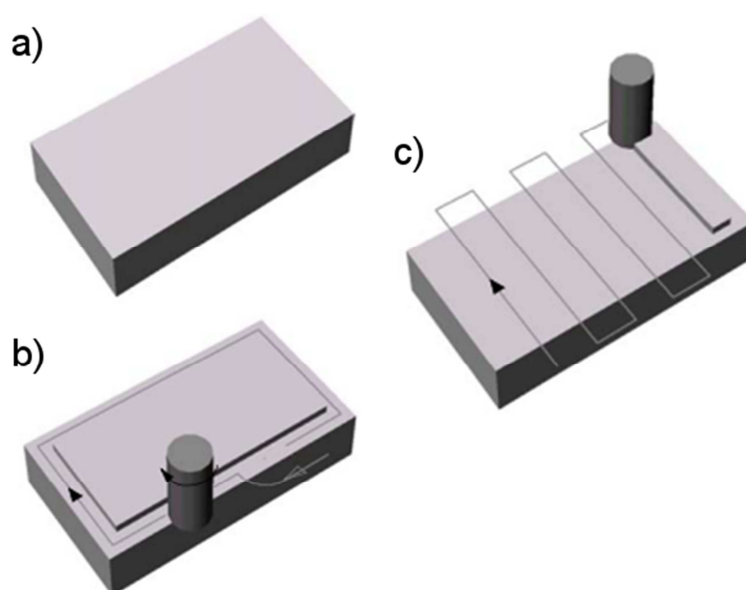
W pracach [28, 29] przedstawiono metodę generowania ścieżki narzędzia dla operacji frezowania czołowego płaszczyzny. Proces tworzenia toru ruchu głowicy frezarskiej uwzględniał matematyczne algorytmy pozwalające, poprzez wyeliminowanie wyjścia krawędzi ostrza narzędzia poza przedmiot obrabiany w chwili skrawania materiału, w istotny sposób ograniczyć zadziory wyjściowe. Wybrane zasady tworzenia trajektorii ruchu narzędzia zaprezentowane w pracach [28, 29] zostały pokazane na Rys. 60. Kolejne metody

optymalizacji kształtu toru ruchu narzędzia pod kątem ograniczenia zjawiska powstawania zadziorów zostały przedstawione w pracy [57].



Rys. 60. Strategia tworzenia ścieżki narzędzia pozwalająca ograniczyć wielkość zadzioru wyjściowego [29].

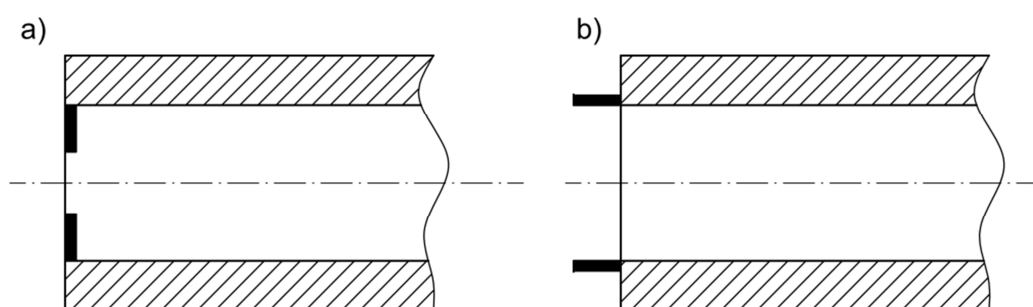
Dornfeld [38] zauważył, że z uwagi na wysokie koszty usuwania zadziorów zasadny jest podział obróbki przedmiotu na dwa etapy. Zaproponował, aby w pierwszym etapie (stosując narzędzie o geometrii sprzyjającej ograniczaniu powstawania zadziorów) usunąć materiał ze wszystkich newralgicznych miejsc przedmiotu obrabianego wykorzystując odpowiedniego przygotowaną do tego ścieżkę narzędzia (Rys. 61b). A następnie skrawać pozostały materiał (Rys. 61b).



Rys. 61. Graficzna prezentacja strategii ograniczania zadziorów: a) przygotówka, b) ilustracja pierwszego etapu strategii, c) ilustracja drugiego etapu strategii [38].

Kim [74] przedstawił aplikację umożliwiającą na podstawie geometrii przedmiotu obrabianego i kształtu toru ruchu narzędzia obliczenie wartości kąta wyjścia oraz optymalizację trajektorii ruchu narzędzia w celu zachowania stałej i możliwie niskiej wartości tego kąta. Bansal [9] opracował aplikację uwzględniającą teorię Sekwencji Wyjścia, za pomocą której zoptymalizował kształt ścieżki narzędzia. Ograniczył liczbę wyjść narzędzia przy niekorzystnej kolejności wyjścia krawędzi na rzecz zwiększenia ich liczby przy optymalnej sekwencji ABC.

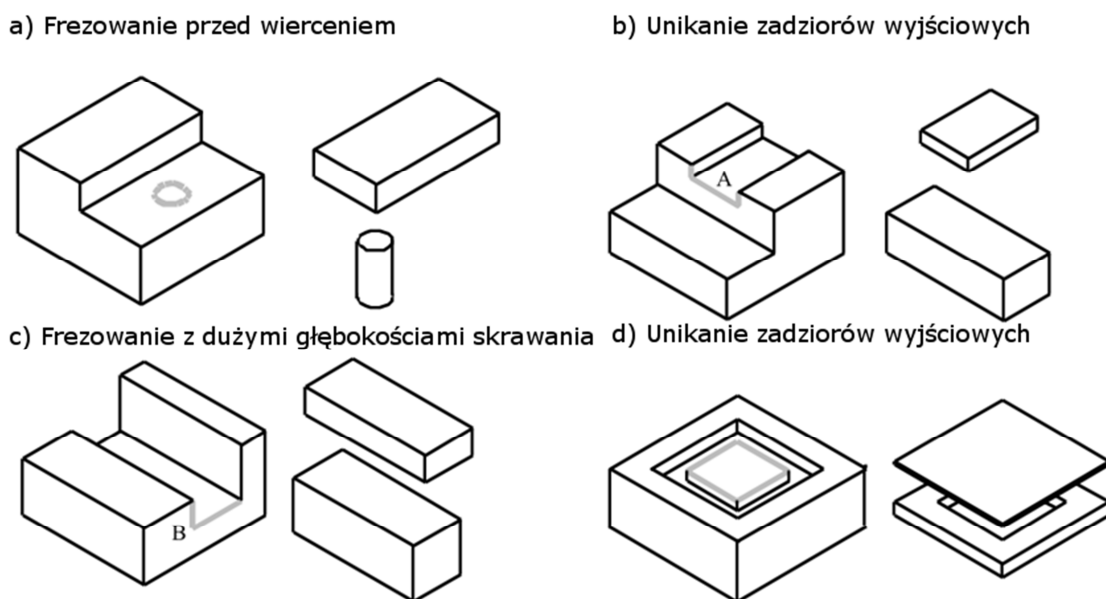
Niezwykle ważnym aspektem wysiłków zmierzających do ograniczenia zjawiska powstawania zadziorów, a także do zmniejszenia kosztów ich usuwania jest poprawny dobór kolejności operacji obróbkowych. Ustalając kolejność operacji w czasie planowania procesu technologicznego, można wpływać na korzystną, bądź niekorzystną postać i lokalizację zadziorów. Na Rys. 62 pokazano przykład położenia zadziorów na krawędzi otworu. Przypadek a) z Rys. 62 wystąpi, gdy najpierw zostanie wywiercony otwór a następnie poprzez toczenia lub frezowanie obrobione czoło przedmiotu. W przypadku b) kolejność jest odwrotna i tu znacznie łatwiej usunąć zadziór ze względu na jego zewnętrzne położenie oraz łatwą dostępność [89].



Rys. 62. Położenie zadziorów w wypadku różnej kolejności operacji obróbki przedmiotu ze względu na dostępność zadzioru w procesie usuwania: a) położenie niekorzystne, b) położenie korzystne [89].

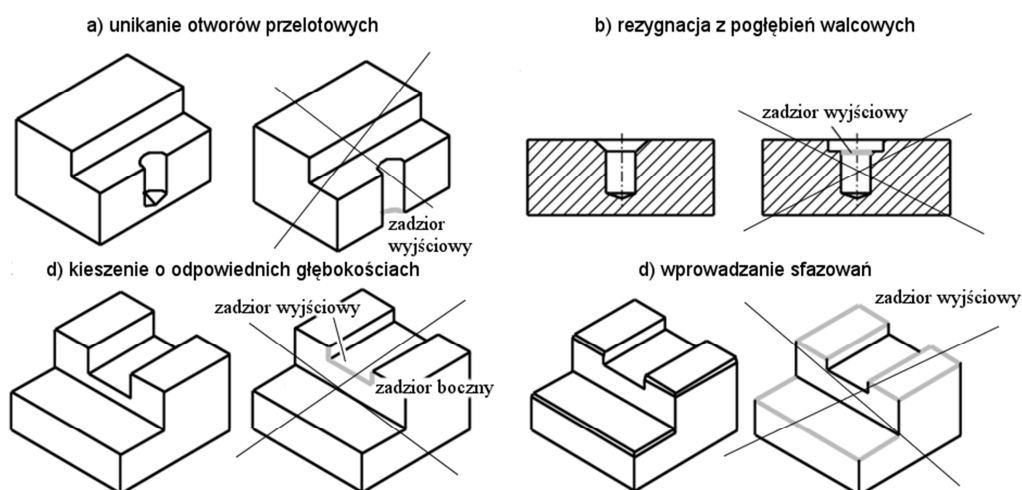
Kolejne metody ograniczenia zadziorów poprzez odpowiedni dobór kolejności operacji zostały zilustrowane na Rys. 63. Ich autor [26] wyjaśnił, iż z uwagi na łatwość usunięcia zadziorów wejściowych powstałych w trakcie wiercenia ten proces powinien być realizowany po operacji frezowania (a). Dodał, że z uwagi na fakt, iż usunięcie zadziorów wyjściowych wymaga najwięcej wysiłku, należy unikać ich powstawania na rzecz tworzenia innego rodzaju zadziorów, np. górnych (b, d). Zaznacza również, że w pierwszej kolejności należy obrabiać po głębokości skrawania, gdyż wraz z dużymi wartościami tego parametru łatwiej

jest uniknąć zadziorów pierwotnych na rzecz zadziorów wtórnych, których usunięcie w wielu sytuacjach nie jest konieczne.



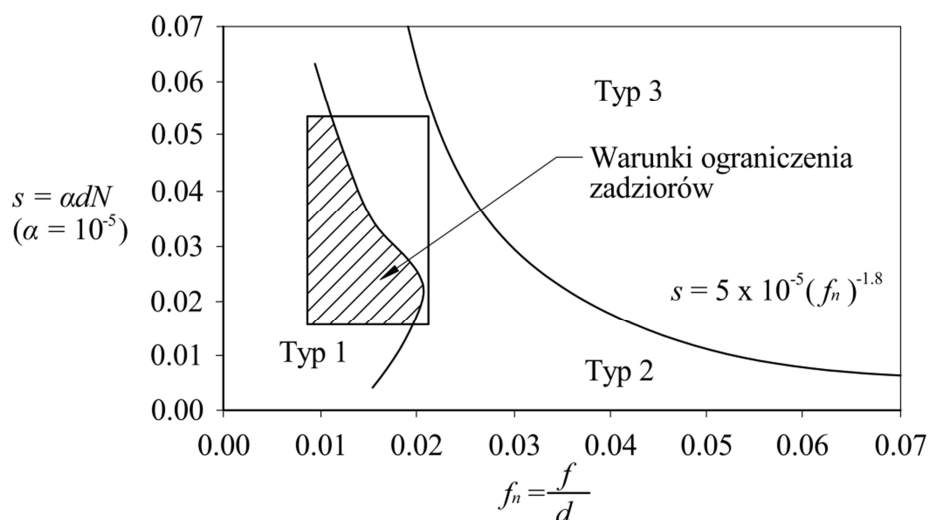
Rys. 63. Ilustracja zasad ustalania kolejności operacji z uwagi na możliwość ograniczenia zadziorów [26].

Niekorzystny wpływ zadziorów oraz czas ich usunięcia można efektywnie minimalizować już na etapie projektowania części. W pracy [26] pokazano, iż w trakcie projektowania wyrobu należy unikać otworów przelotowych, jeżeli nie wpływa to na jego funkcjonalność. W większości przypadków bowiem, konieczne jest usunięcie zadziorów wyjściowych powstałych w trakcie procesu wiercenia (Rys. 64a). Za pożądane uznano także unikanie pogłębień walcowych, a w przypadkach gdy jest to niemożliwe zalecono stosowanie pogłępień stożkowych i jednocześnie rezygnację z pogłępień walcowych o kącie 90 stopni (Rys. 64b). Przy pogłębieniu stożkowym wzrasta sztywność wyrobu przy krawędzi otworu, co pozwala ograniczyć znacząco wysokość zadziorów. Chu [26] zwrócił także uwagę, iż rowki i kieszenie powinny mieć odpowiednią głębokość tak, aby w trakcie procesu frezowania możliwe było uzyskanie zadzioru wtórnego kosztem pierwotnego (dla dużych głębokości skrawania w trakcie frezowania formowane są zadziory wtórne zamiast pierwotnych) (Rys. 64c). W celu uniknięcia zadziorów wyjściowych o znacznych rozmiarach, Chu zalecił wprowadzenie sfazowań krawędzi. Ich obecność redukuje wielkość zadziorów, a czas potrzebny na wykonanie tych sfazowań może być krótszy niż czas potrzebny na usunięcie zadziorów powstałych w procesie frezowania (Rys. 64d).



Rys. 64. Zasady projektowania kształtu wyrobu w celu ograniczenia zadziorów [26].

Dornfeld przedstawił metodę minimalizowania zadziorów wyjściowych formowanych w trakcie procesu wiercenia. Pokazał w pracy [39], że zachowanie odpowiednich proporcji pomiędzy wartościami prędkości skrawania, posuwu i średnicą wiertła pozwala skutecznie wpływać na proces formowania zadzioru i istotnie go ograniczać. Stworzył wykresy i równania pozwalające kontrolować wielkość i rodzaj zadzioru (Rys. 65).



Rys. 65. Wykres kontroli zadziorów dla stali 304L opracowany przez [39].

Dalsze techniki zmierzające do zapobiegania i minimalizowania zadziorów zostały opisane w pracach [3-5, 15, 36, 47, 58, 108, 109, 125, 143]. Na podstawie ich treści można sformułować następujące wskazówki:

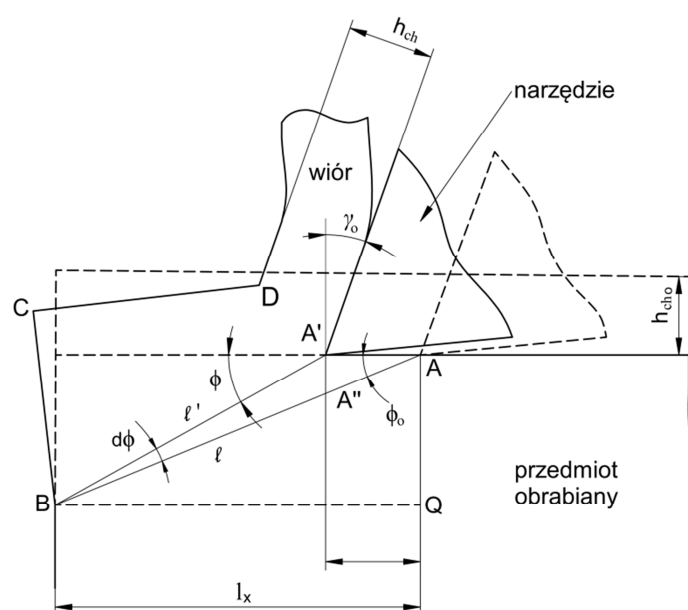
- w trakcie wyjścia frezu z materiału obrabianego należy ograniczyć szerokość skrawania,
- w trakcie frezowania płaszczyzn należy stosować duże wartości głębokości skrawania, gdyż ten parametr pozwala najskuteczniej wyeliminować zadziory pierwotne o znacznej wielkości,
- do planowania powierzchni płaskich należy stosować głowice frezarskie o dodatnio-ujemnej geometrii ostrzy (dodatnim kącie osiowym γ_p i ujemnym promieniowym γ_f),
- trajektoria ruchu narzędzia powinna zawierać tylko niezbędną liczbę jego wyjść i wejść,
- tworzenie ścieżki narzędzia powinno uwzględniać w pierwszej kolejności krawędzie istotne lub takie, z których trudno usunąć zadziór,
- podczas frezowania kształt toru ruchu narzędzia, geometria narzędzia oraz parametry skrawania powinny być dobierane pod kątem teorii Sekwencji Wyjścia; należy stosować kolejność ABC,
- ścieżka narzędzia powinna umożliwiać zadanie stałego obciążenia w trakcie procesu frezowania, a także kontrolować wartości parametrów wpływających na wysokość zadzioru (np. wartości kąta wyjścia narzędzia),
- w celu wydłużenia okresu trwałości narzędzia można stosować odpowiednie przesunięcia środka narzędzia względem krawędzi przedmiotu obrabianego, tak aby zmieniać fragment krawędzi skrawającej płytki wychodzący z materiału.

4. Modele procesu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego

4.1. Modele analityczne

Ko i Dornfeld [82, 83, 84, 85] przedstawili analityczne modele zjawiska powstawania zadziorów w trakcie skrawania ortogonalnego oraz skośnego materiałów ciągliwych i kruchych. Opracowane modele [82, 83] procesu formowania zadzioru w trakcie skrawania ortogonalnego uwzględniały plastyczność materiału obrabianego. Wyróżniono materiały ciągliwe, w przypadku których w trakcie formowania zadzioru występowało zjawisko pękania [82] oraz materiały ciągliwe, w przypadku których pękanie nie było obserwowane podczas tworzenia zadzioru [83, 84]. Modele zjawiska formowania zadzioru w trakcie

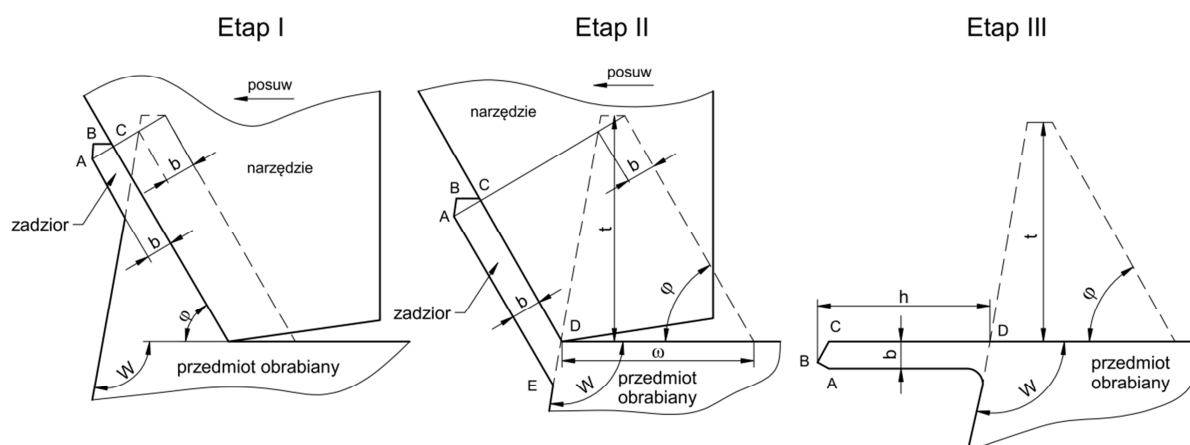
skrawania ortogonalnego uwzględniały wpływ grubości wióra h_{ch} oraz kąta natarcia narzędzia γ_0 . Inicjacja procesu formowania zadzioru została uzależniona od wartości negatywnego kąta ścinania ϕ oraz odległości narzędzia skrawającego od tylnej krawędzi przedmiotu obrabianego l_x (Rys. 66). W przypadku materiałów ciągliwych, dla których obserwowano zjawisko pęknięcia w modelu mechanizmu formowania zadzioru uwzględniono dodatkowo kryteria jego inicjacji i propagacji (graniczna wartość zastępczego odkształcenia ε_f , kryterium pęknięcia ciągliwego McClintocka).



Rys. 66. Ilustracja pierwszego etapu procesu formowania zadzioru [85].

Model opracowany przez Ko i Dornfelda [85] dla skrawania skośnego został rozwinięty w stosunku do wcześniejszych prac autorów o opis formowania wióra według Rubenstaina i wpływ wartości kąta pomiędzy krawędzią skrawającą a prostopadłą do kierunku skrawania.

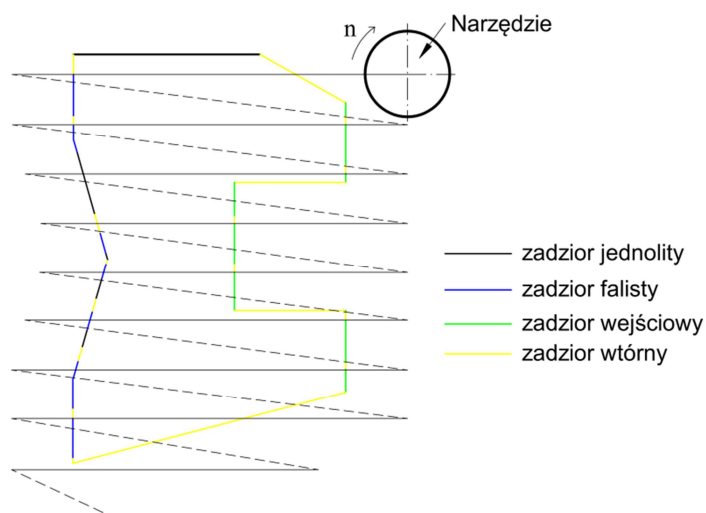
Toropov i Ko przedstawili [140] dwa modele analityczne mechanizmu tworzenia zadzioru formowanego w kierunku posuwu w trakcie toczenia. Autorzy uwzględnili dwa różne sposoby kształtowania wióra (ciągły i przerywany) mające wpływ na proces odkształcenia materiału przy krawędzi przedmiotu obrabianego (Rys. 67). Opracowane modele z dużą dokładnością pozwoliły przewidzieć wysokość i grubość zadzioru wyjściowego formowanego zgodnie z kierunkiem posuwu w trakcie toczenia.



Rys. 67. Przykład trzy etapowego schematu formowania zadzioru w trakcie toczenia ortogonalnego [140].

Park [118] na podstawie analizy przebiegu mechanizmu kształtowania różnych typów zadziorów w trakcie frezowania czołowego stali AISI 1045 sformułował model analityczny, służący do prognozy postaci zadzioru. W oparciu o wnioskowanie bayesowskie i dobrane parametry (cechy geometryczne wióra oraz kąt wyjścia narzędzia) opracował równania opisujące zależności empiryczne pozwalające rozstrzygać, który z trzech wybranych typów zadziorów (falisty, równomierny, drugorzędny) zostanie ukształtowany w zależności od parametrów skrawania i własności materiału frezowanego.

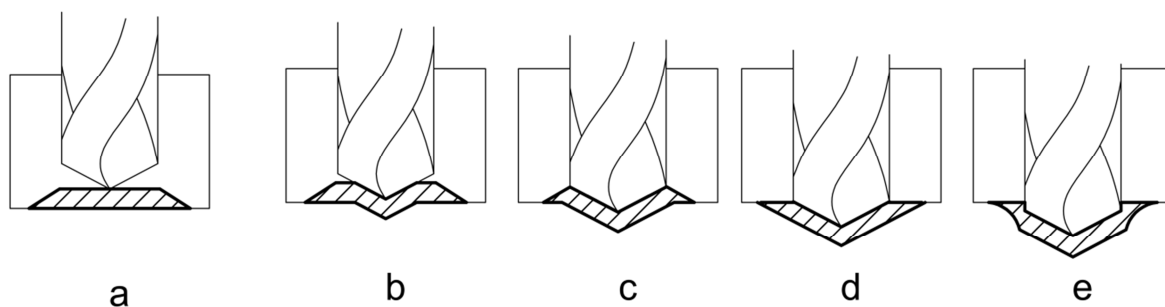
W pracy [27] pokazano model analityczny umożliwiający na podstawie geometrii narzędzia skrawającego i przedmiotu obrabianego oraz parametrów skrawania i kształtu ścieżki narzędzia przewidzenie typu, wielkości oraz położenia zadzioru formowanego w trakcie operacji planowania płaszczyzny. Na Rys. 68 przedstawiono wyniki symulacji. W innych pracach można zapoznać się z modelami analitycznymi oraz stworzonymi na ich podstawie aplikacjami o podobnej funkcjonalności opartych na analizie kąta wyjścia narzędzia [74] bądź teorii Sekwencji Wyjścia [7].



Rys. 68. Wynik symulacji typu zadzioru i miejsca jego formowania w trakcie frezowania płaszczyzny [27].

Niknam [115] przedstawił model analityczny umożliwiający obliczenie grubości zadzioru wyjściowego bocznego (typ zadzioru zgodnie z Rys. 20). Wykorzystane w modelu zależności zostały opracowane dla materiałów ciągliwych takich jak Al 2024-T351 oraz Al 6061-T6. Teoretyczne równania zawarte w modelu oparto na geometrycznym opisie zjawiska tworzenia zadzioru oraz na założeniu o całkowitej zamianie energii kształtowania wióra w energię formowania zadzioru. Niknam wykazał, że model umożliwia, przy znajomości wybranych własności materiału, parametrów skrawania oraz siły stycznej, wysoką dokładność przewidywania grubości zadzioru wyjściowego bocznego.

Onwubolu w pracy [117] przedstawił metodę prognozowania wysokości zadziorów uzyskanych w trakcie frezowania czołowej powierzchni. Metoda została rozwinięta w oparciu o sieci neuronowe GMDH. Opracowany model matematyczny umożliwił dobór kluczowych parametrów skrawania w celu zminimalizowania wysokości zadziorów. Metody metamodelowania wykorzystano także w pracy [69] do budowy modeli prognozowania wysokości i grubości zadzioru wyjściowego formowanego w trakcie procesu wiercenia. Wykazano większą dokładność modeli opracowanych za pomocą metody sztucznych sieci neuronowych ANN w stosunku do modeli zbudowanych w oparciu o metodę powierzchni odpowiedzi RSM.

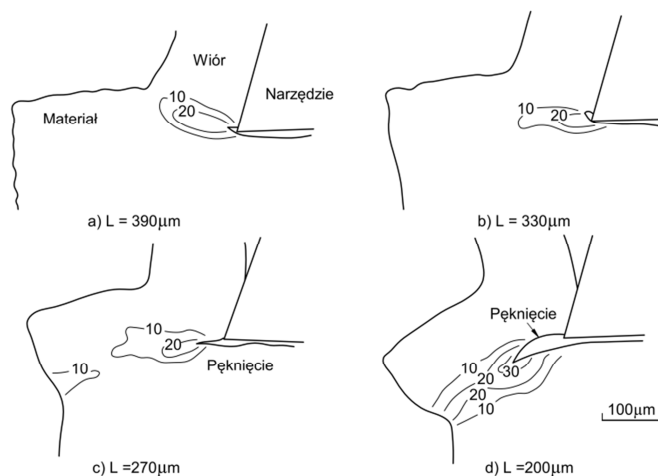


Rys. 69. Schemat przebiegu procesu zjawiska tworzenia zadziuru w trakcie wiercenia opracowany na podstawie modelu analitycznego zaproponowanego przez [71].

Model analityczny opisujący zjawisko formowania zadziuru (Rys. 69) w trakcie wiercenia przedstawiono również w pracy [71]. Model przeznaczono do prognozowania wielkości i kształtu zadziuru wyjściowego uzyskanego w trakcie skrawania materiału nie wykazującego katastroficznego pęknięcia. Pokazane w pracy zależności oparto o zasadę zachowania energii oraz teorię skrawania (m.in. model Merchanta). Przedstawiony w pracy model uwzględniał wpływ geometrii wiertła, kluczowych własności materiału oraz wybranych parametrów skrawania na wielkość i postać zadziorów.

4.2. Modele MES

Metoda Elementów Skończonych do modelowania i symulacji procesów obróbki skrawaniem jest wykorzystywana od blisko trzydziestu lat [32]. Pierwsze modele numeryczne procesu odkształcania materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego zostały przedstawione w pracach [65, 121].



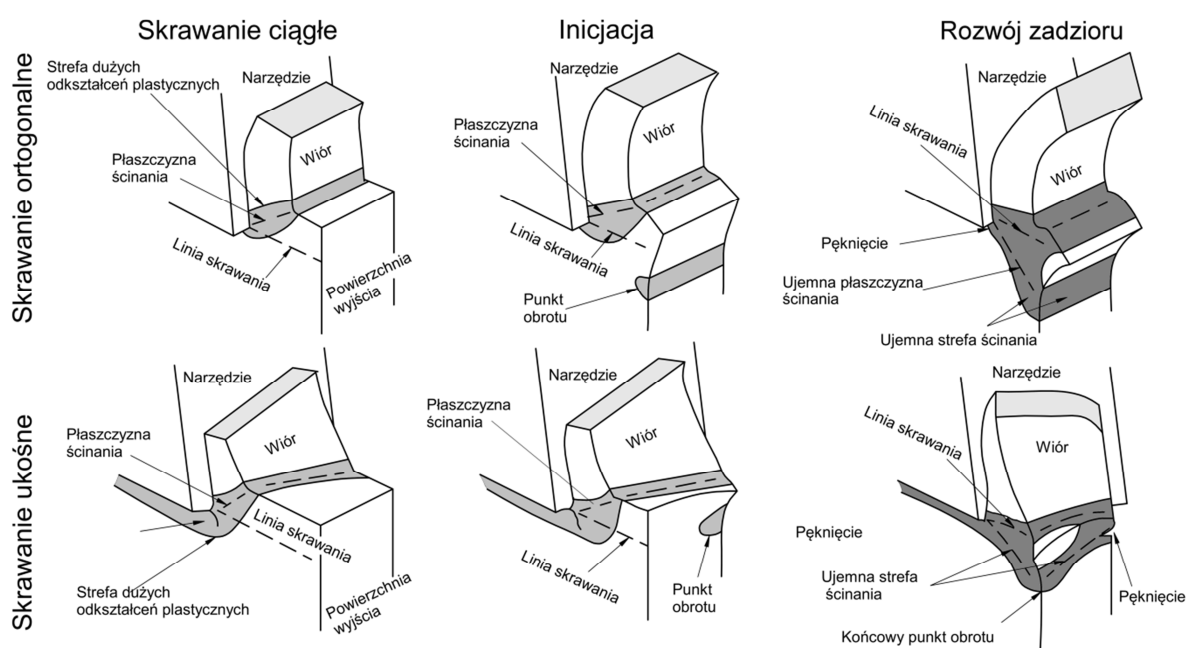
Rys. 70. Przyrost odkształceń w trakcie procesu formowania zadziuru ($d\varepsilon$ %) w zależności od odległości ostrza narzędzia od krawędzi tylnej przedmiotu obrabianego [65].

Pekelharing [121] jako pierwszy rozwinął model MES skrawania ortogonalnego. Symulował proces formowania zadziuru wyjściowego o charakterystycznym kształcie stopy. Iwata [65] przedstawił wyniki obliczeń MES wartości odkształcenia plastycznego obserwowanego podczas skrawania ortogonalnego, w trakcie wyjścia narzędzia z materiału. Rozkład odkształcenia plastycznego został pokazany na Rys. 70.

Hashimura [55] opracował model numeryczny procesu skrawania aluminium Al2024. Związek pomiędzy naprężeniem i odkształceniem zamodelował za pomocą zależności:

$$\sigma = 321(0.00002 + \varepsilon)^{0.23} \quad (3)$$

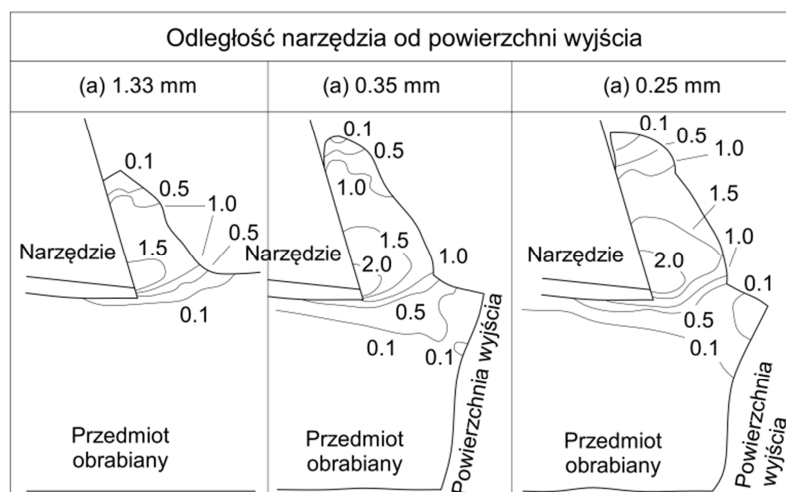
Wykonał symulacje procesu formowania zadziuru wyjściowego w trakcie skrawania skośnego (kąt pochylenia krawędzi skrawającej nie był równy zero) oraz podczas skrawania ortogonalnego (Rys. 71).



Rys. 71. Przebieg procesu kształtowania zadziuru w trakcie skrawania ortogonalnego oraz skośnego [54].

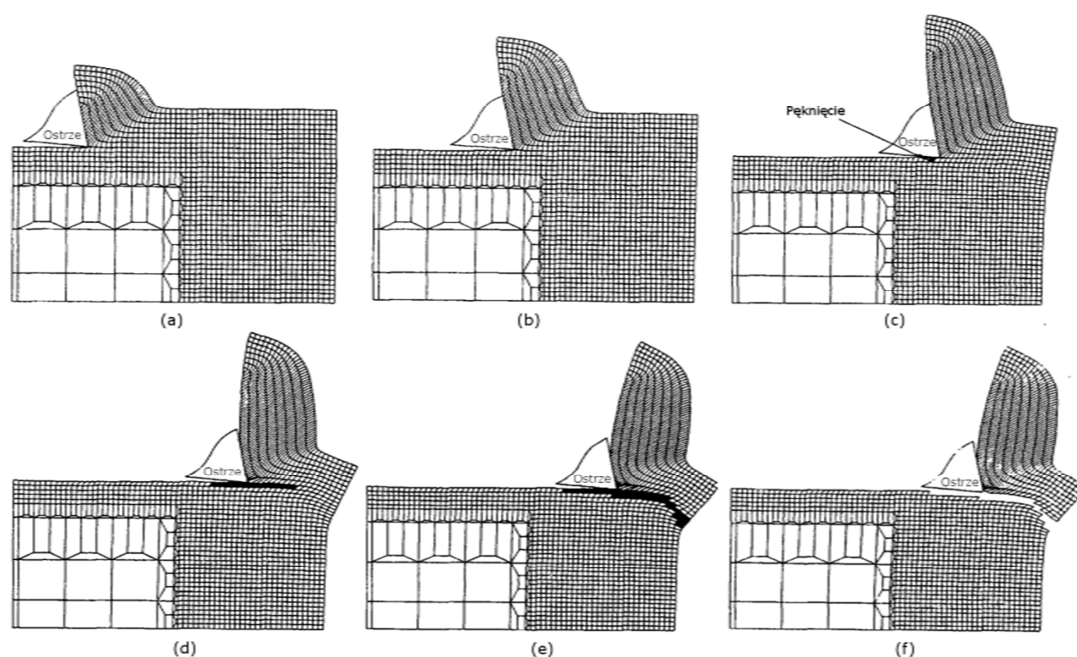
Wyniki symulacji numerycznej porównał, z analogicznym procesem obróbkowym rejestrowanym za pomocą mikroskopu skaningowego (prędkość skrawania była znacząco ograniczona i wynosiła 0.025 mm/s). Na podstawie porównania zilustrował przebieg procesu formowania zadziuru wyjściowego dla obu analizowanych procesów skrawania (Rys. 71). Wyniki kolejnych badań modeli MES zjawiska tworzenia zadziurów Hashimura zaprezentował w pracach [50, 55]. Na ich podstawie wyjaśnił i zilustrował przebieg procesu kształtowania zadziuru na krawędzi przedmiotu obrabianego dla dwóch różnych typów

materiałów: kruchych i ciągliwych (Rys. 27). Pokazał także obliczony na podstawie symulacji metodą elementów skończonych rozkład odkształceń w chwili kształtowania zadzioru (Rys. 72).



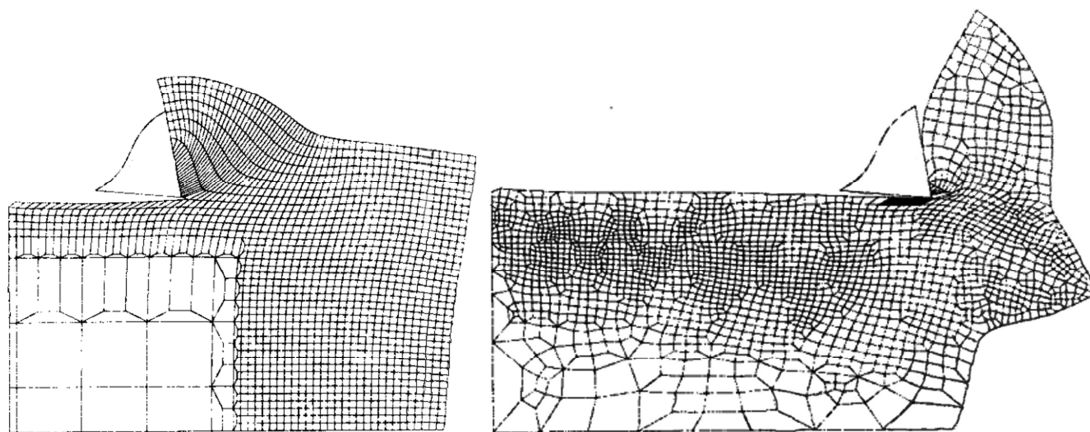
Rys. 72. Rozkład zastępczego odkształcenia plastycznego w trakcie formowania zadzioru [55].

Ko [78] modelował skrawanie ortogonalne aluminium Al6061-T6. Na podstawie symulacji zamodelowanego procesu obróbkowego przedstawił przebieg odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego. Zilustrował inicjację i propagację pęknięcia prowadzącego do wyłamania krawędzi przedmiotu skrawanego (Rys. 73).



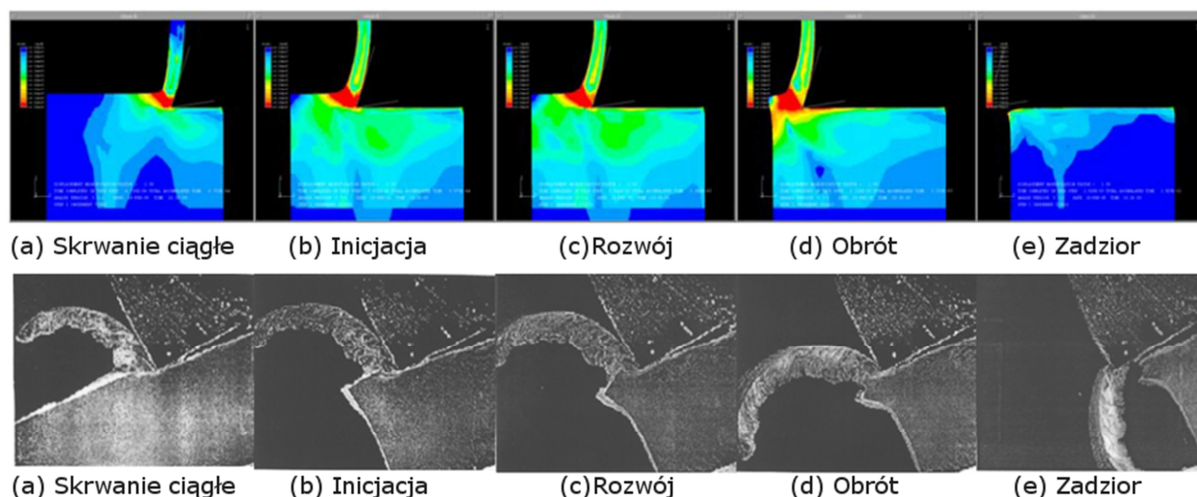
Rys. 73. Symulacja procesu formowania zadzioru wyjściowego w trakcie skrawania ortogonalnego aluminium [78].

Wyniki dalszych prac Ko przedstawił w [79]. Pokazał wpływ geometrii ostrza oraz parametrów skrawania na wyniki symulacji procesu obróbkowego. Ponadto zilustrował przebieg zjawiska formowania zadzioru wyjściowego w trakcie skrawania ortogonalnego miedzi (Rys. 74).



Rys. 74. Symulacja procesu formowania zadzioru wyjściowego w trakcie skrawania ortogonalnego miedzi [79].

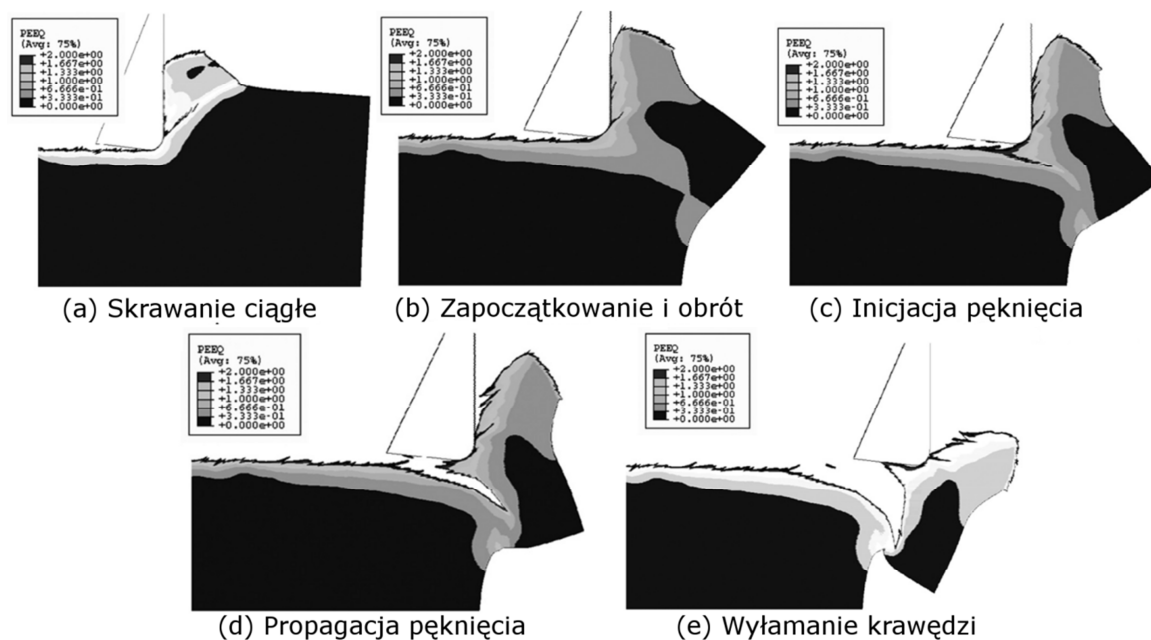
Park [119, 120] za pomocą oprogramowania Abaqus opracował model numeryczny zjawiska formowania zadzioru w trakcie procesu skrawania ortogonalnego stali AISI 304L. Wykorzystał analizę adiabatyczną w celu uwzględnienia wpływu energii odkształcenia plastycznego na przyrost temperatury w trakcie skrawania. Wyróżnił cztery etapy procesu tworzenia zadzioru: inicjację, początkowy rozwój, obrót, fazę końcową.



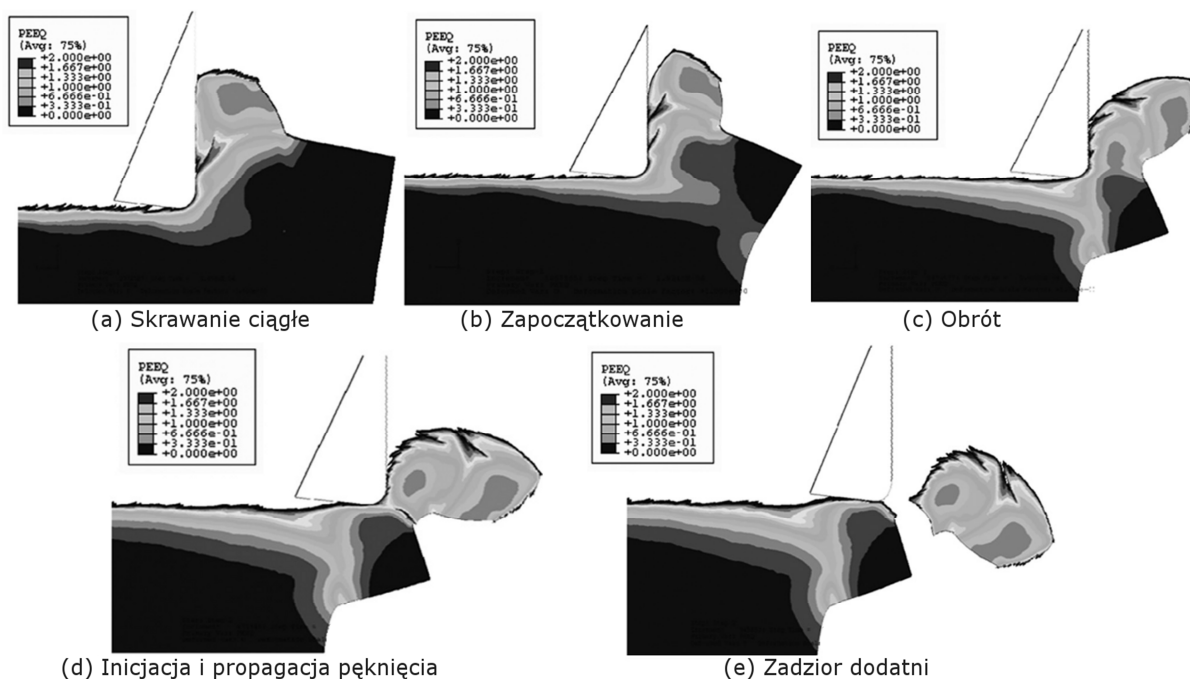
Rys. 75. Porównanie symulacji modelu numerycznego procesu formowania zadzioru (góra) ze zjawiskiem kształtowania zadzioru w trakcie skrawania ortogonalnego zarejestrowanym za pomocą elektronowego mikroskopu skaningowego (dół) [119].

Na podstawie wyników symulacji modelu MES Park analizował wpływ geometrii przedmiotu obrabianego oraz kąta przyłożenia narzędzia na przebieg zjawiska formowania zadziuru wyjściowego. Na Rys. 75 pokazano porównanie przebiegu zamodelowanego procesu formowania zadziuru z zarejestrowanym za pomocą elektronowego mikroskopu skaningowego.

Klocke [76] zbudował dwuwymiarowy model MES zjawiska formowania zadziuru w trakcie skrawania ortogonalnego stali AISI 1045. Wykazał, że modele numeryczne umożliwiają przybliżone oszacowanie wartości naprężenia, odkształceń, prędkości odkształceń czy temperatury. Long [102] przedstawił modele procesu skrawania ortogonalnego wybranych materiałów (Ti-6Al-4V, AISI 4340, Al2024-T3) oraz wyniki ich symulacji. Do budowy modelu wykorzystał oprogramowanie Abaqus. Związek pomiędzy naprężeniem i odkształceniem opisał za pomocą powszechnie znanego równania Johnsona Cooka [66]. Warunki inicjacji i propagacji pęknięcia określił za pomocą kryterium *Ductile*. Zastosował stałą wartość odkształcenia w chwili zniszczenia $\bar{\epsilon}_0^{pl}$ równą 2 jako krytyczny parametr, po osiągnięciu którego następuje degradacja sztywności materiału. Na podstawie wyników symulacji procesu zilustrował przebieg formowania zadziuru dodatniego oraz ujemnego (Rys. 76, 77).



Rys. 76. Pięć etapów formowania zadziuru w trakcie procesu skrawania aluminium wyróżnionych na podstawie symulacji MES [102].



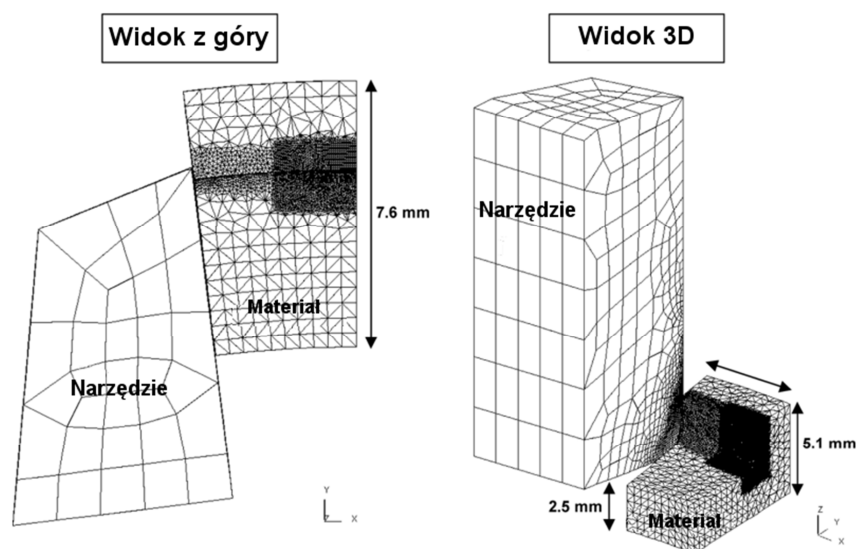
Rys. 77. Pięć etapów formowania zadzioru w trakcie procesu skrawania tytanu wyróżnionych na podstawie symulacji MES [102].

Z wynikami kolejnych badań skupionych na analizie procesu formowania zadzioru w trakcie skrawania ortogonalnego różnych materiałów można zapoznać się w pracach [33, 34, 103, 137, 150].

Sartkulvanich [132] przedstawił trzywymiarowy model procesu frezowania stopu aluminium AA356.0-T6. W modelu związek pomiędzy naprężeniem a odkształceniem plastycznym uwzględnił za pomocą zależności:

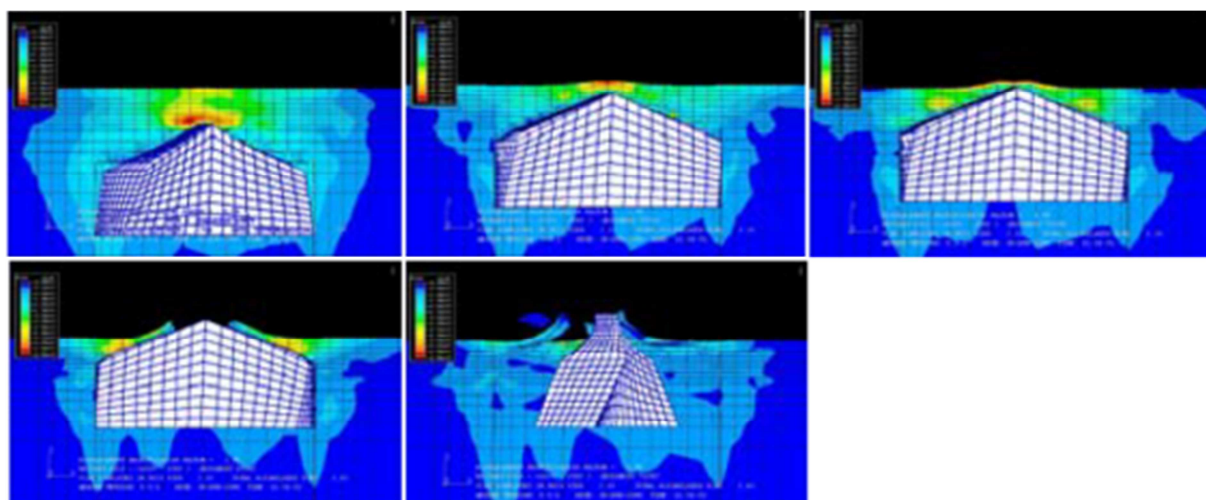
$$\sigma = 477(\bar{\epsilon}^{pl})^{0.144} \left(1 + 0.0067 \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{1000} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{\theta - 20}{585 - 20} \right)^{1.62} \right) \quad (4)$$

Na podstawie wyników symulacji modelu procesu frezowania analizował wpływ kąta przystawienia narzędzia oraz stopnia zużycia krawędzi skrawającej na wielkość zadziorów. Na Rys. 78 przedstawiono ilustrację graficzną modelu. Inne trzywymiarowe modele procesu formowania zadziorów w trakcie frezowania można znaleźć m.in. w pracy [21].



Rys. 78. Ilustracja graficzna modelu MES procesu frezowania [132].

Modele numeryczne procesu formowania zadzioru w trakcie wiercenia zostały przedstawione w pracach [24, 25, 92]. Min [109] pokazał sposób tworzenia zadziorów: jednolitego, koronkowego oraz przejściowego. Na Rys.79 zilustrowano proces tworzenia zadzioru koronkowego podczas wiercenia stali AISI 304 L.



Rys. 79. Proces formowania zadzioru koronkowego w trakcie wiercenia [109].

5. Przegląd metod badania procesu formowania zadziorów

Badania eksperymentalne zjawiska odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego prowadzone są od wielu lat. Przeprowadzono wiele różnych prób i doświadczeń. Ich liczba odzwierciedla mnogość czynników mających wpływ na proces formowania

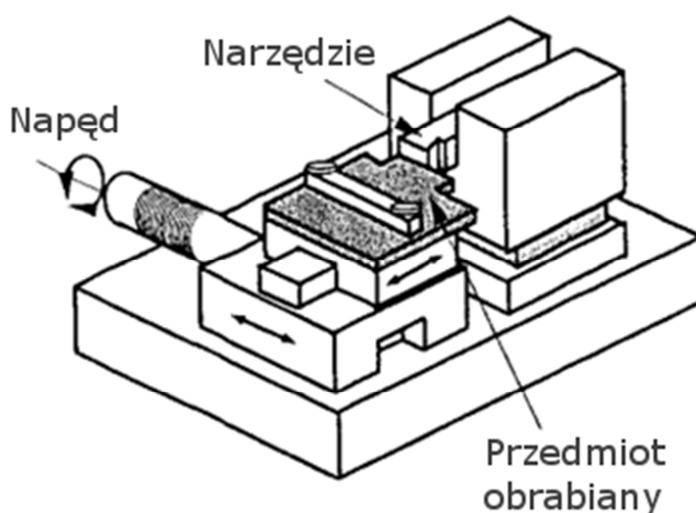
zadzioru oraz jego kształt i wielkość. Dotychczas nie wprowadzono ustandaryzowanych metod ich badania. Przebieg eksperymentu oraz sposób pomiaru zadzioru zależy od przyjętej przez badacza metodyki. Nie znajduje ona oparcia w normach bądź zaleceniach. Z uwagi na skomplikowany charakter procesu skrawania w dalszym ciągu uznaje się za niezbędne poszerzanie wiedzy na temat zjawiska formowania zadzioru oraz możliwości jego ograniczania [3, 36]. Wyniki eksperymentów stanowią podstawę do wnioskowania na temat przebiegu procesu kształtowania zadzioru, a także są niezbędne do oceny poprawności modeli analitycznych i numerycznych.

Na podstawie analizy literaturowej można wykazać trzy główne nurty wśród badań eksperymentalnych zjawiska powstawania zadziorów:

- badanie zjawiska powstawania zadzioru w trakcie procesu skrawania (frezowania, wiercenia, toczenia) wyrobu o prostym kształcie, z zastosowaniem powszechnie wykorzystywanego narzędzia (np. głowicy frezarskiej, wiertła); w badaniu tym za celowe uznaje się odzwierciedlenie warunków tworzenia zadzioru spotykanych na późniejszym etapie w trakcie procesu wytwórczego wyrobu,
- skrawanie ortogonalne w zakresie niskich parametrów skrawania, rejestrowane za pomocą elektronowego mikroskopu skaningowego (metoda SEM),
- skrawanie próbki o specjalnie przygotowanej geometrii.

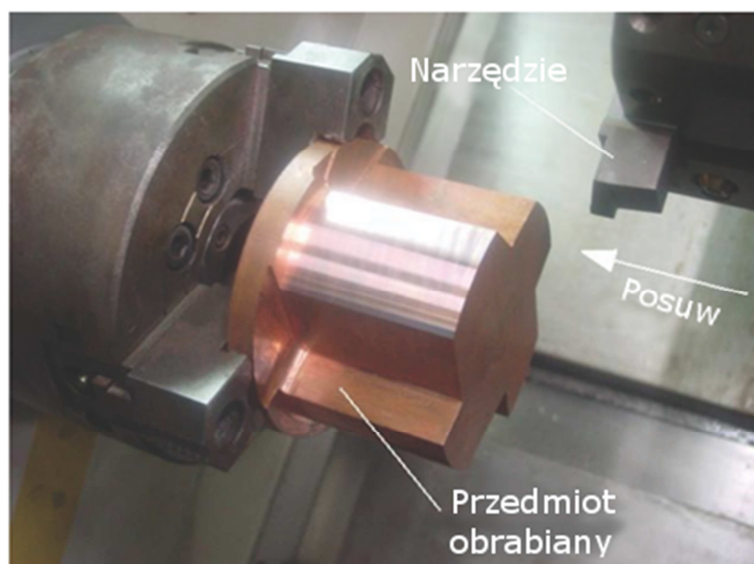
Do pierwszej grupy można zaliczyć badania realizowane w trakcie procesów frezowania czołowego płaszczyzny, frezowania walcowego, wiercenia oraz toczenia wzdłużnego. Z wynikami badań zjawiska formowania zadzioru w trakcie frezowania można zapoznać się w pracach [8, 10, 22, 51, 53, 82, 90, 91, 95, 96, 100, 106, 115-118, 127, 128, 130, 134]. W większości przypadków takie badanie obejmowało frezowanie powierzchni płaskiej głowicą frezarską. W części tych prac, m.in [22, 91, 100, 118], badacze zastosowali głowicę frezarską z jedną płytką skrawającą, bądź specjalne narzędzie o jednym ostrzu, przypominające kształtem wytaczadło (angielska nazwa *fly cutter*). Zastosowanie pojedynczego ostrza skrawającego w trakcie frezowania pozwala wyeliminować perturbacje wynikające z błędów wzajemnego położenia płytek skrawających. Z wynikami badań procesu formowania zadziorów w trakcie wiercenia można zapoznać się w pracach [14, 37, 69-72, 88, 97, 110, 114]. W części z tych prac dokonywana była modyfikacja geometrii narzędzia lub wyrobu. Z badaniem zjawiska powstawania zadziorów w trakcie procesu toczenia można spotkać się zdecydowanie rzadziej. Taki typ badań realizowany był między innymi przez [15, 140-142].

Druga grupa badań eksperymentalnych obejmuje próby skrawania ortogonalnego rejestrowane za pomocą elektronowego mikroskopu skaningowego, z zastosowaniem znacząco ograniczonych wartości parametrów skrawania (w pracy [84] prędkość skrawania równa była 2.54 mm/min, a w pracy [55] 0.025 mm/s). Schemat takiego badania został zilustrowany na Rys. 80. Wyniki eksperymentów prowadzonych metodą SEM przedstawiono między innymi w pracach [23, 55, 65, 78, 79, 84, 120, 149]. W trakcie takich prób warunki skrawania były dobierane pod kątem możliwości rejestracji przebiegu procesu formowania zadzioru za pomocą elektronowego mikroskopu skaningowego. Z tego powodu znacząco zredukowano wartości parametrów skrawania. Fakt ten należy uznać za wadę przedstawionej metody badawczej. Wartości nastaw w trakcie tak realizowanego skrawania ortogonalnego istotnie odbiegały od powszechnie stosowanych w trakcie obróbki konwencjonalnej bądź wysokowydajnej.



Rys. 80. Układ kinematyczny stanowiska do rejestrowania procesu skrawania ortogonalnego za pomocą elektronowego mikroskopu skaningowego [55].

Do trzeciej grupy zaliczono badania wyrobów o specjalnie ukształtowanej geometrii. Takie badanie przedstawiono w pracach [122, 141]. Schemat przykładowego badania [141] został zilustrowany na Rys. 81. W jego trakcie toczono wzdłużnie próbkę o specjalnie ukształtowanej geometrii. W celu odwzorowania warunków skrawania ortogonalnego zastosowano wysokie wartości posuwu (4 mm/obr) i małe głębokości skrawania (0.1, 0.2, 0.3 mm). Na krawędziach przedmiotu obrabianego z uwagi na jego geometrię tworzył się zadziór. Przedstawiony eksperyment posłużył do opracowania modelu analitycznego procesu formowania tego zadzioru.



Rys. 81. Ilustracja badania eksperymentalnego zjawiska powstawania zadziorów w trakcie toczenia wzdłużnego brązu [141].

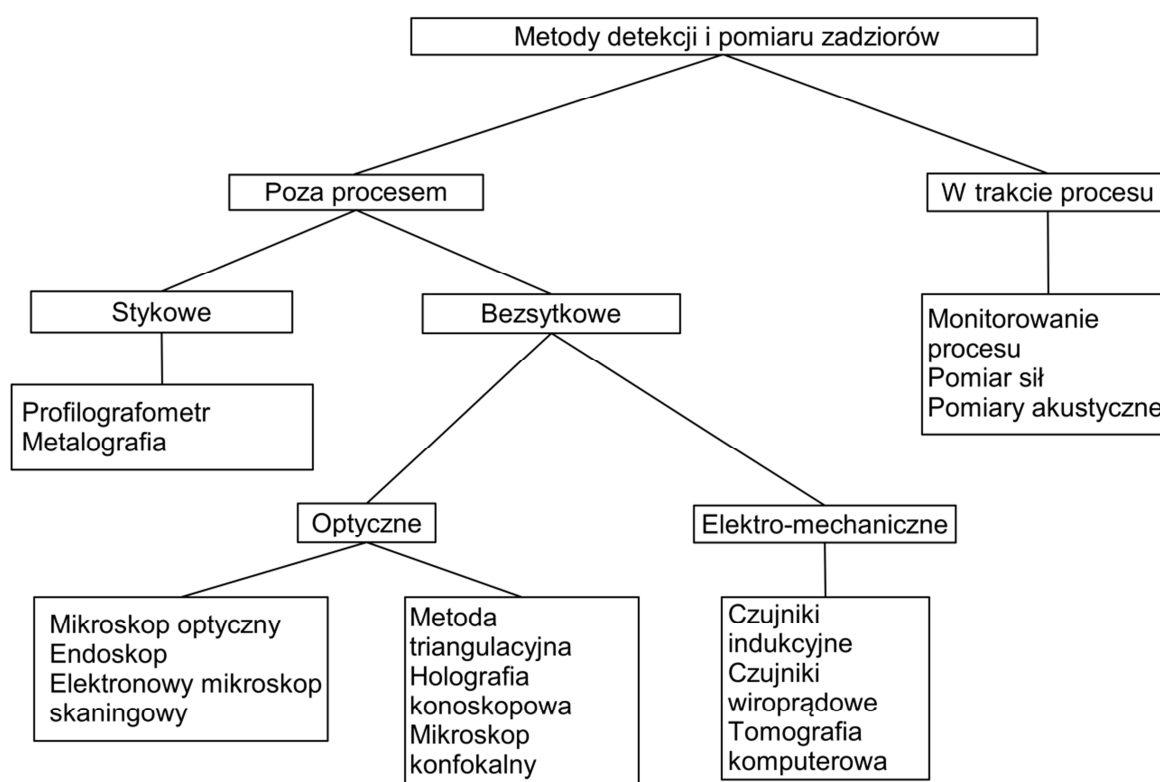
6. Przegląd metod pomiaru cech geometrycznych zadziorów

W trakcie badań nad zjawiskiem odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego i możliwościami ograniczenia tego zjawiska, pomiar cech geometrycznych zadziorów jest konieczny bez względu na charakter realizowanego badania. Wybór odpowiedniej metody pomiarowej zależy między innymi od kształtu zadzioru, jego wielkości lub miejsca powstania oraz wymaganej dokładności pomiaru [3, 44].

Metoda pomiarowa jest związana z wielkością mierzoną. Sporządzono przegląd cech geometrycznych zadzioru mierzonych przez badaczy w trakcie ich prac. Wysokość zadzioru była jedyną cechą geometryczną zadzioru mierzoną przez [10, 14, 22, 40, 70, 80, 81, 88, 95, 96, 97, 100, 105, 107, 110, 114, 115, 116, 128, 137]. W trakcie badań, których wyniki zaprezentowano w [6, 20, 24, 37, 51, 53-55, 69, 72, 75, 90, 91, 117, 125, 132, 134, 140-142, 149] mierzono obok wysokości zadzioru także jego grubość. W pracy [73] wykonano pomiar tylko jednej cechy geometrycznej zadzioru – jego grubości. Przedstawiona przez Schäfera [133], wartość g do oceny wielkości zadzioru została wykorzystana w pracach [41, 59, 60, 106]. Autorzy [31, 34, 130] na podstawie pomiaru wysokości zadzioru [31, 130] oraz wysokości i grubości [34] zaproponowali własną metodę oceny jego wielkości.

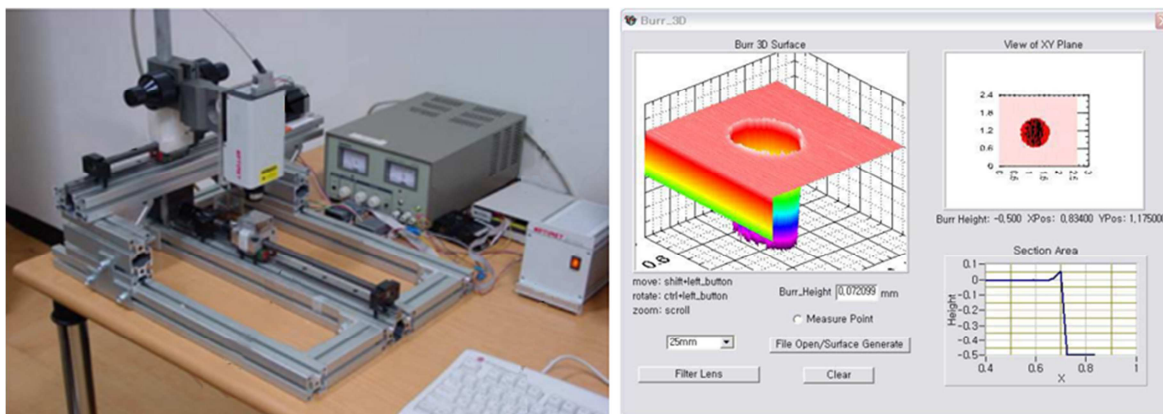
Dotychczas nie określono ustandaryzowanej metody pomiaru cech geometrycznych zadzioru. Nieustannie trwają prace zmierzające do opracowania specjalizowanych czujników do pomiaru wielkości zadziorów oraz kompleksowych systemów ich detekcji i wizualizacji. Różne metody pomiaru zadziorów oraz systemy umożliwiające ich graficzną prezentację

przedstawiono w pracach [44, 62, 86, 87, 93, 94, 139]. Lee [93] zaprezentował system wizyjny do detekcji zadziorów oparty na analizie dwuwymiarowych obrazów. Ko [86] przedstawił system do pomiaru wysokości zadzioru, do budowy którego wykorzystał laserowe czujniki triangulacyjne. W pracy [94] pokazano sposób pomiaru wysokości zadzioru z wykorzystaniem bezdotykowego czujnika pojemnościowego. Toropov [139] przedstawił system do pomiaru wielkości zadziorów oraz ich trzywymiarowej wizualizacji oparty na metodzie holografii konoskopowej. Podobny system przedstawił Hoang [62] i Ko [87]. Na Rys. 82 pokazano znane metody pomiaru zadziorów.



Rys. 82. Metody detekcji i pomiaru zadzioru [3, 98].

Porównanie wybranych metod pomiaru zadziorów przedstawiono w pracy [44]. Wyniki pomiaru wybranych cech geometrycznych zadziorów znacząco różniły się w zależności od zastosowanej metody. Ko [87] porównał trzy bezstykowe optyczne metody pomiaru (metodę holografii konoskopowej, triangulacyjną, interferometrii) wybranych cech geometrycznych zadzioru. Wykazał najwyższą dokładność holografii konoskopowej. Opracowany przez Ko system do pomiaru i wizualizacji zadziorów został pokazany na Rys. 83.



Rys. 83. System do pomiaru i wizualizacji cech geometrycznych zadzioru [87].

Sporządzono przegląd literaturowy prac z zakresu badań eksperymentalnych zjawiska powstawania zadziorów. Na tej podstawie stwierdzono, iż najpowszechniej do pomiaru zadzioru jest wykorzystywany mikroskop optyczny (często wraz z oprogramowaniem do analizy obrazu zwiększającym efektywność pracy). Do pomiaru zadzioru mikroskop optyczny został wykorzystany w pracach [6, 8, 20, 22, 34, 37, 40, 41, 69, 72, 90, 91, 95, 100, 106, 114, 117, 122, 125, 128, 130, 132, 134, 142]. Inne metody lub urządzenia były wykorzystywane znacznie rzadziej. Wśród nich można wyróżnić: laserowy czujnik triangulacyjny [80, 81, 88, 97], elektronowy mikroskop skaningowy [73, 114], mikroskop konfokalny [14], holografie konoskopową [140-142], profilografometr Talysurf firmy Taylor Hobson [116] oraz czujniki stykowe, np. TESA [105, 107, 137].

7. Teza i cele pracy

W pracy postawiono tezę, że ***modele numeryczne umożliwiają symulację procesu formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego oraz przewidywanie jego wielkości i kształtu.***

Przeprowadzenie dowodu słuszności postawionej tezy wymagało realizacji następujących celów:

- opracowanie metody badawczej zjawiska odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego,
- przeprowadzenie badań doświadczalnych zjawiska formowania zadzioru w trakcie obróbki skrawaniem,
- opracowanie sposobu oceny geometrii zadzioru oraz metody pomiaru tej geometrii,

- budowa modelu numerycznego procesu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego,
- weryfikacja zbudowanego modelu MES,
- ocena zadzioru formowanego w trakcie symulacji MES procesu skrawania.

Realizacja celów pracy wiązała się z wykonaniem szeregu zadań takich jak:

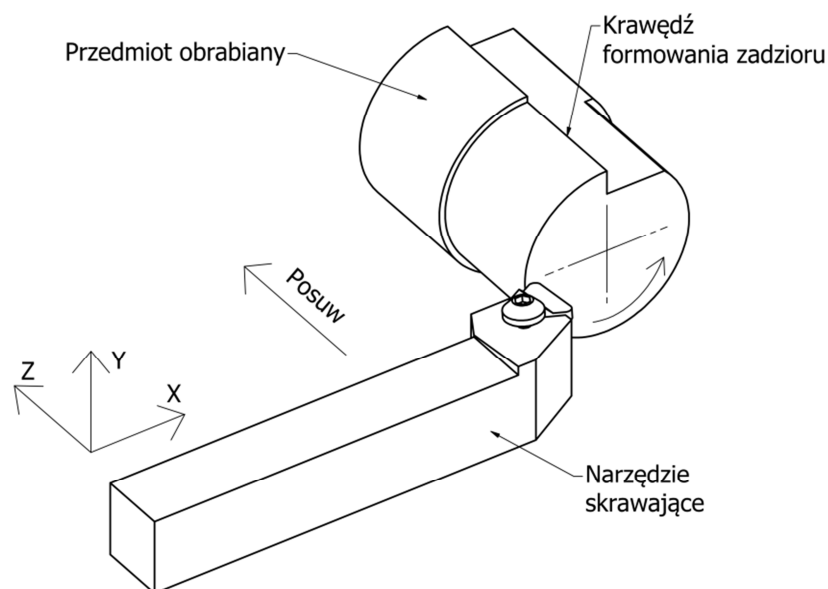
1. Przegląd literatury z zakresu klasyfikacji zadziorów, metod pomiaru geometrii zadziorów oraz sposobów oceny ich wielkości i kształtu.
2. Przegląd literatury wraz z opisem zjawiska odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego w trakcie różnych procesów skrawania oraz metod badania tego zjawiska. Analiza literaturowa z zakresu wpływu wybranych czynników na kształt i wielkość zadziorów.
3. Przegląd literatury z zakresu modeli analitycznych i numerycznych procesu formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego.
4. Przeprowadzenie badań wstępnych z zakresu zjawiska odkształcenia materiału w trakcie różnych procesów skrawania oraz modelowania MES tego zjawiska.
5. Opracowanie metody badawczej zjawiska formowania zadzioru w trakcie procesu skrawania.
6. Rejestracja przebiegu zjawiska formowania zadzioru w trakcie procesu obróbki skrawaniem za pomocą kamery szybkoklatkowej.
7. Przeprowadzenie badań doświadczalnych zjawiska formowania zadzioru w trakcie skrawania zgodnie z opracowaną metodyką.
8. Wybór metody pomiaru geometrii zadziorów. Opracowanie metodyki oceny kształtu i wielkości zadziorów.
9. Opracowanie sposobu wyznaczania wartości parametrów opisujących wybrane cechy geometryczne zadziorów.
10. Przeprowadzenie badań wytrzymałościowych materiału skrawanego.
11. Budowa modelu MES zjawiska odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego wraz z wykorzystaniem modelu materiału skrawanego opartego na procedurze użytkownika.
12. Wykonanie symulacji MES modelu procesu formowania zadzioru w trakcie procesu skrawania. Wyznaczenie wartości składowych wypadkowej siły skrawania.
13. Pomiar składowych wypadkowej siły skrawania w trakcie rzeczywistego procesu skrawania.

14. Przeprowadzenie weryfikacji modelu MES. Porównanie geometrii zadziorów formowanych w trakcie rzeczywistego i modelowanego procesu skrawania.
15. Modyfikacja modelu pod kątem zwiększenia dokładności oszacowania wartości parametrów opisujących wybrane cechy geometryczne zadziorów.
16. Wykonanie symulacji MES zmodyfikowanego modelu procesu formowania zadzioru w trakcie procesu skrawania. Wyznaczenie wartości składowych wypadkowej siły skrawania.
17. Przeprowadzenie weryfikacji zmodyfikowanego modelu MES. Porównanie geometrii zadziorów formowanych w trakcie rzeczywistego i modelowanego procesu skrawania.
18. Opracowanie wniosków.

8. Badania wstępne

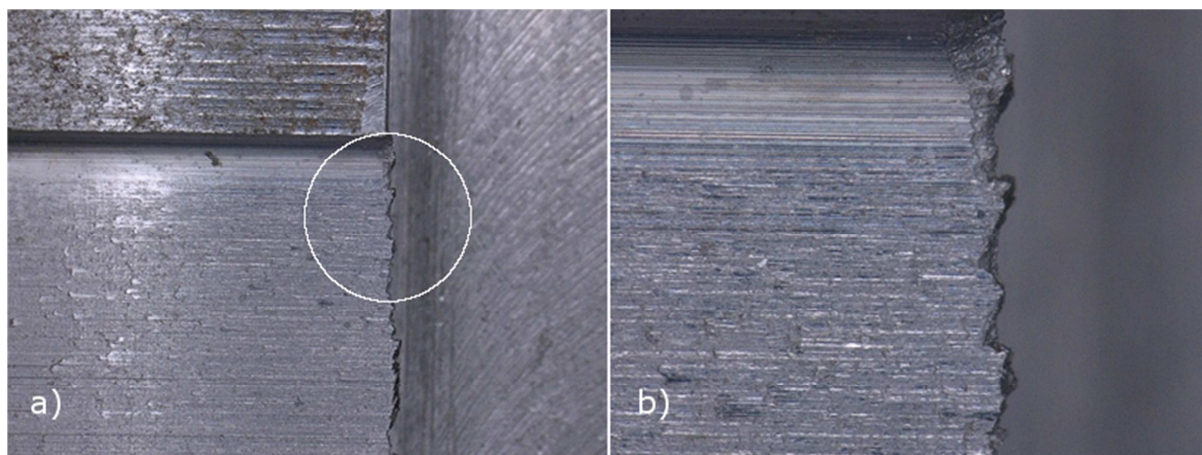
8.1. Formowanie zadzioru w trakcie toczenia wzdłużnego

Badanie zjawiska formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego przeprowadzono w trakcie toczenia wzdłużnego. Wykonano próbki ze stali C45. Pokazany na Rys. 84 kształt przedmiotu obrabianego pozwolił na swobodne tworzenie zadzioru na zaznaczonej na tym rysunku krawędzi wyrobu.



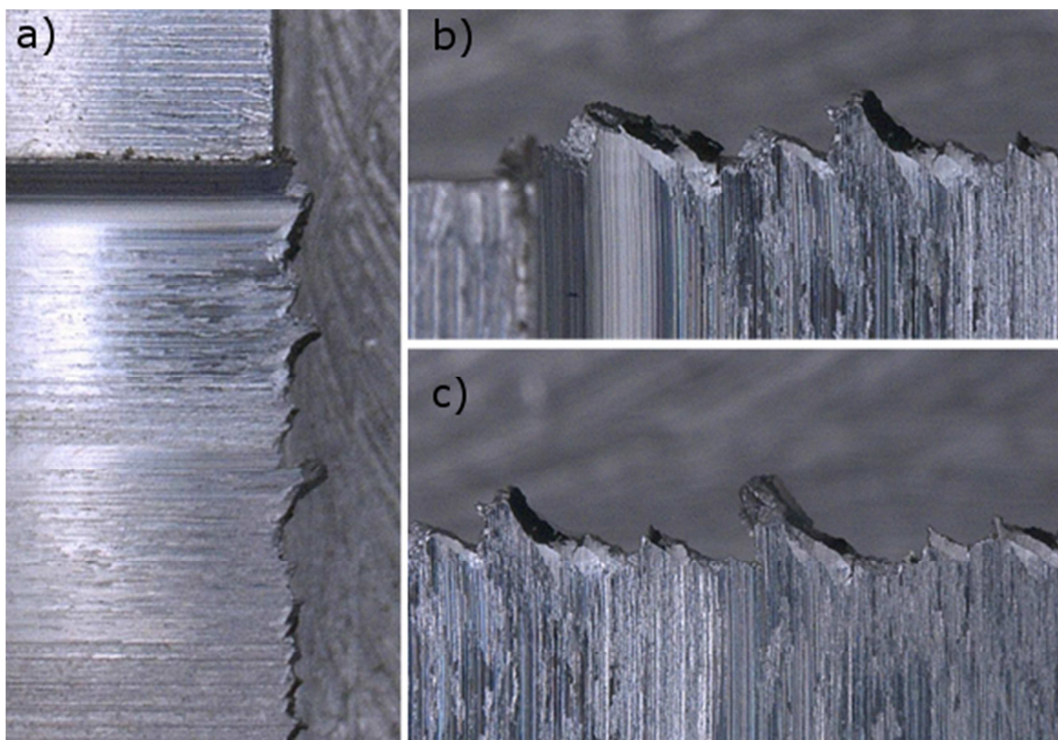
Rys. 84. Schemat badania zjawiska formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego w trakcie toczenia wzdłużnego oraz ilustracja graficzna geometrii próbki.

Obróbkę przeprowadzono nożem składanym CTFNR 2020-16 z płytką skrawającą TNUN 160408 z węgla spiekane NP30. Kąt natarcia noża tokarskiego γ_o oraz pochylenia krawędzi skrawającej λ_s były równe -6° . Główna krawędź skrawająca była równoległa do osi obrotu przedmiotu obrabianego ($\kappa_r = 90^\circ$). Głębokość skrawania a_p w trakcie prób przyjmowała wartości: 0.25, 0.5, 0.75, 1 oraz 1.5 mm. Posuw f_o był równy 0.3 mm/obr a prędkość skrawania $v_c = 180$ m/min. Proces obróbki zrealizowano na tokarce CNC TUR 560 MN. Schemat badania został zilustrowany na Rys. 84.

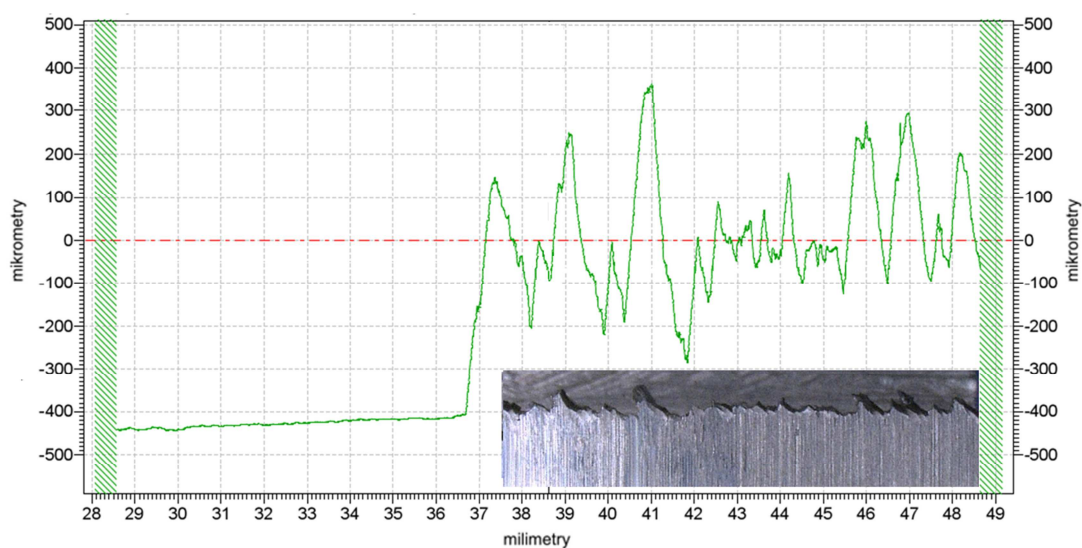


Rys. 85. Widok z góry a) zadzioru uformowanego w trakcie toczenia wzdłużnego ($a_p = 0.25$ mm, $v_c = 280$ m/min, $f_o = 0.3$ mm/obr), b) powiększenie wybranego fragmentu krawędzi przedmiotu.

W trakcie obróbki, z uwagi na geometrię próbki, na jej krawędzi powstawały zadziory. Ich kształt otrzymany w trakcie skrawania został pokazany na Rys. 85 i 86. Jak widać na załączonych rysunkach, zadziory charakteryzowały się znaczącą różnorodnością pod względem kształtu i wielkości. Otrzymana krawędź przedmiotu była nierównomierna. Nie odnotowano wyraźnego związku pomiędzy postacią zadzioru a wartościami posuwu f_o i głębokości skrawania a_p . Na podstawie oceny wzrokowej stwierdzono, iż tylko na niewielkich fragmentach krawędzi przedmiotu obrabianego geometria zadzioru miała okresowo powtarzalny kształt.



Rys. 86. Widok z góry a) zadzioru ukształtowanego w trakcie toczenia wzdłużnego ($a_p = 1.5$ mm, $v_c = 280$ m/min, $f_o = 0.3$ mm/obr), b), c) powiększenie wybranych fragmentów krawędzi przedmiotu.



Rys. 87. Wyniki pomiaru wysokości zadzioru z Rys. 86 za pomocą profilografometru Form Talysurf 120L firmy Taylor Hobson oraz widok rzeczywisty tego zadzioru (zdjęcie), ($a_p = 1.5$ mm, $v_c = 180$ m/min, $f_o = 0.3$ mm/obr).

Na Rys. 87 pokazano wyniki pomiaru wysokości zadzioru a w profilu wzdłużnym zestawione z rzeczywistym jego widokiem (wszystkie zdjęcia zadziorów pokazane w pracy zostały wykonane za pomocą mikroskopu cyfrowego Keyence VHX-60). Zadziór ten został ukształtowany w trakcie toczenia wzdłużnego z prędkością skrawania v_c równą 180 m/min,

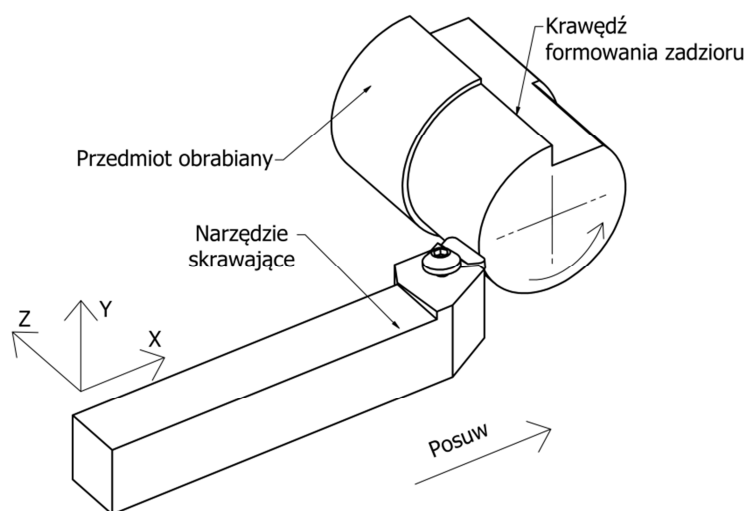
posuwem f_o wynoszącym 0.3 mm/obr oraz głębokością skrawania $a_p = 1.5$ mm. Wyniki analogicznego pomiaru pokazano na Rys. 88. W tym przypadku mierzono w profilu wzdłużnym zadziór uformowany w trakcie toczenia z prędkością skrawania v_c równą 180 m/min, posuwem f_o wynoszącym 0.3 mm/obr i głębokością skrawania $a_p = 0.75$ mm. W obu przypadkach do pomiaru zadziórów wykorzystano profilografometr Form Talysurf 120L firmy Taylor Hobson.



Rys. 88. Wyniki pomiaru wysokości zadzioru w profilu wzdłużnym wykonanego za pomocą profilografometru Form Talysurf 120L firmy Taylor Hobson, ($a_p = 0.75$ mm, $v_c = 180$ m/min, $f_o = 0.3$ mm/obr).

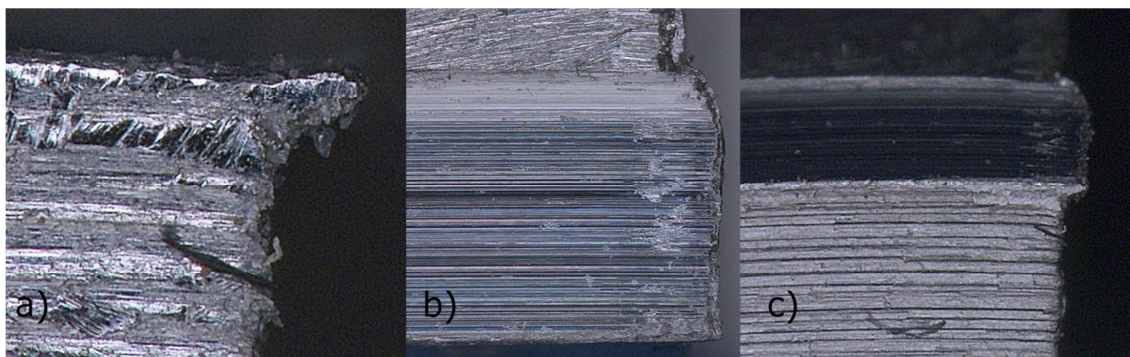
8.2. Formowanie zadzioru w trakcie toczenia poprzecznego

W trakcie kolejnego etapu badań wstępnych nożem składanym CTFNR 2020-16 z płytką skrawającą TNUN 160408 wykonano toczenie poprzeczne próbek. Szerokość skrawania a_e wynosiła 4 mm. Posuw f_o był równy 0.3 mm/obr a prędkość skrawania $v_c = 180$ m/min. W stosunku do pierwszego opisanego doświadczenia nie zmieniono geometrii próbki oraz zastosowano to samo narzędzie skrawające. Schemat omawianego eksperymentu pokazano na Rys. 89.



Rys. 89. Schemat badania zjawiska kształtowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego w trakcie toczenia poprzecznego oraz ilustracja graficzna geometrii próbki.

W trakcie drugiego z realizowanych podczas badań wstępnych eksperymentu powstały zadziory dodatnie (zgodnie z klasyfikacją Iwaty [65]). Ich postać pokazano na Rys. 90. Kształt krawędzi przedmiotu obrabianego był równomierny. Wyniki eksperymentu w zakresie zastosowanych parametrów były powtarzalne.

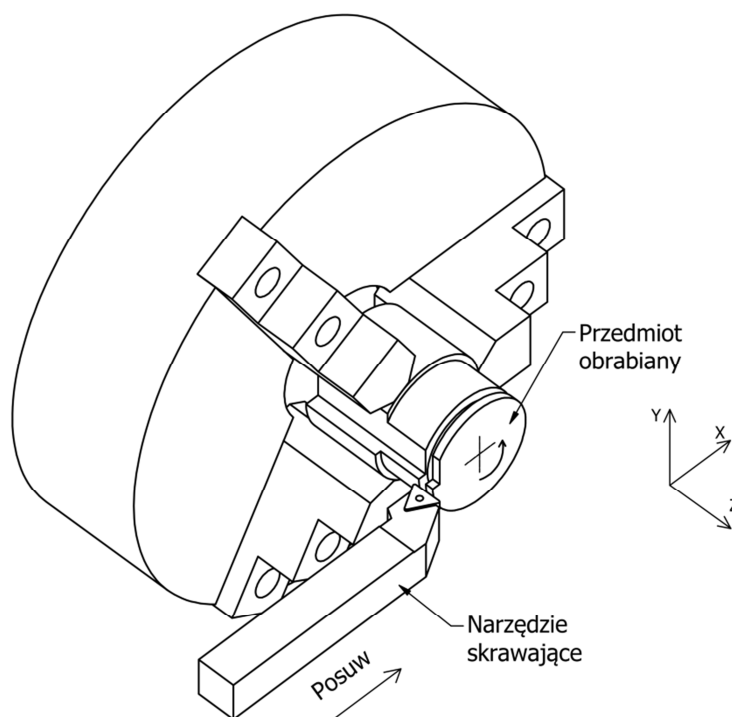


Rys. 90. Kształt zadzioru uzyskany w trakcie toczenia poprzecznego próbki ze stali C45: a) widok od przodu, b) widok z góry, c) widok anizometryczny, ($a_e = 4 \text{ mm}$, $v_c = 180 \text{ m/min}$, $f_o = 0.3 \text{ mm/obr}$).

8.3. Formowanie zadzioru w trakcie toczenia ortogonalnego

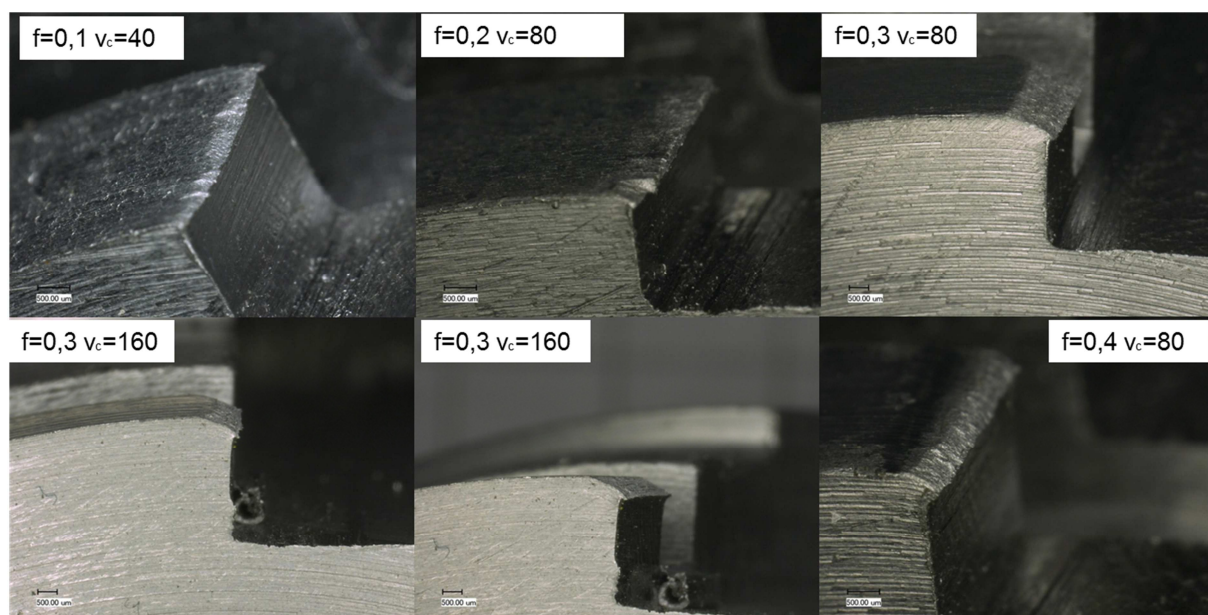
Na podstawie wyników toczenia poprzecznego oraz wzdłużnego stali C45 nożem tokarskim CTFNR 2020-16 zaplanowano dalsze badania wstępne. Z uwagi na kształt zadziorów formowanych w trakcie toczenia wzdłużnego zrezygnowano z analizy procesu ich formowania podczas tego rodzaju obróbki. Wykonano badanie zjawiska tworzenia zadzioru w trakcie prób toczenia ortogonalnego. Zastosowano nowe narzędzie skrawające. Obróbkę

przeprowadzono nożem składanym STFCR 2525 M16 z płytką skrawającą TCMT16T308-F1. Płytką skrawającą była wykonana z węgliku spiekanego typu TP2500. Kąt przystawienia noża skrawającego κ_r był równy 90° . Kąty natarcia γ_o i pochylenia krawędzi skrawającej λ_s wynosiły 0° .

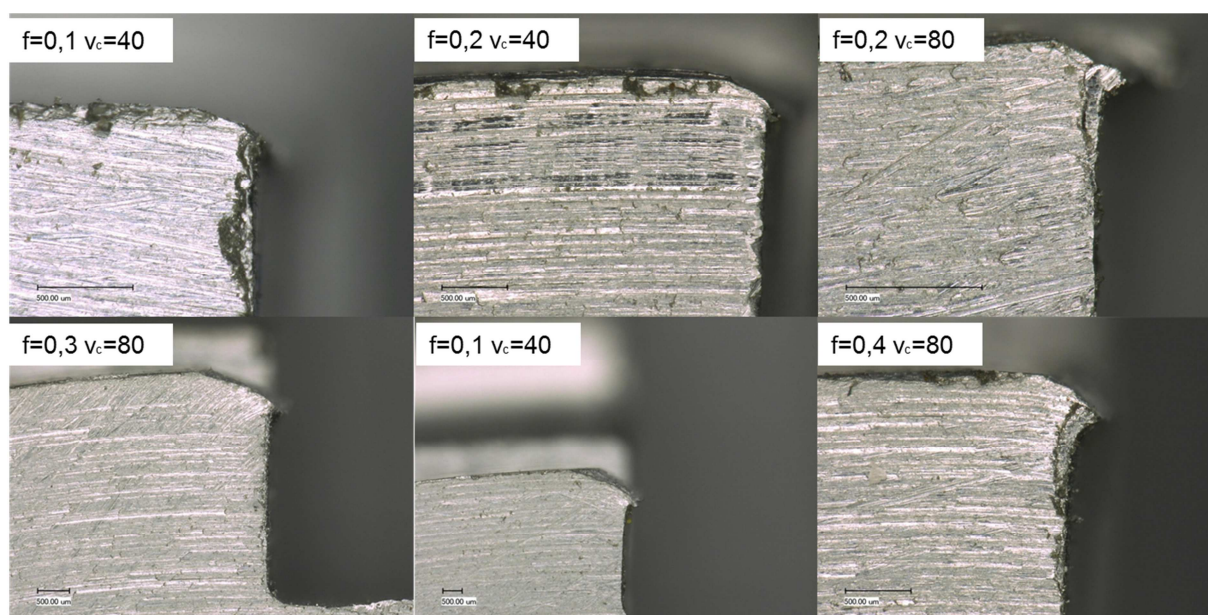


Rys. 91. Schemat toczenia poprzecznego próbki o specjalnej geometrii nożem składanym STFCR 2525 M16.

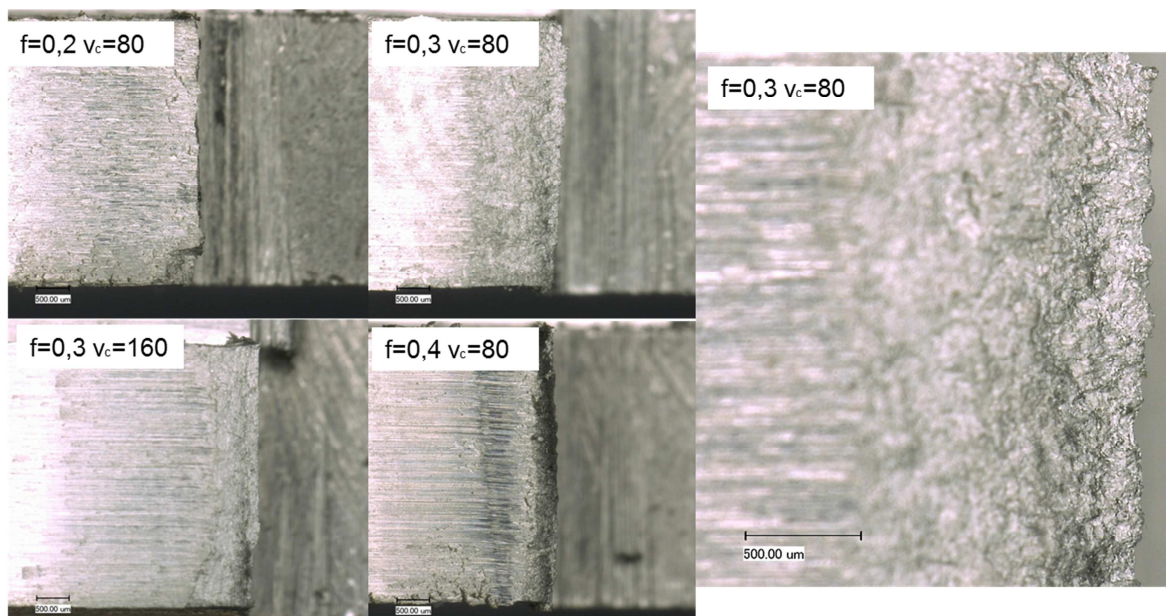
Zmieniono kształt przedmiotu obrabianego. Poprzez wykonanie na jego obwodzie rowka ograniczono szerokość skrawania a_e do 4 mm. Średnica zewnętrzna próbki wynosiła 58 mm. W trakcie prób nóż tokarski był ustawiany względem przedmiotu obrabianego w taki sposób, aby skrawać środkową częścią krawędzi skrawającej płytki. W ten sposób uniknięto obróbki jej narożem. Geometrię próbki oraz schemat badania pokazano na Rys. 91. W stosunku do wcześniej przeprowadzonych doświadczeń rozszerzono zakres zastosowanych parametrów skrawania. Wartości posuwu f_o zmieniano w zakresie 0.1 – 0.4 mm/obr, a prędkości skrawania v_c w zakresie 40 – 160 m/min.



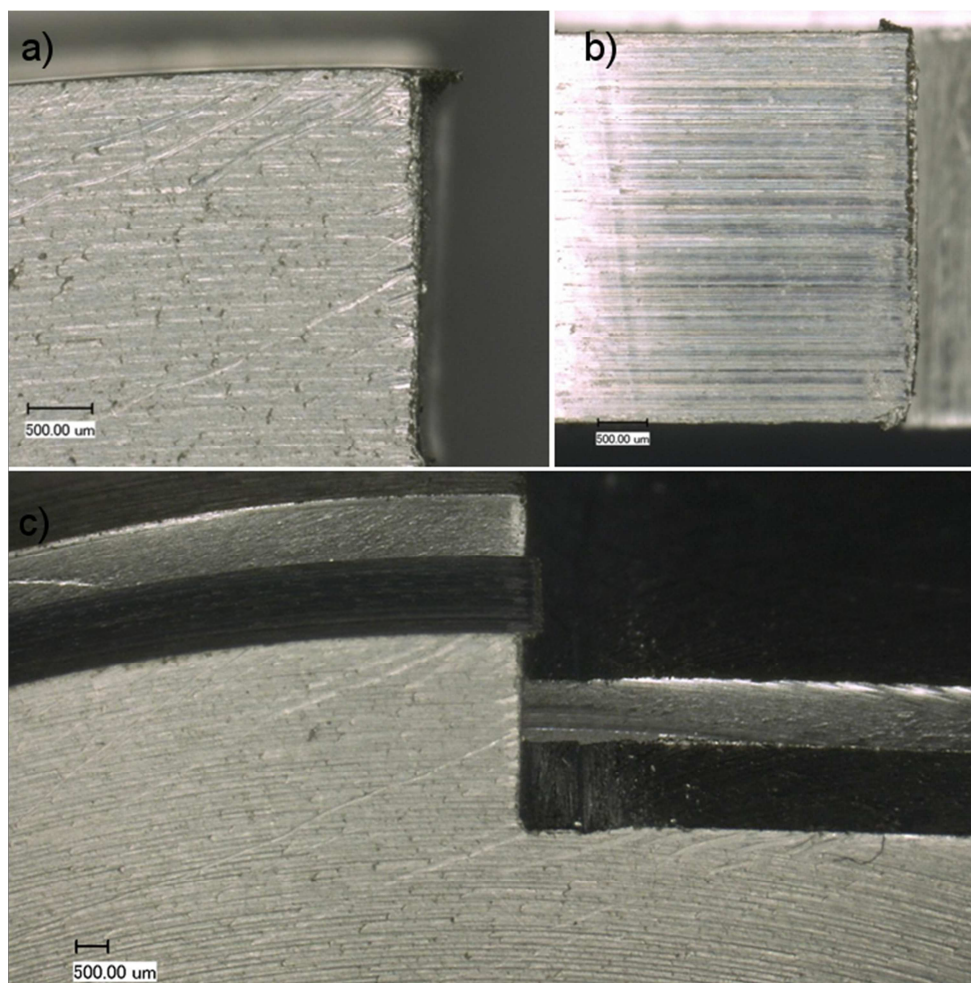
Rys. 92. Zadziory powstałe w trakcie toczenia ortogonalnego próbki ze stali C45 z różnymi parametrami skrawania (widok anizometryczny).



Rys. 93. Zadziory powstałe w trakcie toczenia ortogonalnego próbki ze stali C45 z różnymi parametrami skrawania (widok od przodu).

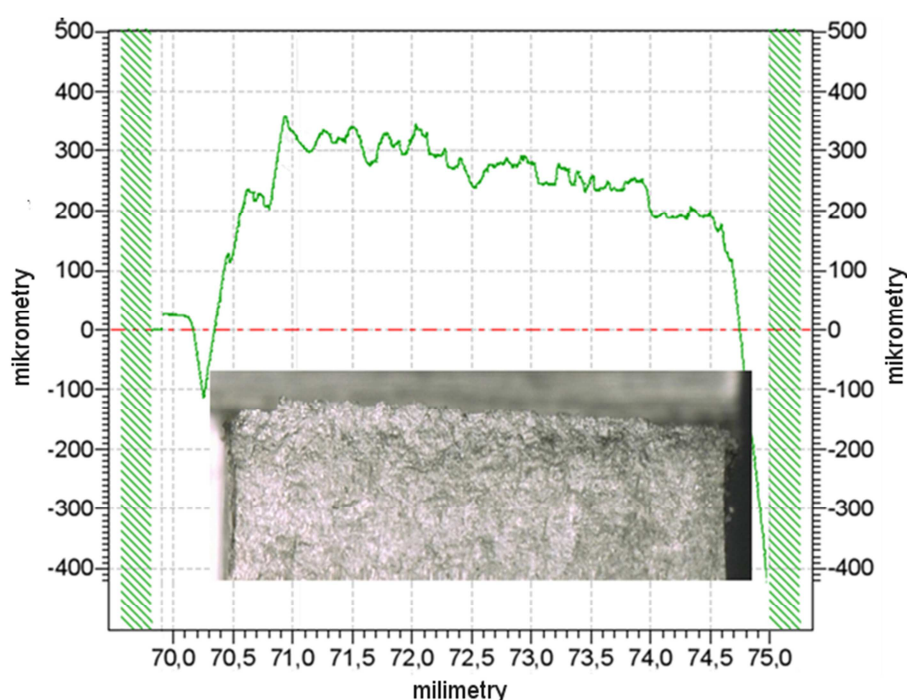


Rys. 94. Zadziory powstałe w trakcie toczenia ortogonalnego próbki ze stali C45 z różnymi parametrami skrawania (widok z góry).

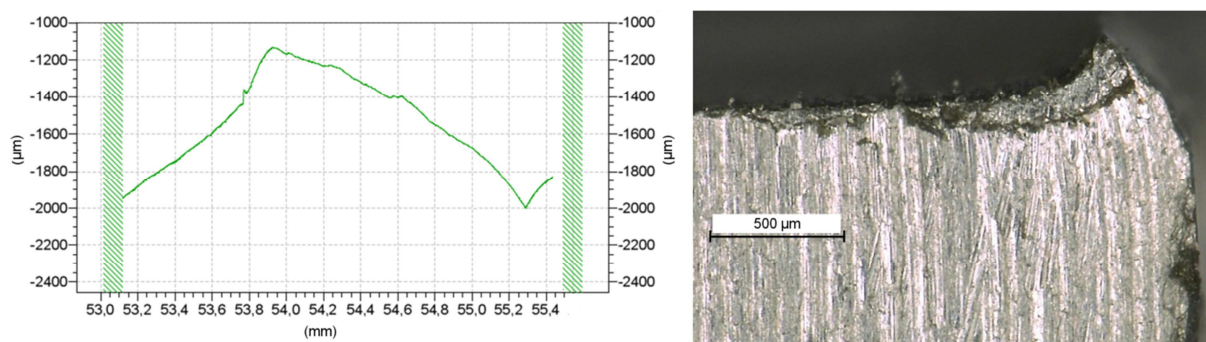


Rys. 95. Zadziór dodatni otrzymany w trakcie toczenia ortogonalnego ($v_c = 160$ m/min, $f_o = 0.2$ mm/obr) próbki ze stali C45.

Na Rys. 92, 93, 94, 95 pokazano zdjęcia zadziorów powstałych w trakcie przeprowadzonych prób toczenia ortogonalnego. W przeważającej większości otrzymano zadziory ujemne, które można również sklasyfikować, jako wyłamanie krawędzi. Dla pewnych parametrów skrawania (dla posuwu $f_o = 0.2$ mm/obr i prędkości skrawania v_c równych 80 i 160 m/min) uzyskano zadziory dodatnie. Przykładowy taki zadziór został pokazany na Rys. 95. Za pomocą profilografometru TalySurf 120L firmy Taylor Hobson wykonano pomiary cech geometrycznych zadziorów w profilu wzdłużnym oraz poprzecznym. Ich przykładowe wyniki zostały pokazane na Rys. 96 i 97. Wyniki pomiarów zostały zestawione ze zdjęciami mierzonych zadziorów.



Rys. 96. Wyniki pomiaru w profilu wzdłużnym wysokości zadzioru a uformowanego w trakcie toczenia ortogonalnego z posuwem $f_o = 0.3$ mm/obr i prędkością skrawania $v_c = 80$ m/min.

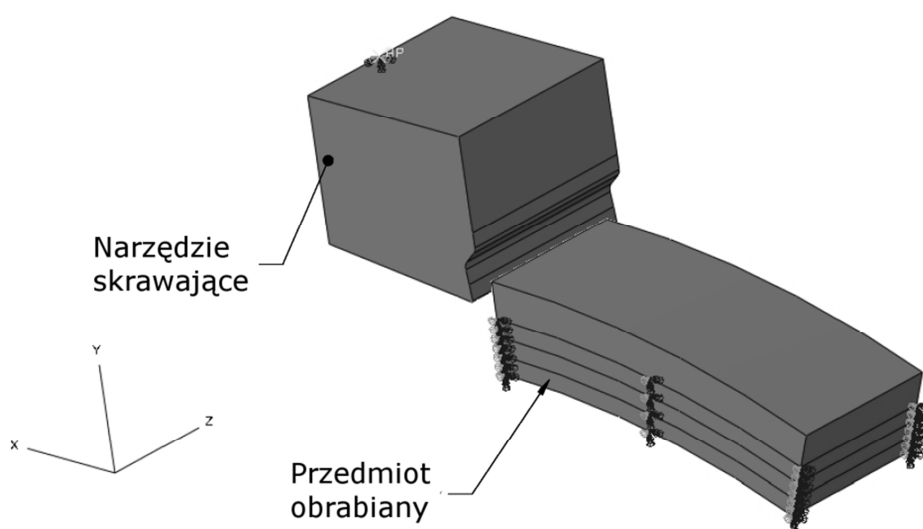


Rys. 97. Profil poprzeczny zadzioru (z lewej) zmierzony za pomocą profilografometru oraz rzeczywisty jego widok (z prawej). Zadziór został uformowany w trakcie toczenia ortogonalnego próbki ($v_c = 80$ m/min, $f_o = 0.4$ mm/obr).

Sposób przeprowadzenia pomiarów za pomocą profilografometru TalySurf firmy Taylor Hobson oraz ich wyniki uwidoczniły pewne niedoskonałości zastosowanej metody pomiarowej. Ze względu na geometrię zadzioru odnotowano trudności z poprawnym ustaleniem i zamocowaniem próbki przed pomiarem. Należy zaznaczyć jednocześnie, że ustawienie próbki (równoległe do kierunku posuwu końcówki pomiarowej profilografometru) miało znaczący wpływ na wyniki pomiaru. Z uwagi na postać zadzioru oraz własny kształt, wierzchołek stylusa nie zawsze był w kontakcie z powierzchnią mierzoną (przede wszystkim w trakcie pomiaru geometrii zadzioru w profilu poprzecznym). Otrzymane zarysy zadziorów, w wyniku ich pomiaru w profilu poprzecznym, odbiegały w pewnym stopniu od ich rzeczywistych konturów. Istotną wadą pomiaru za pomocą profilografometru była także niska efektywność i czasochłonność pomiaru. Z tego względu w dalszej części pracy zmodyfikowano metodę pomiaru geometrii zadziorów.

8.4. Budowa i weryfikacja modelu MES

Proces skrawania zamodelowano wykorzystując pakiet Abaqus/Explicit 6.9 EF. Zastosowano elementy skończone typu C3D8RT. Wykorzystano technikę Arbitrary Lagrangian – Eulerian Adaptive Mesh. Geometria przedmiotu obrabianego, narzędzia oraz zadane warunki brzegowe zostały przedstawione na Rys. 98. Materiał obrabiany został utwierdzony z wykorzystaniem powierzchni podstawy oraz punktu referencyjnego, który stanowił punkt obrotu materiału. Węzłom na ścianach bocznych, jak zaznaczono na Rys. 98, odebrano możliwość przemieszczania wzdłuż osi Z oraz wokół osi X i Y.



Rys. 98. Warunki brzegowe modelu procesu skrawania.

Powierzchnie czołowe przedmiotu obrabianego nie zostały utwierdzone tak, aby istniała możliwość swobodnego odkształcania materiału i utworzenia zadzioru. Narzędzie skrawające zostało usztywnione oraz utwierdzone za pomocą punktu referencyjnego. Kształt zamodelowanej krawędzi skrawającej odpowiadał rzeczywistemu. Pomiary kształtu krawędzi skrawającej płytki wykonano za pomocą profilografometru TalySurf 120L firmy Taylor Hobson. Promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej był równy 0.04 mm.

W pracy przyjęto jako materiał obrabiany stal o podwyższonej jakości C45. Podczas modelowania numerycznego, uwzględniono wpływ temperatury na własności fizyczne tej stali.

Plastyczne płynięcie materiału opisano z zastosowaniem prawa konstytutywnego Johnsona-Cooka o postaci [66]:

$$\sigma_y = (A + B(\bar{\epsilon}^{pl})^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}^{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right) (1 - (\theta^*)^m) \quad (5)$$

gdzie: σ_y napężenie uplastyczniające, $\bar{\epsilon}^{pl}$ zastępcze odkształcenie plastyczne, $\dot{\epsilon}^{pl}$ zastępcza prędkość odkształcenia plastycznego, $\dot{\epsilon}_0$ referencyjna prędkość odkształcenia równa 1 s^{-1} , A początkowa granica plastyczności przy prędkości odkształcenia 1 s^{-1} w temperaturze odniesienia θ_{room} , B współczynnik umocnienia odkształceniowego, n wykładnik umocnienia odkształceniowego, C współczynnik wzmocnienia prędkościowego, m wykładnik zmiękczenia termicznego, θ^* bezwymiarowa temperatura.

Bezwymiarową wartość temperatury θ^* z równania (5) obliczano w następujący sposób:

$$\theta^* = \begin{cases} 0 & \text{dla } \theta < \theta_{room} \\ \frac{\theta - \theta_{room}}{\theta_{melt} - \theta_{room}} & \text{dla } \theta_{room} < \theta < \theta_{melt} \\ 1 & \text{dla } \theta > \theta_{melt} \end{cases} \quad (6)$$

gdzie θ aktualna temperatura, θ_{room} temperatura odniesienia, θ_{melt} temperatura zmiękczenia. Część pierwsza $(A + B(\epsilon_p)^n)$ równania Johnsona-Cooka (5) wyraża charakterystykę sprężysto-plastyczną materiału, druga $\left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right)$ lepkość materiału, a trzecia opisuje $(1 - \theta^m)$ efekt jego zmiękczenia cieplnego w wysokiej temperaturze

[49, 77]. W Tab. 1 przedstawiono dobrane na podstawie źródeł literaturowych parametry modelu Johnsona Cooka dla stali C45.

Tab. 1. Parametry równania Johnsona Cooka dla stali C45 [150].

Początkowa granica plastyczności	Współczynnik umocnienia odkształceniowego	Współczynnik wzmocnienia prędkościowego	Wykładnik umocnienia odkształceniowego	Wykładnik zmiękczenia termicznego	Temperatura zmiękczenia
A (MPa)	B (MPa)	C	n	m	θ_{melt} (°C)
375	552	0.02	0.457	1.4	1460

Do opisu mechanizmu odpowiadającego za inicjację i propagację pękania materiału wykorzystano kryterium *Ductile* przedstawione w pracach [35, 63]. Kryterium *Ductile* zakłada, że odkształcenie plastyczne w chwili zniszczenia materiału $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ jest zależne od bezwymiarowej wartości trójosiowego stanu naprężenia η (ang. *stress triaxiality*), prędkości odkształcenia $\dot{\varepsilon}^{pl}$ oraz temperatury θ jak przedstawiono za pomocą równania [63]:

$$\bar{\varepsilon}_0^{pl} = (\eta, \dot{\varepsilon}^{pl}, \theta) \quad (7)$$

Wartość parametru η obliczana była zgodnie z zależnością [63]:

$$\eta = \frac{3\sigma_m}{\sigma_{eq}} \quad (8)$$

gdzie σ_m to naprężenie hydrostatyczne równe [63]:

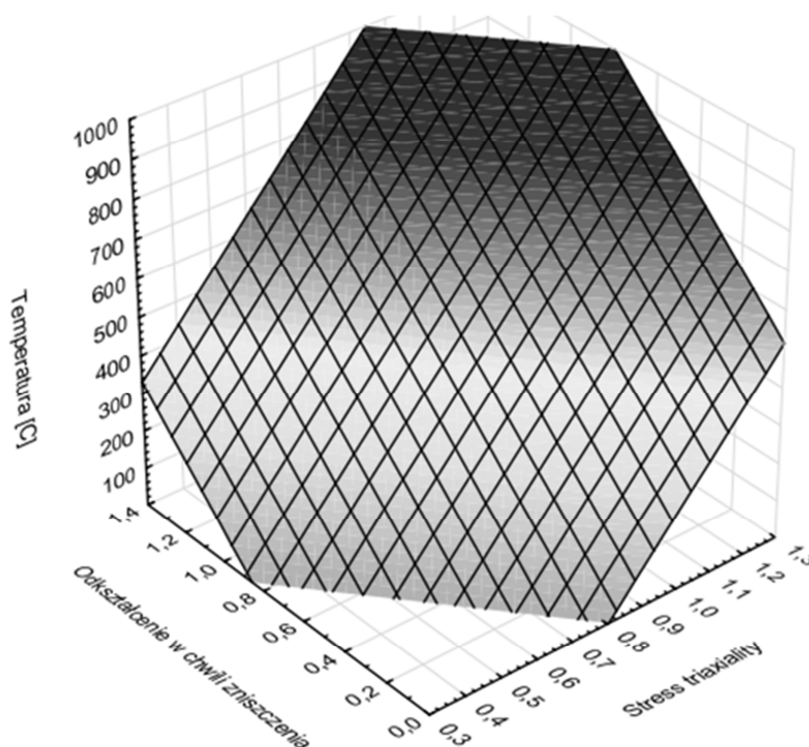
$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (9)$$

a σ_{eq} to zastępcze naprężenie von Misesa obliczane na podstawie równania [63]:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - \sigma_2\sigma_1 - \sigma_1\sigma_3 - \sigma_3\sigma_2} \quad (10)$$

Na Rys. 99 zilustrowano zależność odkształcenia w chwili zniszczenia $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ od bezwymiarowej wartości stanu naprężenia η i temperatury θ . Pokazane na Rys. 99 parametry

kryterium *Ductile* dobrano na podstawie wstępnych wyników symulacji modeli procesu obróbki oraz wyników rzeczywistych prób skrawania.

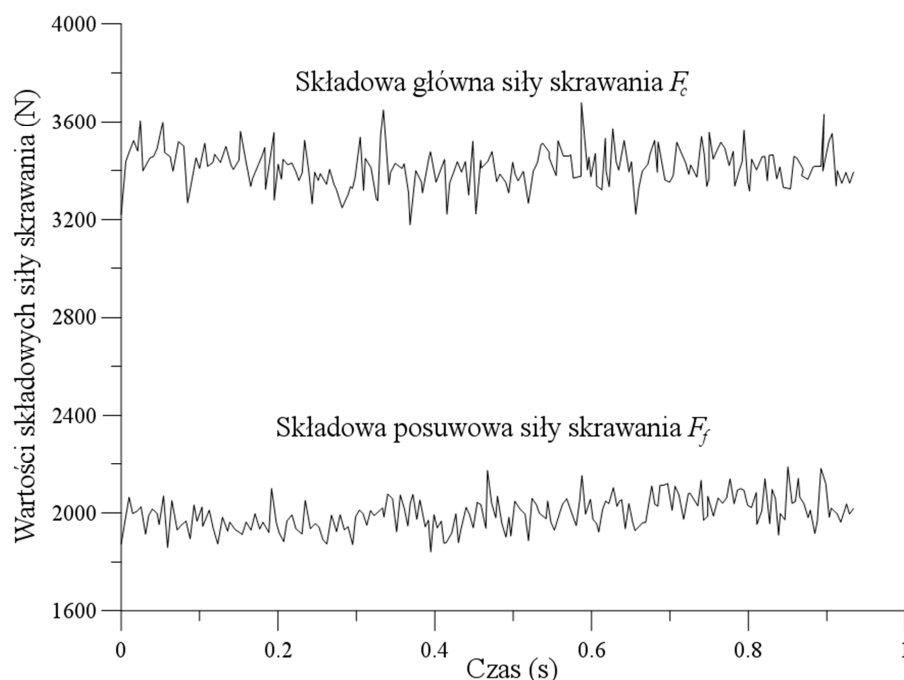


Rys. 99. Parametry kryterium *Ductile* dla prędkości odkształcenia 1 s^{-1} dla stali C45.

Wykorzystując zbudowany model procesu skrawania przeprowadzono symulację obróbki w trakcie, której formowany był zadziór. Posuw f_o był równy 0.4 mm/obr , a prędkość skrawania $v_c = 280 \text{ m/min}$. Wybrany rodzaj symulacji uwzględniał przyrost temperatury wynikający z odkształcenia plastycznego materiału obrabianego oraz tarcia występującego pomiędzy narzędziem a przedmiotem obrabianym i wpływ tego przyrostu na właściwości materiału skrawanego i przebieg obróbki. Na podstawie wyników symulacji procesu skrawania obliczono wartości składowych wypadkowej siły skrawania oraz dokonano pomiaru wybranych cech geometrycznych zadzioru.

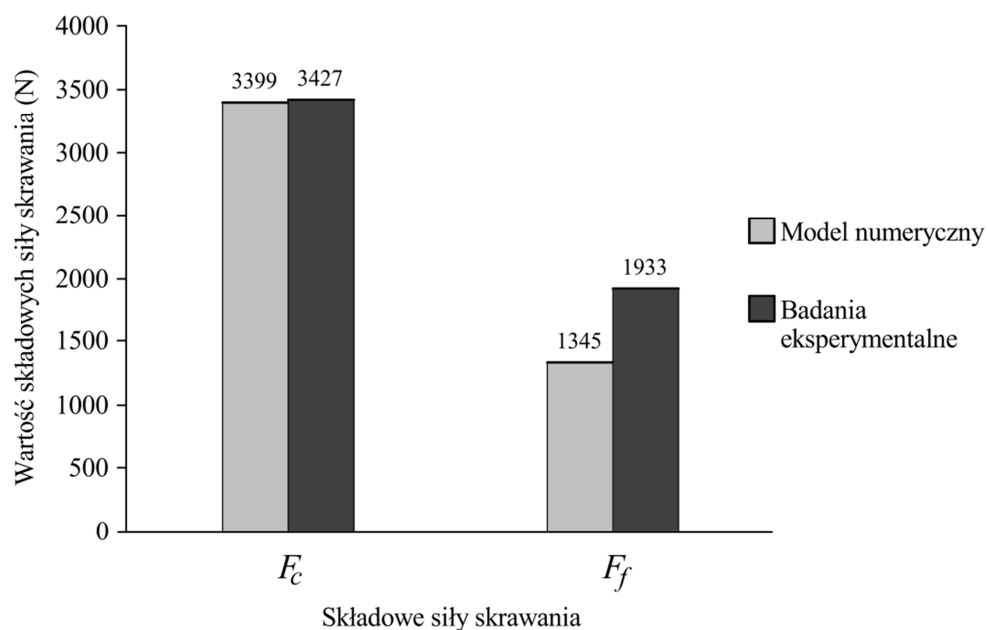
W celu weryfikacji omówionego modelu MES procesu skrawania wykonano pomiary składowych wypadkowej siły skrawania w trakcie rzeczywistego procesu toczenia ortogonalnego. W badaniach wykorzystano uniwersalny trójosiowy siłomierz piezoelektryczny KISTLER typ 9257A. Skrawano nożem składanym STFCR 2525 M16 z płytką skrawającą TCMT16T308-F1. Płytką skrawającą była wykonana z węgla spiekanego typu TP2500. Kąt przystawienia noża skrawającego wynosił $\kappa_r = 90^\circ$. Kąt

natarcia $\gamma_o = 0^\circ$. Kąt pochylenia krawędzi skrawającej $\lambda_s = 0^\circ$. Warunki skrawania odpowiadały warunkom zdefiniowanym dla toczenia ortogonalnego [49].



Rys. 100. Wartości składowych siły skrawania zmierzonych w trakcie toczenia ortogonalnego z posuwem $f_o = 0.4$ mm/obr i prędkością skrawania $v_c = 280$ m/min.

Badania przeprowadzono na tokarce CNC TUR 560 MN. Nie stosowano cieczy chłodząco-smarującej. Posuw f_o był równy 0.4 mm/obr a prędkość skrawania v_c wynosiła 280 m/min. Wyniki pomiarów składowych wypadkowej siły skrawania pokazano na Rys. 100. Średnia wartość składowej posuwowej wypadkowej siły skrawania F_f wyniosła 1933 N, a średnia wartość głównej składowej wypadkowej siły skrawania F_c była równa 3427 N. Porównanie wartości składowych sił skrawania obliczonych na podstawie symulacji MES i zmierzonych w trakcie rzeczywistego procesu skrawania pokazano na Rys. 101. Zaobserwowano niewielką różnicę pomiędzy wartością głównej składowej siły skrawania obliczoną na podstawie symulacji numerycznej a wartością głównej składowej siły skrawania zmierzoną w trakcie rzeczywistego procesu skrawania. W przypadku składowych posuwowych wypadkowych sił skrawania różnica wartości była wyraźnie większa i wyniosła 30%.



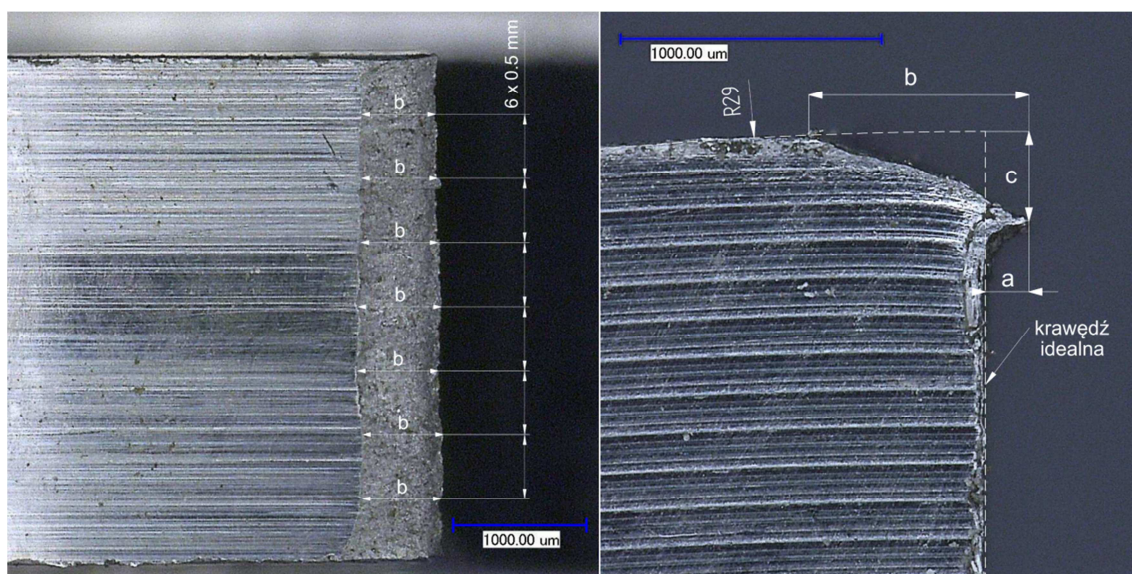
Rys. 101. Porównanie wartości składowych sił skrawania wyznaczonych numerycznie i eksperymentalnie.

W celu porównania geometrii zadziorów formowanych w trakcie rzeczywistego i zamodelowanego procesu skrawania przeprowadzono obok symulacji numerycznych badanie zjawiska tworzenia zadziorów w trakcie rzeczywistego procesu toczenia ortogonalnego stali C45. Geometrię próbek oraz sposób obróbki przedstawiono na Rys. 91. Posuw f_o był równy 0.4 mm/obr a prędkość skrawania $v_c = 280$ m/min. Szerokość warstwy skrawanej a_e wynosiła 4 mm. Badania przeprowadzono na tokarce CNC TUR 560 MN. Nie stosowano cieczy chłodząco-smarującej. Z uwagi na geometrię próbki, na jej krawędzi tworzył się zadziór. Wykonano trzy identyczne próby.

Za pomocą mikroskopu cyfrowego Keyence VHX-60 wykonano zdjęcia zadziorów, które następnie podlegały dodatkowej obróbce graficznej w programie Gimp (wyostrzono krawędzie mierzonych próbek). Wybrane cechy geometryczne zadziorów były mierzone za pomocą pakietu Solid Edge 2D Drafting. Sposób pomiaru pokazano na Rys. 102. Mierzono wysokość zadzioru a , obniżenie zadzioru c oraz długość zadzioru b .

Wysokość zadzioru a była mierzona zgodnie z normą BS ISO 13715 [64] w kierunku prostopadłym do idealnej, nierzeczywistej krawędzi przedmiotu obrabianego, jako odległość pomiędzy tą krawędzią a najdalej oddalonym od niej punktem zadzioru (Rys. 102b). Długość zadzioru b była mierzona w kierunku prostopadłym do idealnej nierzeczywistej krawędzi przedmiotu obrabianego, jako odległość pomiędzy najdalej oddalonym punktem zadzioru od tej krawędzi a punktem konturu próbki, w którym zaobserwowano początek jego obniżenia

(początek zadzioru). Ostateczna wartość parametru b była średnią arytmetyczną z siedmiu pomiarów wykonanych w przekrojach oddalonych od siebie o 0.5 mm (Rys. 102a).



Rys. 102. Sposób pomiaru wybranych cech geometrycznych zadzioru.

Obniżenie zadzioru c było mierzone równoległe do idealnej nierzeczywistej krawędzi przedmiotu obrabianego, jako odległość pomiędzy najbardziej oddalonym od tej krawędzi w kierunku prostopadłym do niej punktem zadzioru a nierzeczywistym punktem powstającym w wyniku przecięcia przedłużenia idealnej nierzeczywistej krawędzi przedmiotu obrabianego i okręgu o promieniu równym 29 mm, o środku leżącym na idealnej nierzeczywistej krawędzi przedmiotu obrabianego (Rys. 102b). Dokładne położenie okręgu wyznaczano na podstawie konturu próbki. Wyniki pomiarów przeprowadzonych w wyżej opisany sposób przedstawiono w Tabeli 2.

Tab. 2. Wyniki pomiaru wybranych cech geometrycznych zadzioru

Numer próbki	Wymiar a (mm)	Wymiar c (mm)	Średni wymiar b ($\bar{x} \pm s$) (mm)
I	0.16	0.31	0.627 ± 0.026
II	0.17	0.41	0.587 ± 0.032
III	0.12	0.37	0.582 ± 0.026
Wartość średnia	0.15	0.36	0.599 ± 0.032

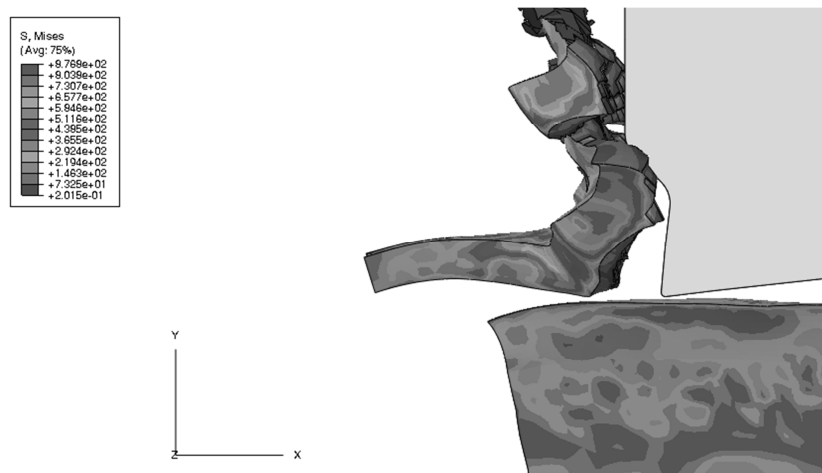
W Tab. 3 porównano wyniki pomiaru cech geometrycznych zadziorów uformowanych podczas badań eksperymentalnych oraz w trakcie symulacji numerycznych procesu

skrawania. Najmniejszą różnicę zaobserwowano w wartościach parametru określającego długość zadzioru b (błąd 20%) a największą dla wysokości zadzioru a (błąd 126%).

Tab. 3. Porównanie wyników pomiaru wybranych cech geometrycznych zadziorów.

	Wymiar a (mm)	Wymiar c (mm)	Średni wymiar b (mm)
Model numeryczny	0.34	0.20	0.72
Badania eksperymentalne	0.15	0.36	0.6 ± 0.032
Błąd względny	0.19 (126%)	0.16 (44%)	0.12 (20%)

Porównanie zamodelowanego i rzeczywistego procesu skrawania, w trakcie którego zachodziło odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego pokazało, iż trzywymiarowy model numeryczny, dla wybranych parametrów skrawania z wysoką dokładnością umożliwił przewidzenie wartości składowych wypadkowej siły skrawania (por. Rys. 101). Zestawienie równania konstytutywnego Johnsona Cooka (5) z kryterium zniszczenia *Ductile* (7) umożliwiło poprawne zamodelowanie zjawiska tworzenia zadzioru. Podczas badań eksperymentalnych oraz symulacji numerycznych uzyskano ten sam typ zadzioru: wyłamanie krawędzi (zadzior ujemny). Charakterystyczny kształt wióra w kształcie stopy oraz wyżej wspomniany typ zadzioru pokazano na Rys. 103. Pomiary cech geometrycznych zadziorów uwidocznily niedoskonałości modelu MES. Zaobserwowano wyraźne różnice pomiędzy wartościami parametrów określających wybrane cechy geometryczne zadziorów otrzymanych w trakcie rzeczywistego procesu skrawania i symulacji numerycznej tego procesu.

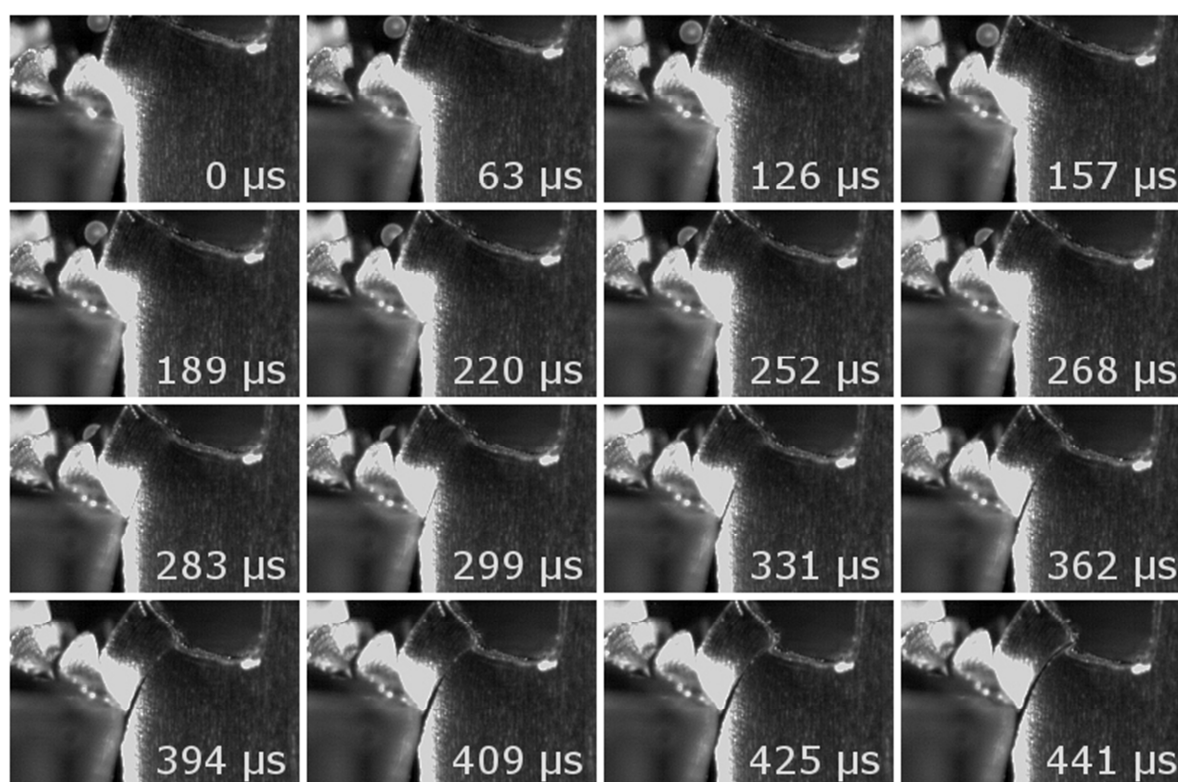


Rys. 103. Charakterystyczny wiór w kształcie stopy oraz zadzior typu wyłamanie krawędzi uzyskany w trakcie symulacji procesu skrawania.

9. Głównie badania eksperymentalne

9.1. Rejestracja procesu formowania zadzioru kamerą szybkoklatkową

Przeprowadzono rejestrację przebiegu zjawiska formowania zadzioru z użyciem kamery szybkoklatkowej. Nagranie wykonano podczas toczenia ortogonalnego stali C45E na tokarce TUR 50. Wykorzystano próbki o specjalnie ukształtowanej geometrii pokazanej na Rys. 91. Kształt próbki umożliwiał swobodne formowanie zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego. Próbkę skrawano nożem STFCR z płytką TCMT16T308-F1. Kąt przystawienia noża skrawającego wynosił $\kappa_r = 90^\circ$. Kąt natarcia $\gamma_o = 0^\circ$. Kąt pochylenia krawędzi skrawającej $\lambda_s = 0^\circ$. Posuw f_o był równy 0.47 mm/obr, a prędkość skrawania v_c wynosiła 254 m/min. Nie stosowano cieczy chłodząco-smarującej. Warunki skrawania odpowiadały warunkom zdefiniowanym dla toczenia ortogonalnego [49].



Rys. 104. Mechanizm kształtowania zadzioru zarejestrowany podczas toczenia ortogonalnego stali C45E.

W trakcie procesu skrawania próbki, którego schemat zilustrowano na Rys. 91, z uwagi na geometrię przedmiotu obrabianego, na krawędzi wyrobu tworzył się zadzior. Kamerą szybkoklatkową Phantom v7.3 Vision Research zarejestrowano przebieg zjawiska jego formowania. Na Rys. 104 pokazano następujące po sobie, wybrane klatki wykonanego filmu.

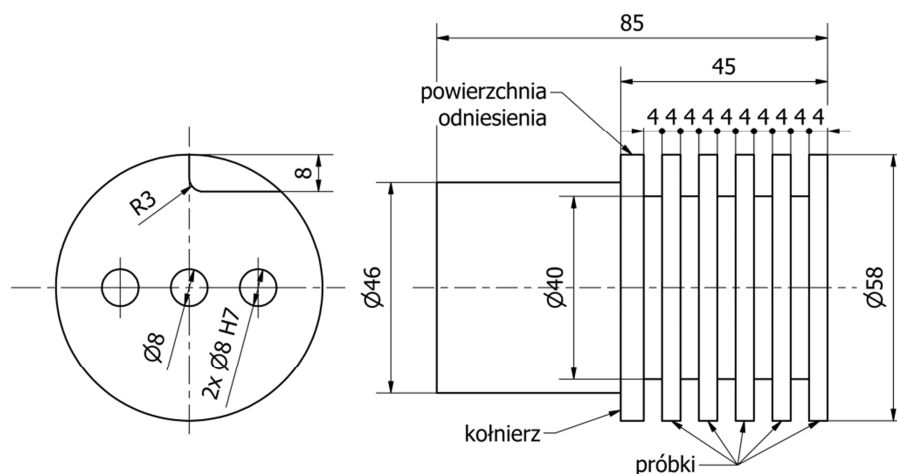
Charakter odkształcenia materiału przy krawędzi przedmiotu obrabianego był analogiczny do przedstawionego przez Hashimure [53] dla materiałów kruchych. Otrzymano typowy dla tego rodzaju materiałów kształt zadzioru i wióra.

W wyniku ruchu narzędzia w trakcie skrawania dochodziło do separacji materiału od przedmiotu obrabianego i tworzenia wióra. Cyklicznie występowało zjawisko inicjacji i propagacji pęknięcia materiału oraz formowania kolejnego segmentu wióra. Dla pewnej odległości ostrza narzędzia od krawędzi tylnej przedmiotu obrabianego, siły wymagane do wstępnego odkształcenia materiału przy jego krawędzi, inicjacji, a następnie ewolucji pęknięcia (rozpoczęcia procesu formowania zadzioru) były mniejsze niż siły potrzebne do uformowania kolejnego segmentu wióra. Nastąpiło odkształcenie plastyczne materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego. Doszło do inicjacji pęknięcia. W dalszej kolejności można zaobserwować ewolucję pęknięcia wzdłuż prostej z równoczesnym znaczącym odkształceniem materiału w tym samym kierunku. Wraz z postępującym odkształceniem materiału i wzrostem pęknięcia obserwowano zmianę kierunku zachodzenia tych zjawisk. Ostatecznie można zaobserwować fakt, iż krawędź materiału utworzona w wyniku pęknięcia składa się w pewnym uproszczeniu z dwóch odcinków. Pierwszy odpowiada prostej, a drugi jest łukiem.

9.2. Badanie wpływu prędkości skrawania

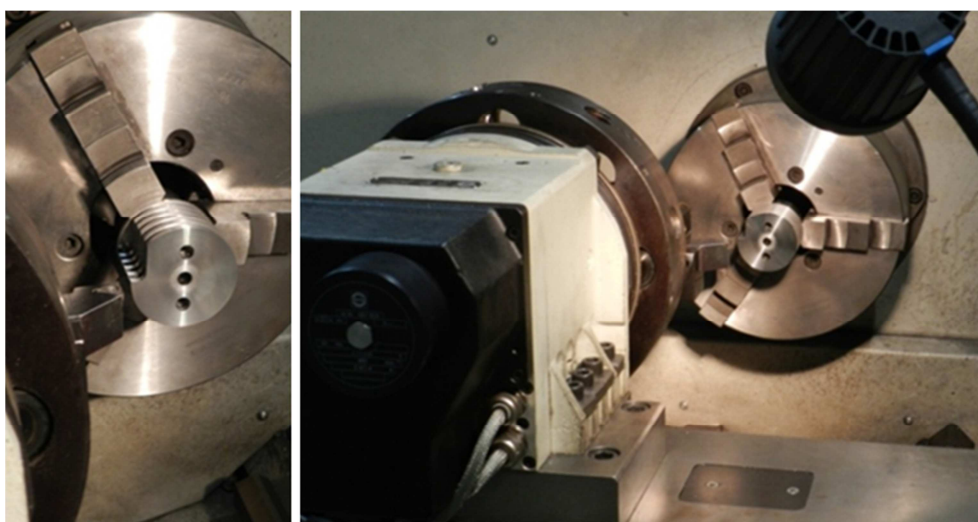
Na podstawie doświadczenia zebranego podczas badań wstępnych wykonano nowy projekt geometrii próbki. Został on pokazany na Rys. 105. Zmieniony kształt przedmiotu obrabianego uwzględnił konieczność wykonania wielu powtórzeń eksperymentu oraz liczne trudności związane z pozycjonowaniem i mocowaniem tego przedmiotu w trakcie pomiarów (do mocowania i ustalania próbki w trakcie pomiarów wykonano otwory pasowane $\varnothing 8H7$). Próbkę skrawano nożem składanym STFCR 2525 M16 z płytką skrawającą TCMT16T308-F1. Płytkę skrawającą była wykonana z węgliku spiekanego typu TP2500. Kąt przystawienia noża skrawającego wynosił $\kappa_r = 90^\circ$. Kąty natarcia γ_0 noża tokarskiego i pochylenia krawędzi skrawającej λ_s były równe 0° . Warunki skrawania odpowiadały warunkom zdefiniowanym dla toczenia ortogonalnego [49]. Badania przeprowadzono na uniwersalnej tokarce CNC TUR 560 MN ze sterowaniem Sinumerik 810D. Szerokość skrawania a_e wynosiła 4 mm. Próby wykonano dla prędkości skrawania v_c równych 60, 120, 180, 220, 240, 260, 300 m/min. Posuw f_o wynosił odpowiednio 0.4 oraz 0.6 mm/obr. Doświadczenia z prędkością skrawania v_c równą 60 m/min powtarzano sześciokrotnie. Eksperymenty z innymi wartościami

prędkości skrawania v_c powtarzano trzykrotnie. Każdą z czterdziestu ośmiu prób przeprowadzono nieużywaną wcześniej krawędzią skrawającą.



Rys. 105. Geometria próbki skrawanej stosowanej w trakcie badania zjawiska formowania zadzioru.

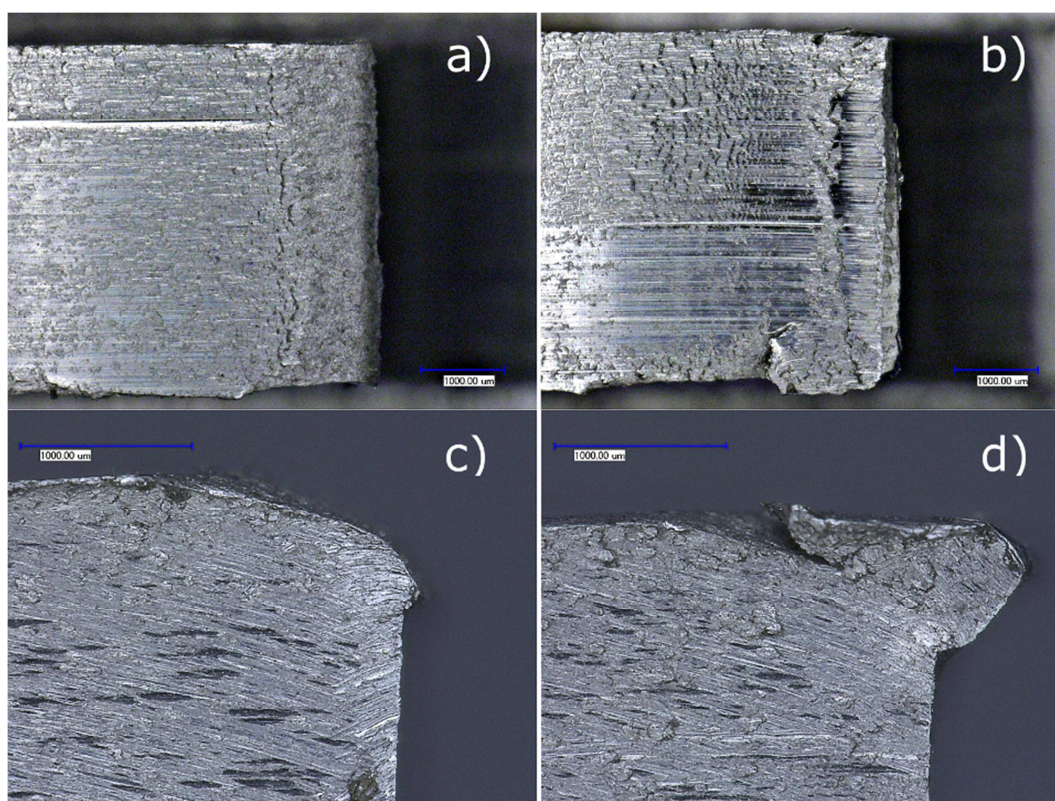
W trakcie prób skrawania wykorzystano cykl obróbkowy G33. Cykl G33 jest standardowo wykorzystywany do toczenia gwintu. Umożliwiał on orientację wrzeciona w trakcie badań. Próbkę przed obróbką była orientowana kątowno w uchwycie w taki sposób, aby możliwy był pełny jeden obrót wrzeciona przed uformowaniem zadzioru. Sposób ustalenia przedmiotu obrabianego w uchwycie trzyszczekowym pokazano na Rys. 106. W trakcie toczenia ortogonalnego narzędzie skrawało próbkę w czasie jednego obrotu wrzeciona, po czym było wycofywane tak, aby nie odkształcić uformowanego zadzioru.



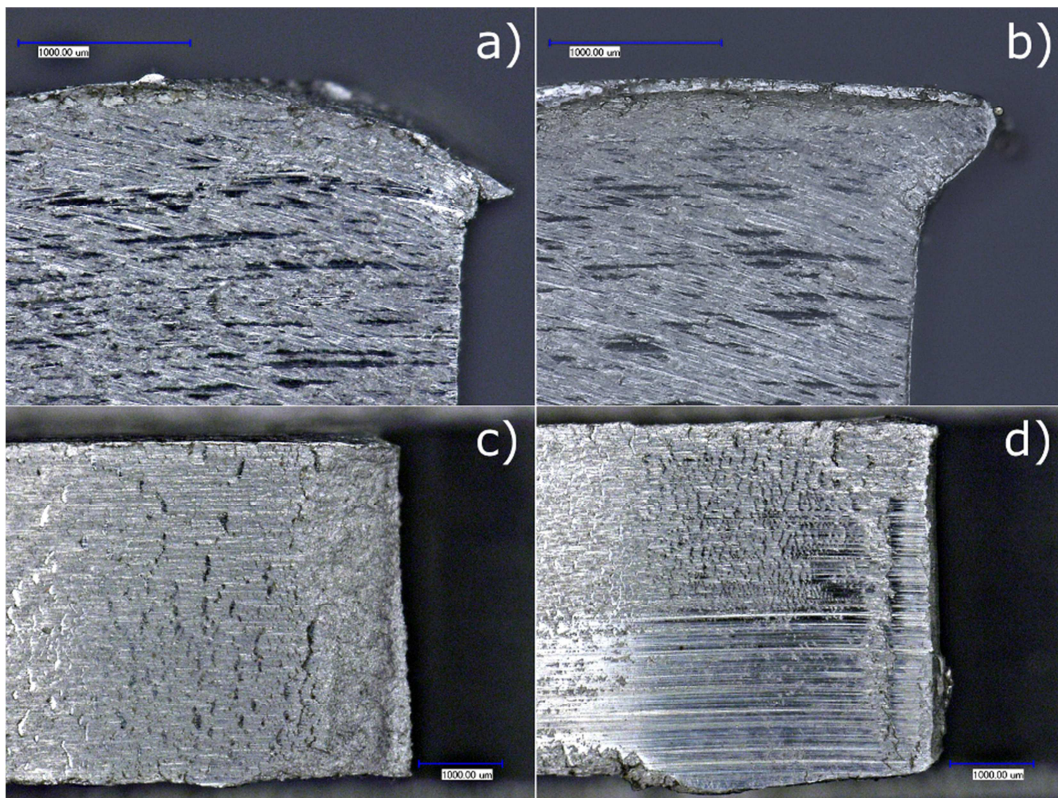
Rys. 106. Sposób ustalenia próbki przed rozpoczęciem skrawania w trakcie badań mechanizmu formowania zadzioru.

Dla prędkości skrawania v_c równej 60 m/min dla obu wartości posuwu otrzymano dwa różne typy zadziorów: dodatni i ujemny. Ich rozkład występowania był równomierny. Powstawały naprzemiennie. Na Rys. 107, 108 i 109 pokazano (w widoku z góry i od przodu) dwa różne typy zadziorów uformowanych w trakcie toczenia ortogonalnego z prędkością skrawania $v_c = 60$ m/min i posuwem $f_o = 0.4$ (Rys. 107 i 108) oraz 0.6 mm/obr (Rys. 109). Dla wartości prędkości skrawania v_c z przedziału 120 – 300 m/min zaobserwowano tylko jeden rodzaj zadziorów: ujemny. Przykładowe zdjęcia zadziorów uzyskanych w trakcie skrawania z prędkością skrawania $v_c = 220$ m/min dla dwóch różnych wartości posuwu ($f_o = 0.4$ i 0.6 mm/obr) pokazano na Rys. 110.

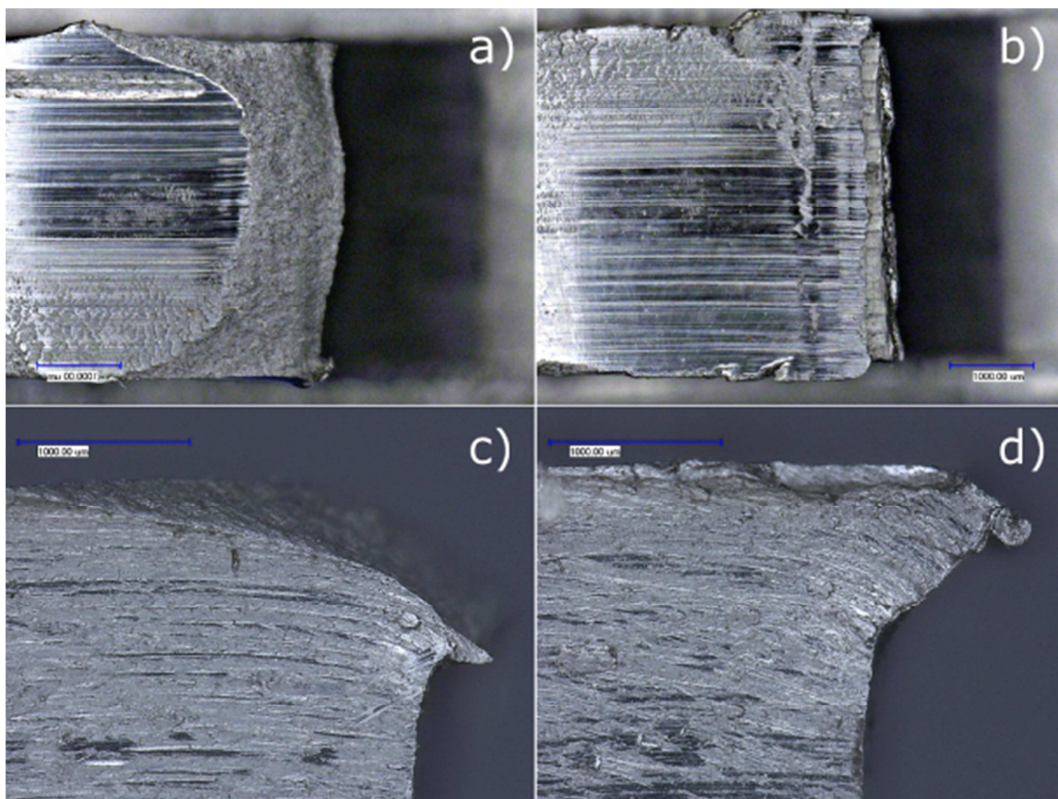
Za pomocą mikroskopu cyfrowego Keyence VHX-60 oraz oprogramowania Solid Edge 2D Drafting zmierzono wybrane cechy geometryczne uformowanych w trakcie prób toczenia ortogonalnego zadziorów. Analogicznie do wcześniej przeprowadzonych pomiarów mierzono wysokość zadzioru a , obniżenie zadzioru c oraz długość zadzioru b . Zastosowany sposób pomiaru oraz rodzaj mierzonych cech geometrycznych został opisany w podrozdziale 8.4 oraz zilustrowany na Rys. 102.



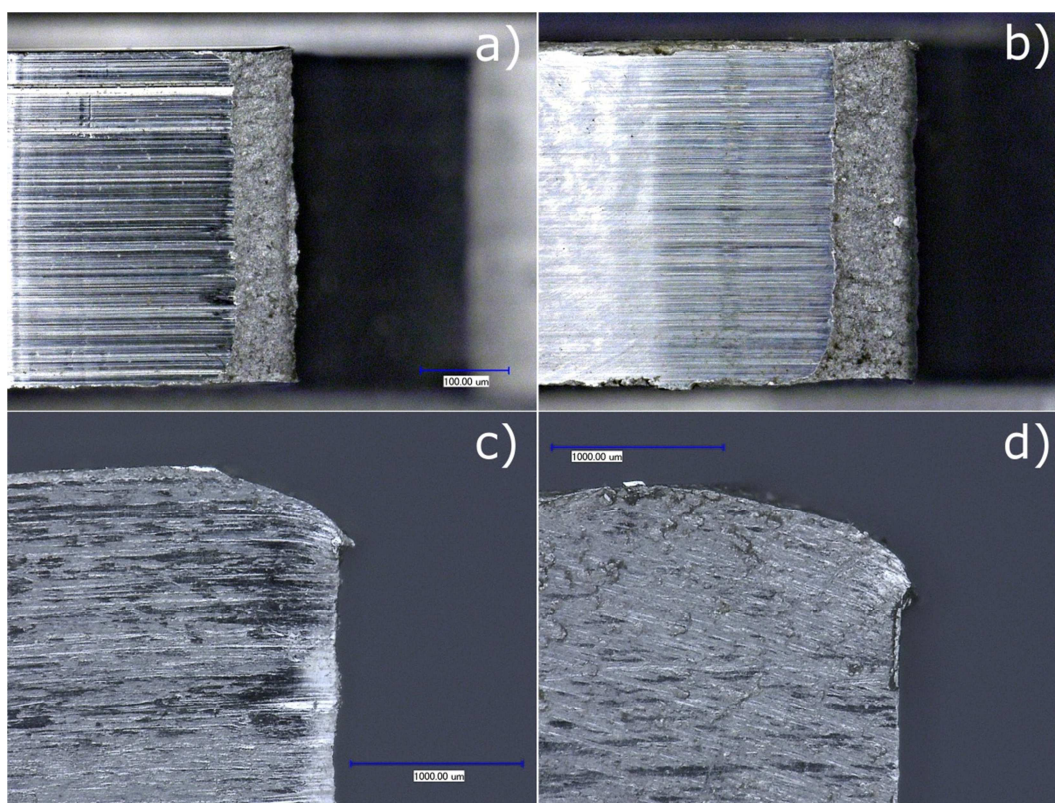
Rys. 107. Dwa różne typy zadziorów: a), c) ujemny b), d) dodatni w widoku a), b) z góry, c), d) od czoła uzyskane w trakcie prób 1 i 2 z prędkością skrawania $v_c = 60$ m/min i posuwem $f_o = 0.4$ mm/obr.



Rys. 108. Dwa różne typy zadziorów: a), c) ujemny, b), d) dodatni w widoku a), b) od czoła, c), d) z góry uzyskane w trakcie prób 3 i 4 z prędkością skrawania $v_c = 60$ m/min i posuwem $f_o = 0.4$ mm/obr.

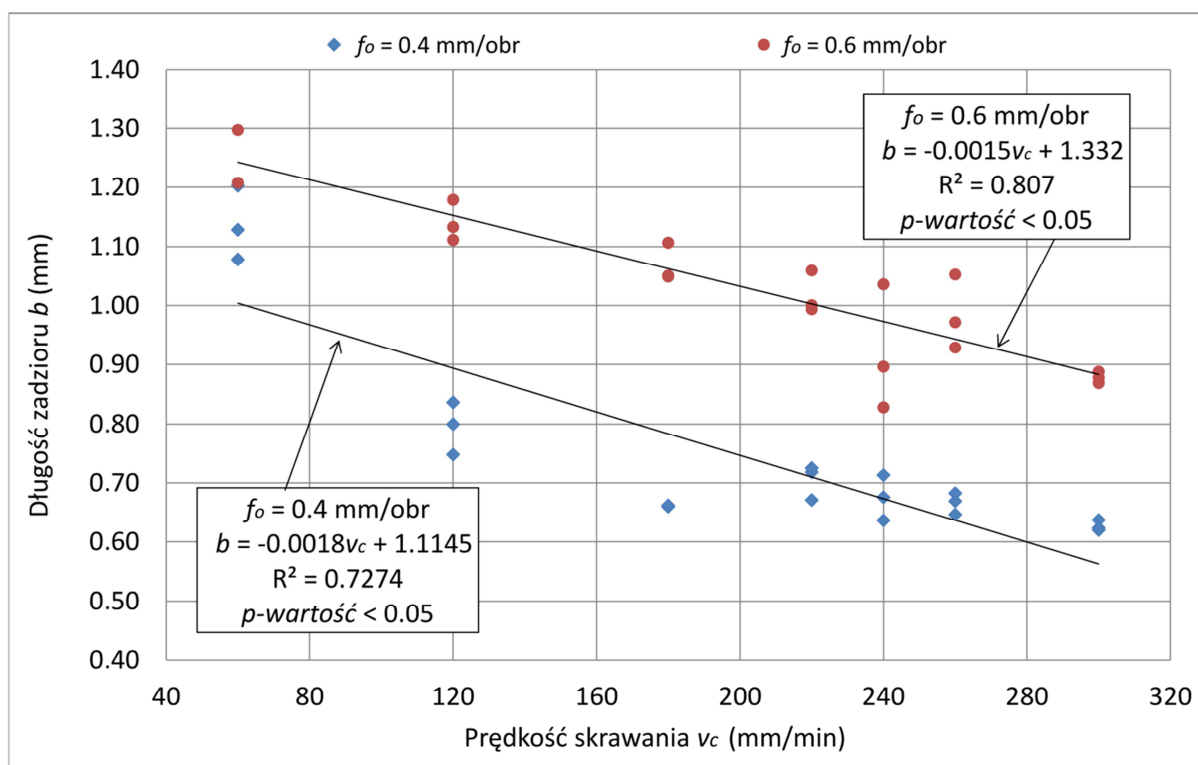


Rys. 109. Dwa różne typy zadziorów: a), c) ujemny b), d) dodatni w widoku a), b) z góry, c), d) od czoła uzyskane w trakcie prób z prędkością skrawania $v_c = 60$ m/min i posuwem $f_o = 0.6$ mm/obr.

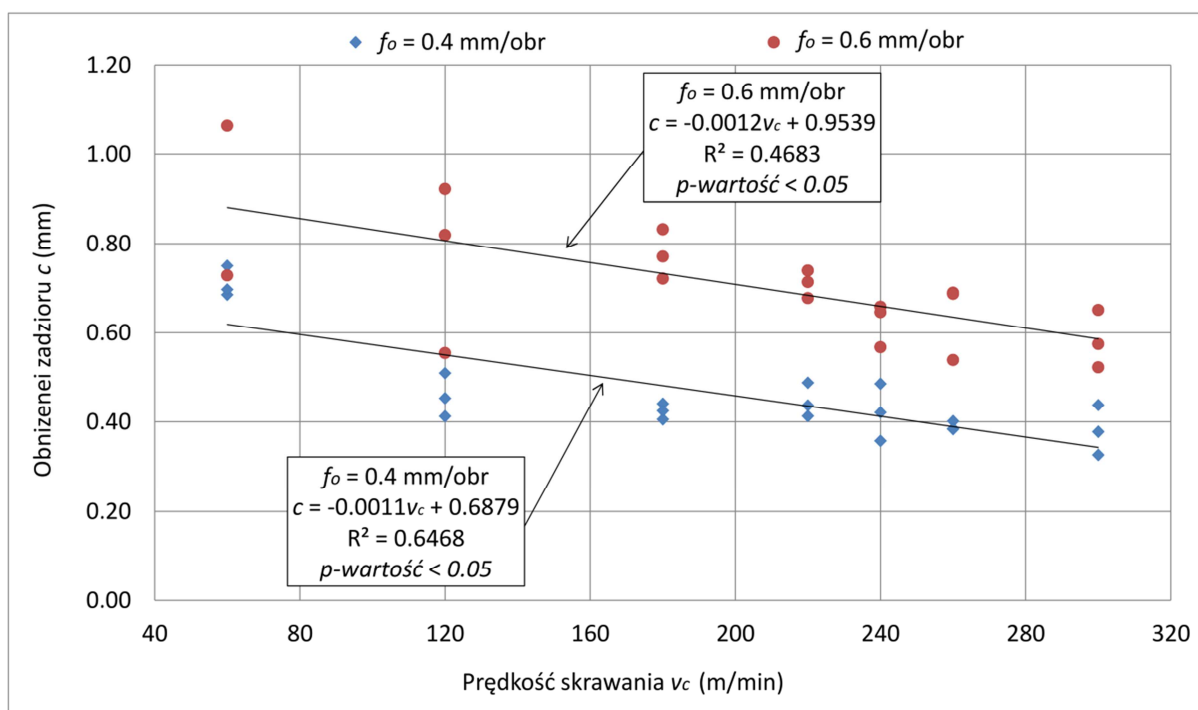


Rys. 110. Zadziory uzyskane dla prędkości skrawania $v_c = 220$ m/min i posuwu a), c) $f_o = 0.4$ mm/obr oraz b), d) $f_o = 0.6$ mm/obr w widoku z góry: a), b) i od przodu c), d).

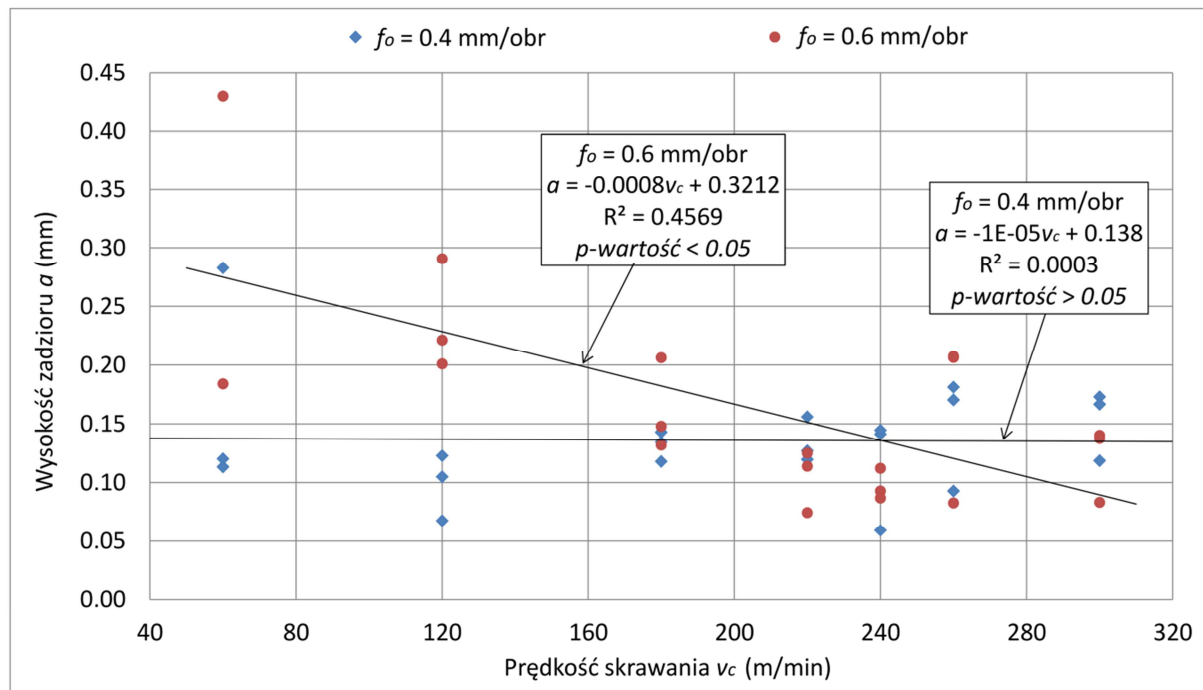
Wyniki pomiarów wybranych cech geometrycznych zadziorów w zależności od prędkości skrawania v_c dla dwóch różnych wartości posuwu ($f_o = 0.4$ i 0.6 mm/obr) pokazano na Rys. 111, 112 i 113. Nie uwzględniono wyników pomiarów cech geometrycznych zadziorów dodatnich. Przedstawione na rysunkach w postaci punktów wyniki pomiarów aproksymowano liniami trendu o równaniu $y = a_1x + b_1$. Wartości współczynników determinacji R^2 określających miarę dopasowania funkcji do wyników pomiaru długości zadziorów b były wysokie (Rys. 111). Dla posuwu f_o równego 0.4 mm/obr współczynnik determinacji R^2 był równy 0.727 a dla posuwu f_o wynoszącego 0.6 mm/obr współczynnik determinacji R^2 wyniósł 0.807 . Analiza regresji wykazała liniową zależność parametru b od prędkości skrawania v_c w zakresie zastosowanych w trakcie doświadczeń parametrów obróbkowych. Nachylenie linii trendu względem osi odciętych wskazuje, iż długość zadzioru b maleje wraz ze wzrostem prędkości skrawania v_c . Zweryfikowano statystyczne własności opisanego modelu regresji. Przy założonej wartości poziomu ufności równej 95% ($\alpha = 0.05$) przeprowadzono test istotności parametru strukturalnego. Zgodnie z wynikami obliczeń ($p\text{-wartość} < \alpha$) uznano, że zaobserwowany liniowy związek pomiędzy prędkością skrawania v_c i długością zadzioru b jest statystycznie istotny.



Rys. 111. Długość zadzioru b w funkcji wartości prędkości skrawania v_c dla dwóch różnych wartości posuwu f_o .



Rys. 112. Obniżenie zadzioru c w funkcji wartości prędkości skrawania v_c dla dwóch różnych wartości posuwu f_o .

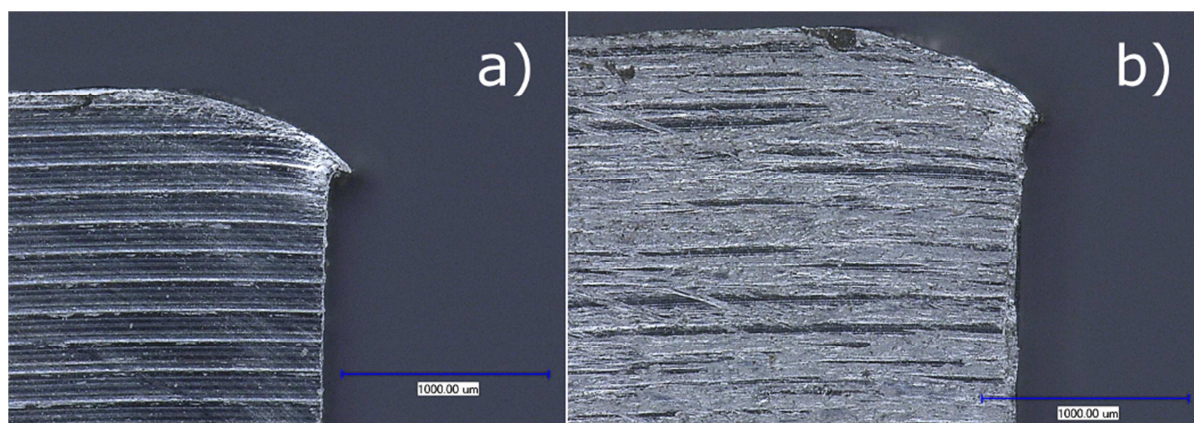


Rys. 113. Wysokość zadzioru a w funkcji wartości prędkości skrawania v_c dla dwóch różnych wartości posuwu f_o .

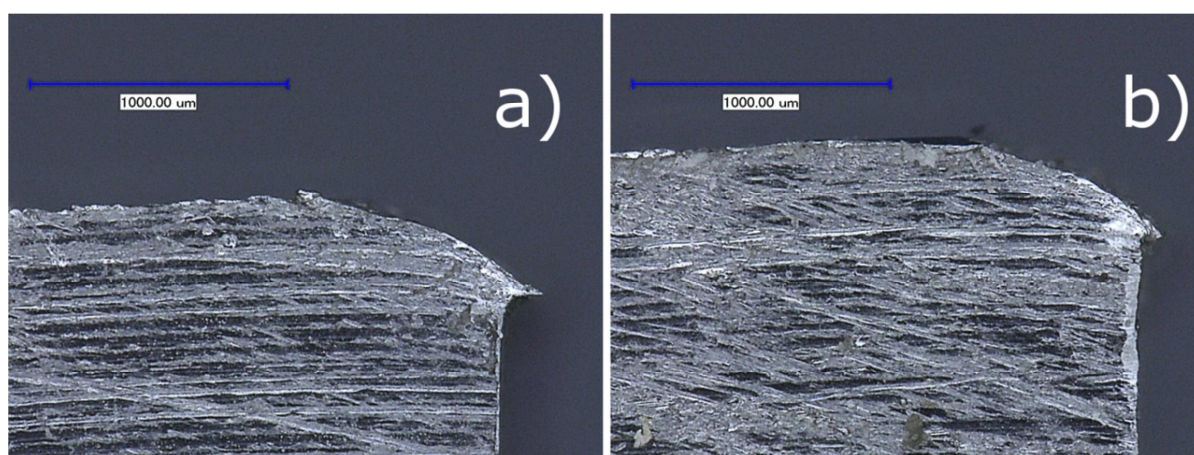
W przypadku obniżenia zadzioru c wartość współczynnika determinacji R^2 dla posuwu $f_o = 0.4$ mm/obr była równa 0.647. Dla posuwu $f_o = 0.6$ mm/obr wartość ta była mniejsza i wyniosła 0.468 (Rys. 112). Wartości współczynników determinacji R^2 dla obniżenia zadzioru c były niższe niż dla parametru b określającego długość zadzioru. Podobnie jak w przypadku parametru b zauważono liniową zależność parametru c od prędkości skrawania w zakresie zastosowanych w trakcie doświadczeń parametrów obróbkowych. Analiza nachylenia linii trendu względem osi odciętych wskazuje, iż obniżenie zadzioru c maleje wraz ze wzrostem wartości prędkości skrawania v_c . W celu potwierdzenia lub odrzucenia zaobserwowanych trendów przeprowadzono weryfikację statystycznych własności modeli regresji liniowej na poziomie istotności $\alpha = 0.05$. Wyniki weryfikacji statystycznej ($p\text{-wartość} < \alpha$) potwierdziły, że wpływ prędkości skrawania v_c na obniżenie zadzioru c był statystycznie istotny.

Dla funkcji określającej zależność wysokości zadzioru a od prędkości skrawania v_c wartości współczynników determinacji R^2 będących miarą jakości dopasowania funkcji regresji do wyników pomiaru były znacząco różne. Nie zaobserwowano wpływu prędkości skrawania v_c na wysokość zadzioru a formowanego w trakcie skrawania z posuwem $f_o = 0.4$ mm/obr ($R^2 = 3e-4$, $p\text{-wartość} > \alpha$). Natomiast położenie linii trendu wyznaczonej na podstawie wyników pomiarów wysokości zadziorów tworzonych w trakcie toczenia

ortogonalnego z posuwem $f_o = 0.6$ mm/obr oraz wartość współczynnika determinacji $R^2 = 0.457$ wskazywały na liniową zależność wysokości zadzioru a od prędkości skrawania v_c . Przedstawiony wniosek jest analogiczny do wcześniej wykazanych (por. Rys. 111 i 112) w trakcie analizy związku pomiędzy wybranymi cechami geometrycznymi zadziorów (b i c) oraz prędkością skrawania v_c . Przeprowadzono weryfikację statystycznych własności opisanego modelu regresji na poziomie istotności $\alpha = 0.05$. Na podstawie obliczeń (p -wartość $< \alpha$) stwierdzono, iż występuje liniowa zależność pomiędzy wysokością zadzioru a i prędkością skrawania v_c dla posuwu $f_o = 0.6$ mm/obr.



Rys. 114. Zdjęcia zadziorów formowanych w trakcie toczenia ortogonalnego z prędkością skrawania $v_c = 240$ m/min i posuwem $f_o 0.4$ mm/obr z widocznym a) całym wierzchołkiem, b) wykruszonym wierzchołkiem. Wysokość zadzioru: a) $a = 0.141$ mm, b) $a = 0.059$ mm.



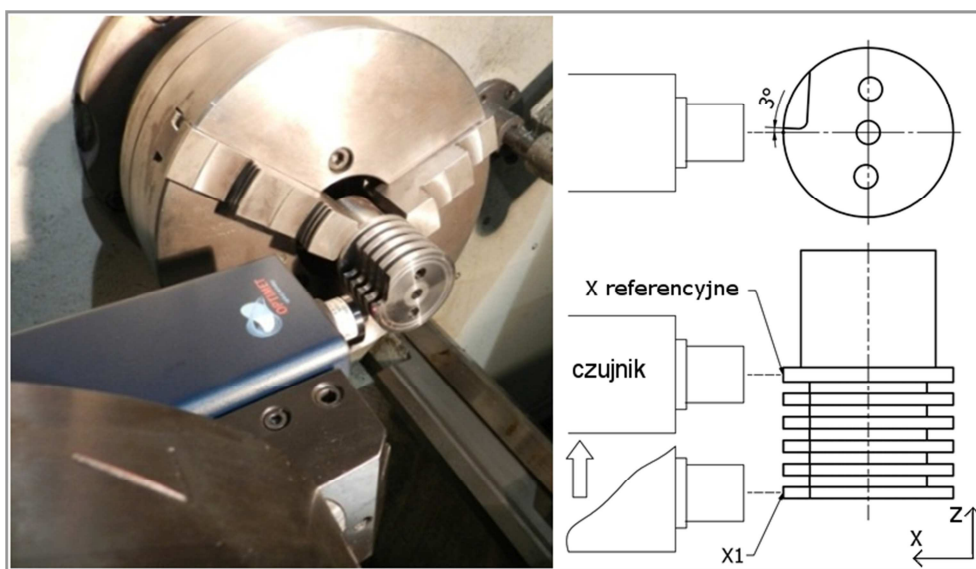
Rys. 115. Zdjęcia zadziorów formowanych w trakcie toczenia ortogonalnego z prędkością skrawania $v_c = 260$ m/min i posuwem $f_o 0.4$ mm/obr z widocznym a) całym wierzchołkiem, b) wykruszonym wierzchołkiem. Wysokość zadzioru: a) $a = 0.170$ mm, b) $a = 0.093$ mm.

Niskie wartości współczynników determinacji R^2 w przypadku oceny dopasowania funkcji regresji do wyników pomiaru wysokości zadzioru a i obniżenia zadzioru c

prawdopodobnie są wynikiem wykruszania wierzchołków mierzonych zadziorów, którym często one ulegają. Możliwe, że wysokie wartości zastosowanych parametrów skrawania dodatkowo temu sprzyjają (wykruszaniu). Na Rys. 114 i 115 porównano geometrię zadziorów o znacząco różniących się wysokościach formowanych w trakcie obróbki z tymi samymi parametrami skrawania. Wyraźnie widoczna jest różnica pomiędzy zadziorami o ostrych i wyszczerbionych wierzchołkach. Należy jednakże zwrócić uwagę, iż weryfikacja statystyczna własności modeli regresji potwierdziła ($p\text{-wartość} < \alpha$) poprawność wykazanych liniowych zależności dla analizowanych cech geometrycznych zadzioru (z jednym wyjątkiem).

9.3. Badanie wpływu głębokości skrawania

W praktyce inżynierskiej przyjmuje się, iż w trakcie toczenia ortogonalnego głębokość skrawania jest równa zadanemu posuwowi. W trakcie badań, których wyniki pokazano w podrozdziale 9.2 zaobserwowano znaczące odstępstwo tym aspekcie. Z uwagi na podatność układu OUPN oraz przyjęty sposób obróbki (toczenie ortogonalne w czasie jednego obrotu wrzeciona), rzeczywista wartość głębokości skrawania nie była równa wartości posuwu. Z tego powodu w celu określenia rzeczywistych wymiarów przekroju usuniętej warstwy materiału, geometrię obrabianych próbek każdorazowo mierzono przed oraz po skrawaniu.



Rys. 116. Sposób pomiaru rzeczywistej głębokości skrawania w trakcie badania mechanizmu formowania zadzioru.

Do pomiarów geometrii próbek wykorzystano bezdotkowy czujnik do pomiaru odległości ConoProbe Mark 3.0 HD z obiektywem typu 25 HD. Określana była zmiana odległości w osi X pomiędzy krawędzią referencyjną należącą do powierzchni walcowej kołnierza a krawędzią należącą do powierzchni walcowej danej próbki (Rys. 105 i 116). Mierzone krawędzie znajdowały się na przecięciu powierzchni walcowych elementów mierzonych i płaszczyzny XZ układu współrzędnych. Różnica odległości mierzonych przed i po obróbce odpowiadała wartości rzeczywistej głębokości skrawania. Przedstawiony na Rys. 116 sposób pomiaru umożliwił z wysoką dokładnością określenie rzeczywistych wymiarów przekroju warstwy skrawanej.

Uwzględniając wyżej opisaną procedurę pomiaru rzeczywistej wysokości warstwy skrawanej przeprowadzono kolejne badania zjawiska powstawania zadziorów. Ich przebieg (poza dodatkowo realizowanym pomiarem rzeczywistej głębokości skrawania) był analogiczny do badań opisanych w poprzednim podrozdziale 9.2. Zastosowano to samo narzędzie skrawające. Wykorzystano próbki o tym samym kształcie. Zmieniono zakres stosowanych parametrów skrawania. Tym razem zjawisko formowania zadziorów badano dla dwóch różnych prędkości skrawania v_c wynoszących 180 i 280 m/min oraz głębokości skrawania a_p równych wartościom z przedziału 0.08 – 0.25 mm.



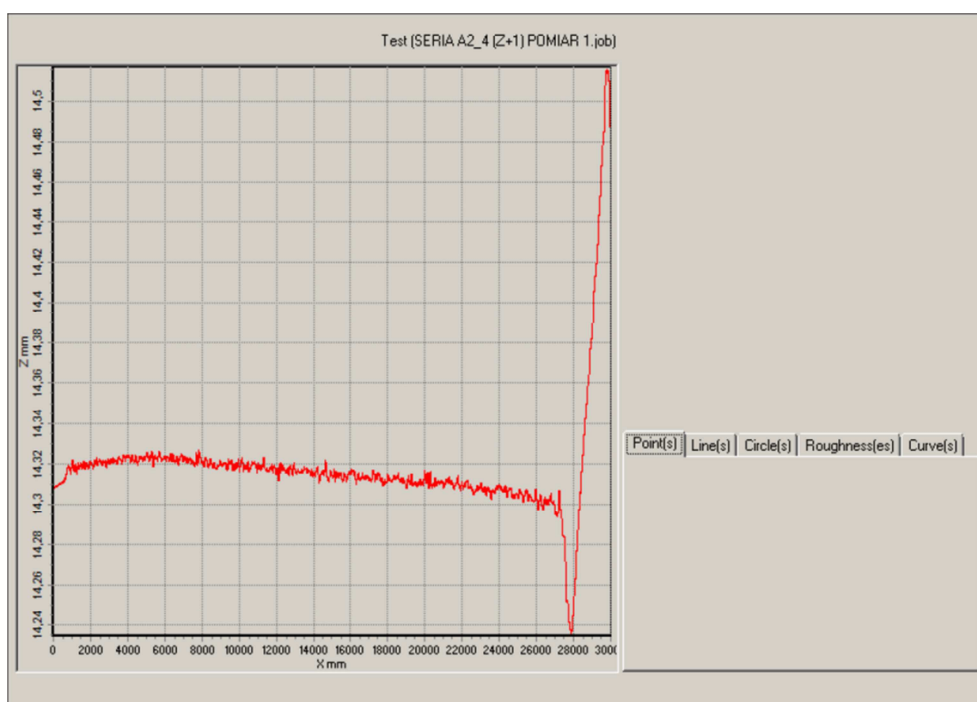
Rys. 117. Sposób pomiaru cech geometrycznych zadzioru z zaznaczonym kierunkiem ruchu czujnika: a) pomiar długości b oraz obniżenia c zadzioru, b) pomiar wysokości zadzioru a, 1 – czujnik, 2 – uchwyt specjalny, 3 – próbka, 4 – kołki ustalające.

Po zrealizowaniu badań w wyżej opisany sposób, wykonano bezdotkowy pomiar wybranych cech geometrycznych zadziorów formowanych w trakcie prób. Stanowisko do pomiaru składało się z tokarki CNC TUR 560 MN, uchwytów z kołkami ustalającymi,

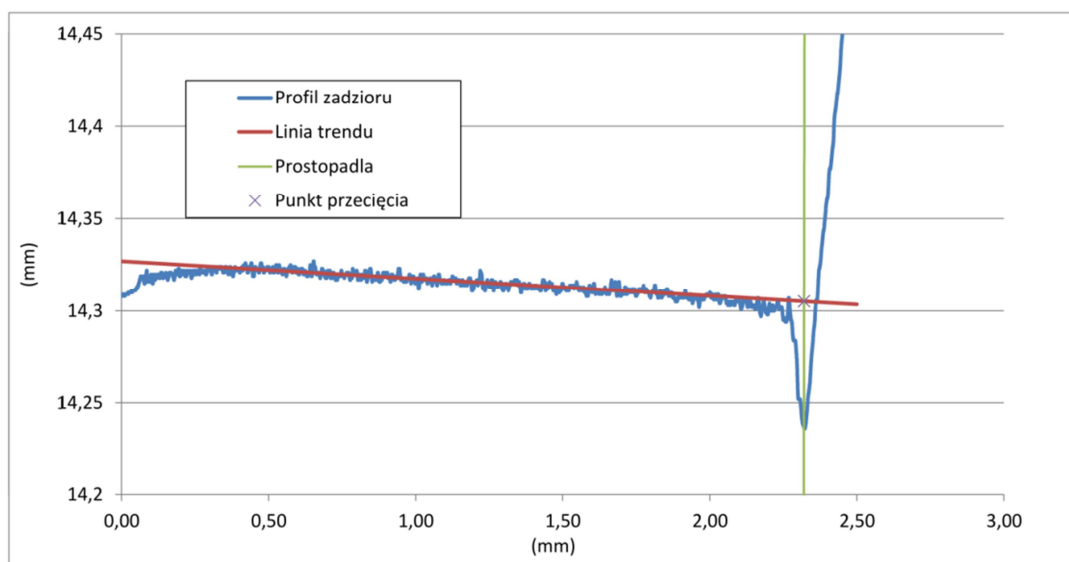
komputera i czujnika ConoProbe Mark 3.0 HD z obiektywem 25 mm HD (Rys. 117). W zależności od rodzaju mierzonej cechy geometrycznej zadzioru, pomiar był wykonywany w jednym z dwóch przedstawionych na Rys. 117 zamocowań.

W celu określenia głównych cech geometrii zadzioru mierzono wysokość zadzioru a , obniżenie zadzioru c oraz długość zadzioru b . Pomiary wszystkich wymienionych cech geometrycznych były wykonywane w pięciu różnych przekrojach próbki oddalonych od siebie o 0.5 mm. Wyniki stanowią średnią arytmetyczną z pomiarów.

Wyniki pomiaru geometrii zadzioru w profilu poprzecznym, wykorzystane do wyznaczenia wartości parametru a , pokazano na Rys. 118. Zostały one zilustrowane za pomocą oprogramowania dołączonego przez producenta do czujnika ConoProbe Mark 3.0 HD. Zebrane w trakcie pomiaru czujnikiem bezdotykowym dane były eksportowane do programu Microsoft Excel. W programie tym wykonano obliczenia wysokości zadzioru a . W tym celu szukano wartości współczynników równania o postaci $y = a_1x + b_1$ pozwalających określić położenie linii trendu, która stanowiła nierzeczywistą idealną krawędź przedmiotu obrabianego (Rys. 119). Następnie obliczano wartości współczynników równania o postaci $y = a_1x + b_1$ określającego prostą prostopadłą do linii trendu przechodzącą przez najdalej oddalony od nierzeczywistej krawędzi przedmiotu obrabianego punkt zadzioru. Na podstawie równań dwóch opisanych prostych szukano współrzędnych punktu ich przecięcia.

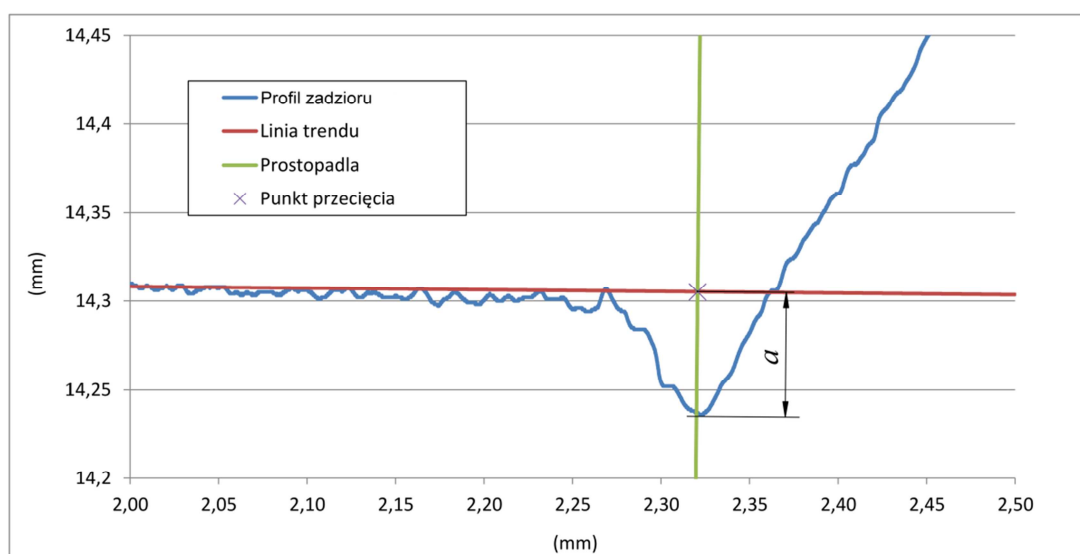


Rys. 118. Wyniki pomiaru profilu powierzchni obrabianej wykorzystywane do wyznaczenia wysokości zadzioru a za pomocą czujnika ConoProbe Mark 3.0 HD.



Rys. 119. Sposób wyznaczania wysokości zadzioru a .

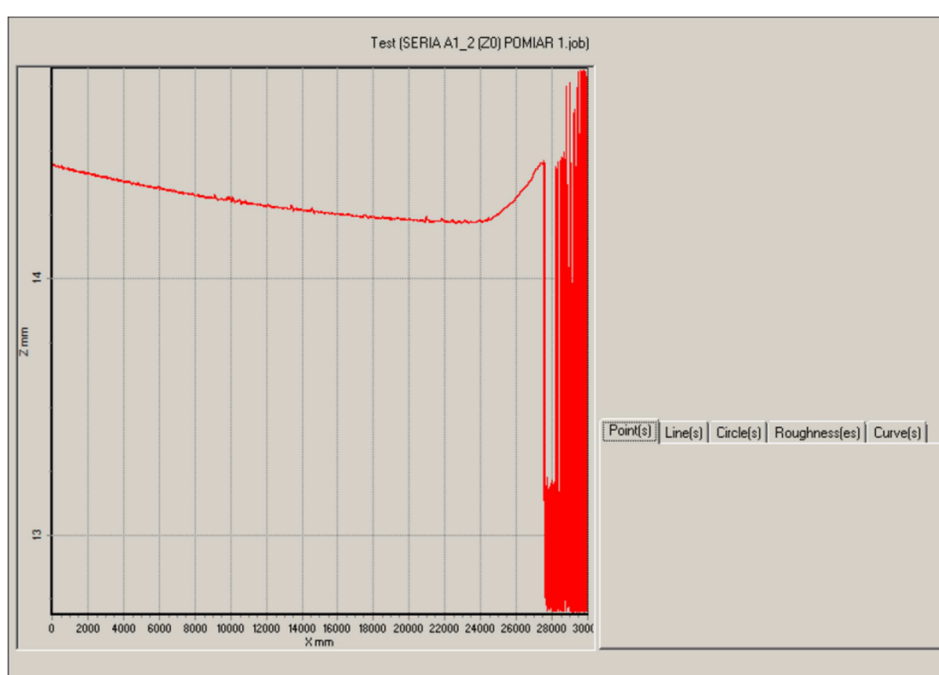
Na koniec obliczano długość odcinka należącego do *Prostopadłej* mierzonego od *Punktu przecięcia* do najdalej oddalonego od nierzeczywistej krawędzi przedmiotu obrabianego punktu zadzioru (Rys.120). Odległość ta była równa wysokości zadzioru a . Warto zwrócić uwagę, iż równoległość linii trendu do osi X została zapewniona w wyniku zastosowania odpowiedniego ustalenia i zamocowania próbki (Rys. 117b). Wartość współczynnika a_1 równania określającego przykładową linię trendu przedstawioną na Rys. 119 i 120 była równa -0.0094, co oznacza, że krawędź mierzonej próbki była nachylona pod kątem mniejszym niż 0.1° do osi Z obrabiarki, wzdłuż której przemieszczany był czujnik (por. z Rys. 117b).



Rys. 120. Sposób wyznaczenia wysokości zadzioru a oraz oznaczenie tego parametru.

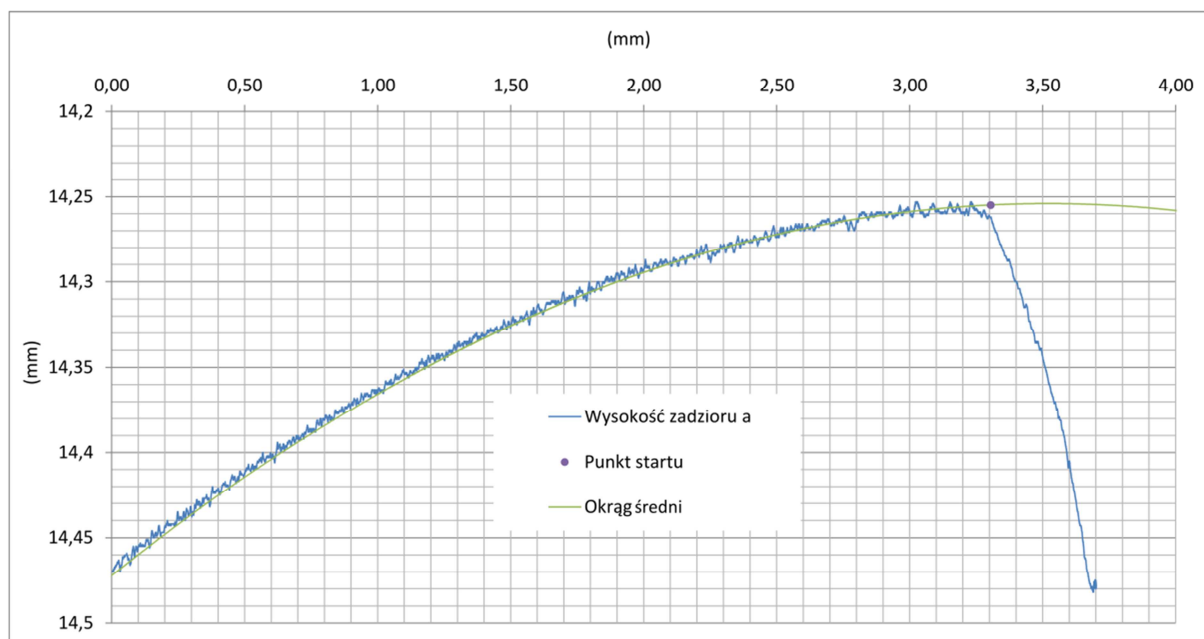
Przedstawiona metodyka wyznaczania wartości parametru a była analogiczna do opisanej we wcześniejszym rozdziale, zastosowanej do pomiaru wysokości zadzioru z wykorzystaniem mikroskopu optycznego Keyence VHX-60 i oprogramowania Solid Edge 2D Drafting.

Wyniki pomiaru zadzioru w profilu poprzecznym wykorzystane do wyznaczenia długości zadzioru b i obniżenia zadzioru c pokazano na Rys. 121. Jak widać na załączonym rysunku pomiar konturu zadzioru był realizowany do punktu utraty jakości sygnału. Z uwagi na własności stosowanego czujnika punkt ten został uznany za ostatni punkt konturu mierzonego zadzioru.

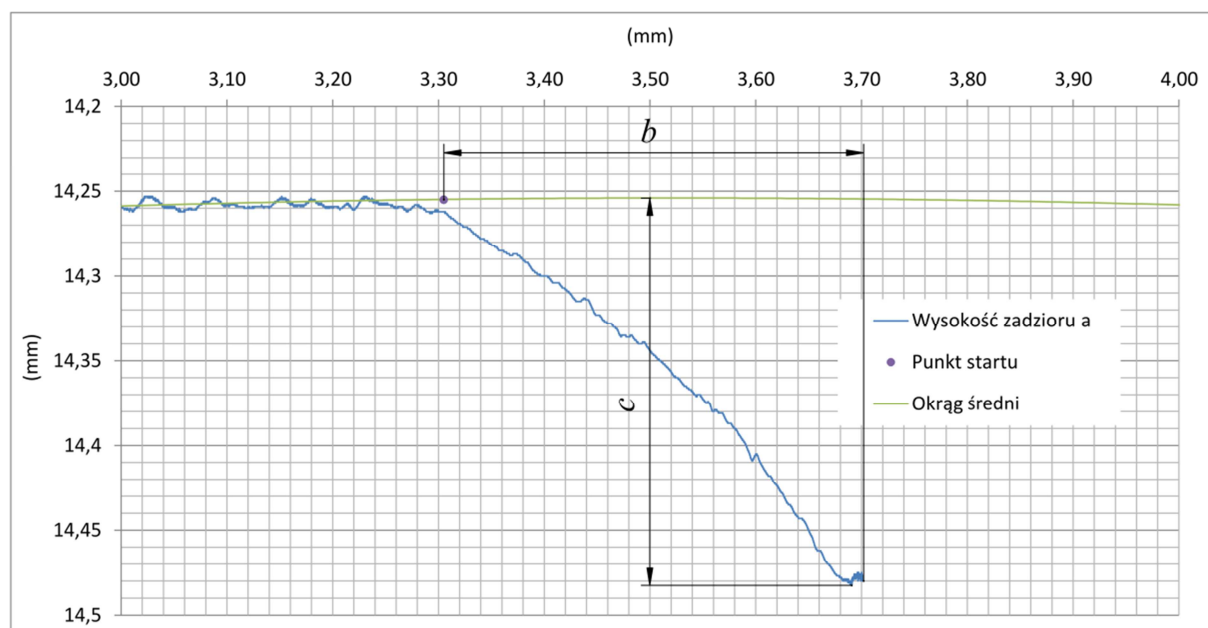


Rys. 121. Wyniki pomiaru profilu powierzchni obrobionej wykorzystywane do wyznaczania długości zadzioru b i obniżenia zadzioru c za pomocą czujnika ConoProbe Mark 3.0 HD.

Zebrane w trakcie pomiarów geometrii zadziorów dane zostały wyeksportowane do programu Microsoft Excel. W programie tym, na podstawie części zmierzonego konturu zadzioru, obliczano współrzędne środka okręgu o promieniu równym 29 mm (Rys. 122). Następnie wyznaczano punkt należący do tego okręgu oddalony od zarysu zadzioru w osi Y o 0.01 mm. Punkt ten nazwano „*Punktem startu*”. Został on wykorzystany do wyznaczenia wartości parametru b . Długość zadzioru b mierzono w kierunku osi odciętych od *Punktu startu* do ostatniego zmierzonego punktu zarysu zadzioru. Obniżenie zadzioru c mierzono w kierunku osi rzędnych od najwyższego punktu okręgu do najniższej położonego punktu zarysu zadzioru.



Rys. 122. Sposób wyznaczenia długości zadzioru b i obniżenia zadzioru c .

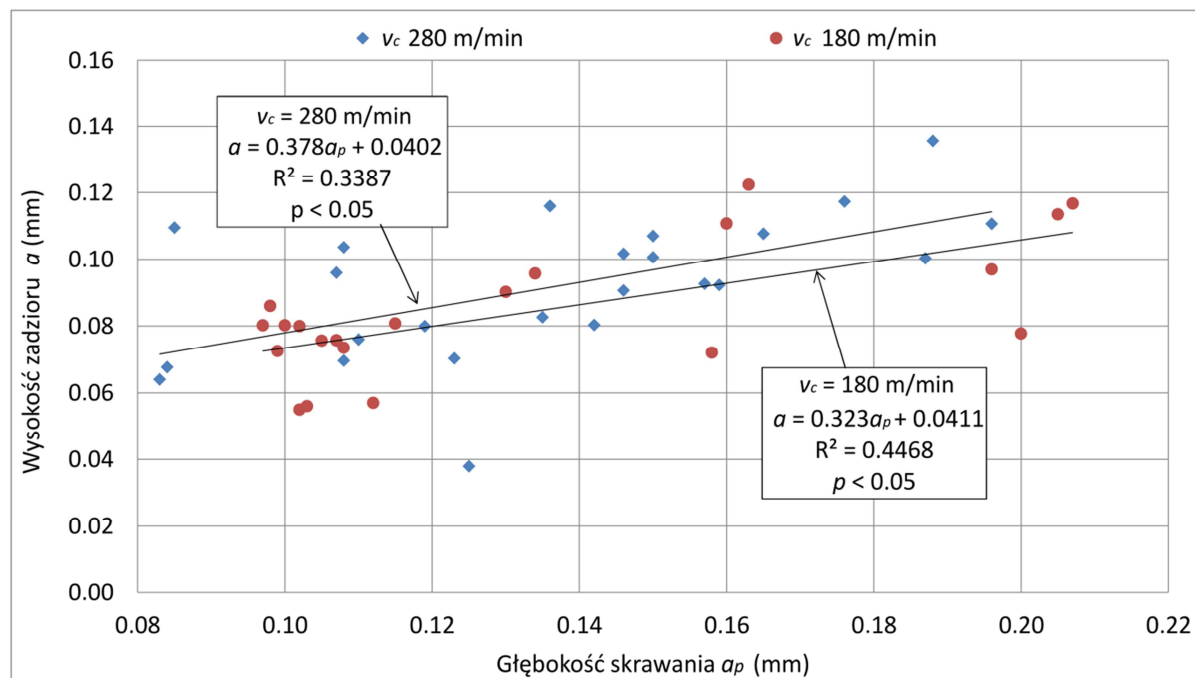


Rys. 123. Sposób wyznaczenia długości zadzioru b i obniżenia zadzioru c oraz oznaczenie tych parametrów.

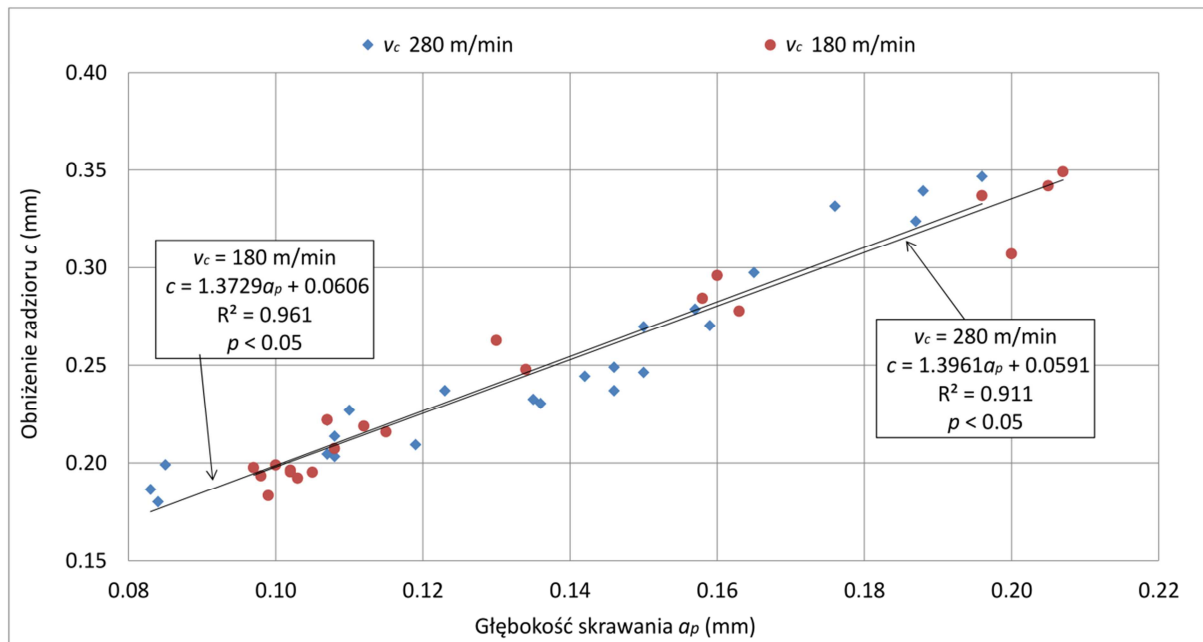
Wyniki pomiarów wybranych cech geometrycznych zadziorów a , b , c w zależności od rzeczywistej głębokości skrawania a_p dla dwóch różnych prędkości skrawania v_c pokazano na Rys. 124, 125 i 126. Zostały one aproksymowane prostymi o równaniu $y = a_1x + b_1$. W przypadku parametru a wartości współczynników determinacji R^2 była najniższe. Dla prędkości skrawania v_c równych 180 i 280 m/min wyniosły odpowiednio 0.447 i 0.339. Dla

parametrów c i b wartości współczynników determinacji R^2 były znacząco wyższe. Mieściły się w przedziale 0.90 – 0.96. Przeprowadzono weryfikację statystycznych własności modeli regresji na poziomie istotności $\alpha = 0.05$. W ramach przeprowadzonych testów statystycznych obliczono p -wartości dla wszystkich parametrów (Rys. 124, 125 i 126). Dowodzą one, że zanotowane liniowe zależności z wysokim prawdopodobieństwem (najmniejsze obliczone dla parametru a , było równe 99.8%) nie są przypadkowymi obserwacjami.

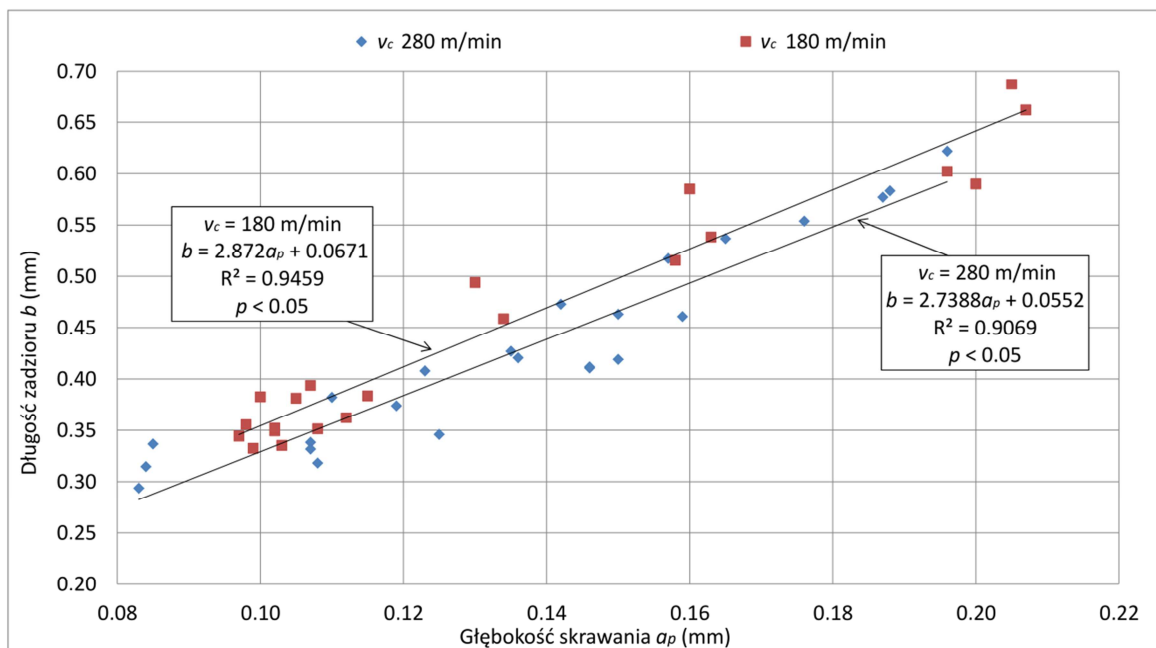
Na podstawie wyników pomiarów wybranych cech geometrycznych zadziorów a , b , c pokazanych na Rys. 124, 125 i 126 oraz wyników testów statystycznych modeli regresji liniowej przedstawionych na tych rysunkach należy stwierdzić, iż zaobserwowano liniową zależność między głębokością skrawania a_p oraz długością zadzioru b , obniżeniem zadzioru c i wysokością zadzioru a dla dwóch różnych wartości prędkości skrawania v_c . Zauważono zwiększenie wartości parametrów a , b i c określających cechy geometryczne zadzioru wraz ze wzrostem głębokości skrawania a_p . Przedstawione wyniki sugerują, iż w przypadku zadzioru typu wyłamanie krawędzi do oceny jego kształtu znacznie bardziej adekwatne są parametry b i c niż a . Na ich podstawie można rzetelniej określić miarę odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego (dla parametru a obserwowano najniższe wartości współczynnika determinacji R^2).



Rys. 124. Wysokość zadzioru a w zależności od rzeczywistej głębokości skrawania a_p dla dwóch różnych prędkości skrawania v_c równych odpowiednio 280 i 180 m/min.



Rys. 125. Obniżenie zadziuru c w zależności od rzeczywistej głębokości skrawania a_p dla dwóch różnych prędkości skrawania v_c równych odpowiednio 280 i 180 m/min.

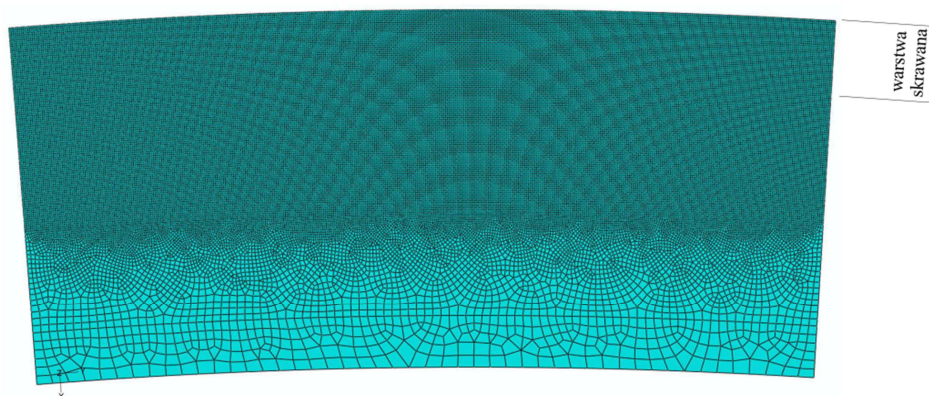


Rys. 126. Długość zadziuru b w zależności od rzeczywistej głębokości skrawania a_p dla dwóch różnych prędkości skrawania v_c równych odpowiednio 280 i 180 m/min.

10. Modelowanie MES

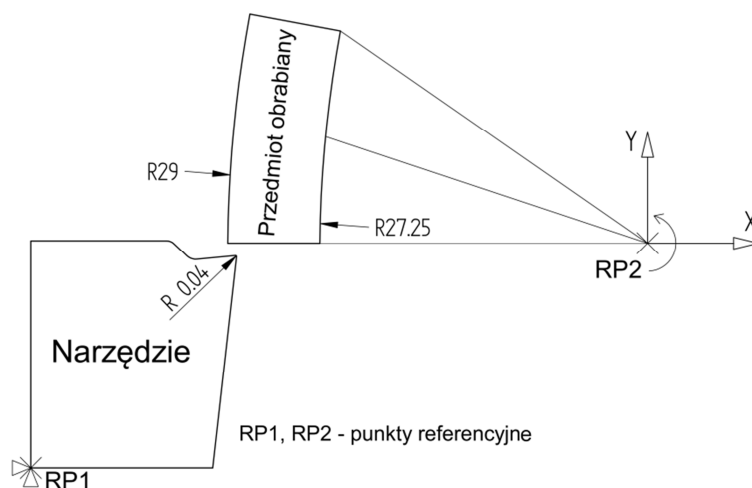
10.1. Geometria modelu MES

Proces skrawania zamodelowano wykorzystując pakiet Abaqus/Explicit 6.9 EF. Do dyskretyzacji narzędzia skrawającego zastosowano 666 liniowych czterowzłowych elementów skończonych typu CPE4R. Ich wielkość malała w kierunku wierzchołka ostrza skrawającego. Do dyskretyzacji przedmiotu obrabianego wykorzystano 47502 liniowych czterowzłowych elementów skończonych typu CPE4RT. Wielkość elementów skończonych w warstwie skrawanej materiału, przy stałym ich zagęszczeniu, była jednakowa. Długość boku elementu skończonego była równa 0.01 mm. Sposób dyskretyzacji przedmiotu obrabianego został przedstawiony na Rys. 127. Geometria przedmiotu obrabianego, narzędzia oraz zadane warunki brzegowe zostały przedstawione na Rys. 128. Materiał obrabiany został utwierdzony z wykorzystaniem krawędzi podstawy oraz punktu referencyjnego, który stanowił punkt obrotu materiału. Wykorzystano wiązanie typu *Coupling*. Powierzchnia czołowa oraz tylna przedmiotu obrabianego nie zostały utwierdzone. Dzięki temu istniała możliwość swobodnego odkształcania materiału i utworzenia zadzioru.



Rys. 127. Siatka elementów skończonych przedmiotu obrabianego.

Narzędzie skrawające zostało usztywnione oraz utwierdzone za pomocą punktu referencyjnego. Wykorzystano wiązanie typu *Rigid Body*. Kształt zamodelowanej krawędzi skrawającej odpowiadał rzeczywistemu. Pomiary kształtu krawędzi skrawającej płytki wykonano za pomocą profilografometru Form Talysurf 120L firmy Taylor Hobson. Promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej był równy 0.04 mm. W modelu procesie skrawania ruch w wokół osi Z wykonywał materiał.



Rys. 128. Warunki brzegowe modelu procesu skrawania.

Kontakt pomiędzy narzędziem a przedmiotem obrabianym zamodelowano z wykorzystaniem opcji *surface-to-surface*. Do opisu zjawiska tarcia występującego pomiędzy materiałem obrabianym a narzędziem zastosowano prawo Coulomba. Wykorzystując procedurę użytkownika VFRIC uwzględniono wpływ prędkości poślizgu na wartość współczynnika tarcia. Omawiana zależność przyjęła postać [126]:

$$\mu_t = 0.498 - 0.002 \times v_{ls} \quad (11)$$

gdzie v_{ls} to średnia lokalna prędkość poślizgu. Zależność przedstawiona w pracy [126] została obliczona dla średniej lokalnej prędkości poślizgu z zakresu $50 < v_{ls} < 103$ m/min. Minimalna wartość współczynnika tarcia μ_{tmin} dla maksymalnej wartości średniej lokalnej prędkości poślizgu w tym zakresie wyniosła 0.292. Aby uniknąć ujemnej wartości współczynnika tarcia, minimalna jego wartość została zastosowana jako ograniczenie. Tym samym współczynnik tarcia przyjmował wartości z zakresu $0.298 < \mu_t < 0.498$.

10.2. Model konstytutywny materiału skrawanego

Do budowy modelu materiału obrabianego w trakcie symulowanego procesu skrawania, posługując się językiem programowania Fortran, opracowano podprogram oparty o procedurę użytkownika VUMAT. Podprogram napisano na podstawie założeń klasycznych teorii sprężystości i plastyczności oraz kontynualnej mechaniki pęknięcia (ang. *Continuum Damage Mechanics*). Zgodnie z założeniem klasycznej teorii plastyczności całkowite odkształcenie było rozpatrywane jako suma odkształceń równa:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^{pl} \quad (12)$$

gdzie ε_{ij}^e i ε_{ij}^{pl} to odpowiednio odkształcenia sprężyste i plastyczne. Stosownie do klasycznej teorii sprężystości zależność pomiędzy naprężeniem i odkształceniem uwzględniono w postaci równania [148]:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl}^e \quad (13)$$

które można także przedstawić w notacji macierzowej uwzględniając stałe Lamego:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda + 2\mu & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda + 2\mu & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & \lambda + 2\mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{12} \end{Bmatrix} \quad (14)$$

co jest jednoznaczne z zapisem:

$$\{\sigma\} = [C]\{\varepsilon\} \quad (15)$$

Znając wartości modułu Younga – E oraz współczynnika Poissona – ν obliczano wartości stałych Lamego korzystając ze wzorów:

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \quad (16)$$

$$\mu = \frac{E}{2(1 + \nu)} = G \quad (17)$$

Zgodnie z hipotezą „zastępczego odkształcenia”, pomiędzy naprężeniem dla materiału z degradacją sztywności $\{\sigma\}$ i nierzeczywistym materiałem bez utraty sztywności $\{\sigma^*\}$ zachodzi równość [148]:

$$\{\sigma^*\} = [C][C^*]^{-1}\{\sigma\} \quad (18)$$

Tym samym oparte na hipotezie „zastępczego odkształcenia” równania konstytutywne dla materiału o izotropowych własnościach, uwzględniające degradację sztywności w zakresie stosowania prawa Hooke’a, przyjęły postać:

$$\{\sigma\} = [C^*]\{\varepsilon\} \quad (19)$$

$$[C^*] = (1 - D) [C] \quad (20)$$

gdzie D to parametr określający utratę sztywności materiału. Zgodnie z powyższym związek pomiędzy własnościami materiału z utratą sztywności oraz bez utraty sztywności został uwzględniony w formie [148]:

$$E^* = (1 - D)E \quad (21)$$

$$\nu^* = \nu \quad (22)$$

$$G^* = (1 - D)G \quad (23)$$

gdzie E^* , ν^* , G^* to odpowiednio rzeczywisty: moduł Younga, współczynnik Poissona i moduł Kirchhoffa dla materiału z degradacją sztywności.

Przyrost zastępczego odkształcenia plastycznego był obliczany metodą bisekcji na podstawie zależności [35]:

$$\Delta\varepsilon^{pl} = \frac{\sigma_{eq} - \sigma_y}{3G} \quad (24)$$

gdzie σ_{eq} to naprężenie zastępcze von Misesa obliczane zgodnie ze wzorem [35]:

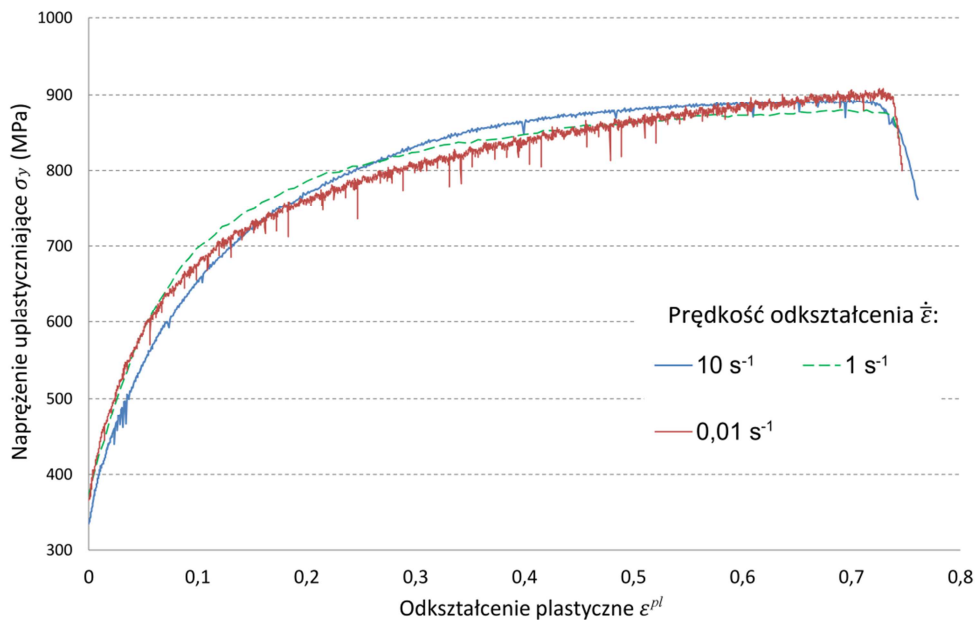
$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2}(\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + \sigma_{33}^2 + 2\sigma_{12}^2)} \times \frac{1}{1 - D} \quad (25)$$

a σ_y to naprężenie uplastyczniające. W omawianym modelu konstytutywnym w celu wyznaczenia wartości naprężenia uplastyczniającego w funkcji wartości odkształcenia, prędkości odkształcenia oraz temperatury wykorzystano zmodyfikowane równanie konstytutywne Johnsona Cooka [66]:

$$\sigma_y = (A + (1 - D)B(\bar{\varepsilon}^{pl})^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) (1 - (\theta^*)^m) \quad (26)$$

Do powyższego równania (26), w stosunku do wcześniej przedstawionej jego postaci (5), dodano człon $(1 - D)$, który pozwolił uwzględnić zjawisko zaniku umocnienia odkształceniowego wraz ze wzrostem degradacji sztywności materiału [1].

W celu określenia wybranych własności materiału skrawanego oraz doboru parametrów modelu konstytutywnego Johnsona Cooka (26) przeprowadzono badania wytrzymałościowe stali C45E. Na plastometrze wykonano szereg prób skręcania. Próby wytrzymałościowe zrealizowano dla różnych prędkości odkształcenia $\dot{\bar{\varepsilon}}$ (stałych i zmiennych w trakcie próby). Określono związek pomiędzy wartością naprężenia uplastyczniającego σ_y i wartością odkształcenia plastycznego $\bar{\varepsilon}^{pl}$. Obliczono współczynnik umocnienia w funkcji prędkości odkształcenia. Na Rys. 129 przedstawiono wartość naprężenia uplastyczniającego materiału σ_y w funkcji odkształcenia plastycznego $\bar{\varepsilon}^{pl}$ dla trzech wartości prędkości odkształcenia. Wartość początkowego naprężenia uplastyczniającego uzyskana w próbie skręcania z prędkością odkształcenia $\dot{\bar{\varepsilon}}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$ wyniosła 370 MPa.



Rys. 129. Wartość naprężenia uplastyczniającego σ_y w funkcji odkształcenia plastycznego $\bar{\varepsilon}^{pl}$ dla różnych prędkości odkształcenia $\dot{\bar{\varepsilon}}$.

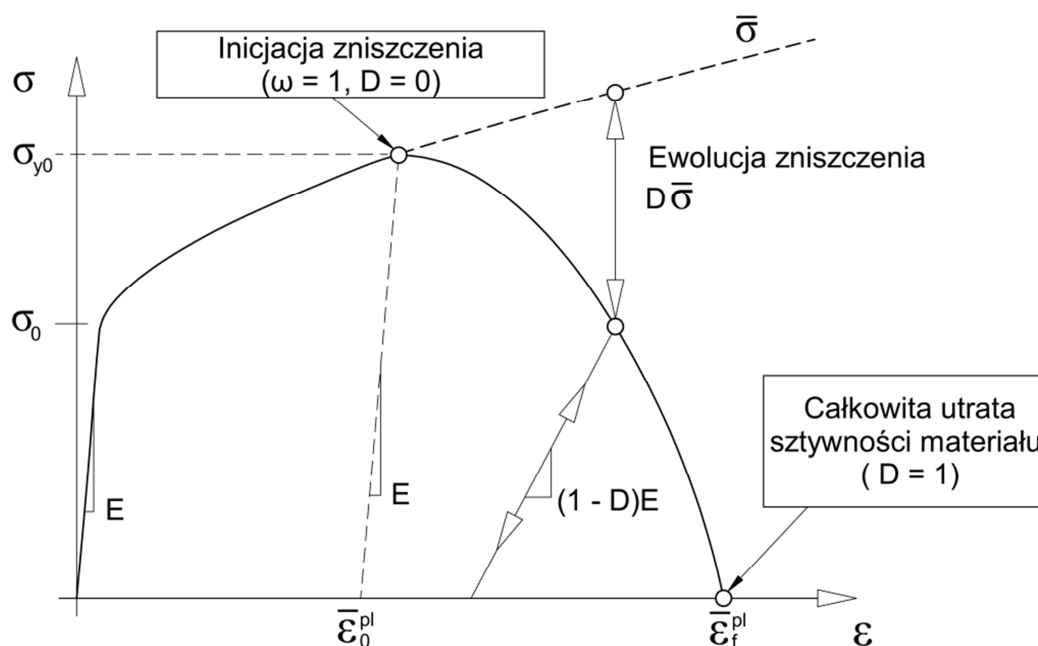
Na podstawie wyników badań wytrzymałościowych oraz danych zamieszczonych w literaturze dobrano wartości parametrów modelu konstytutywnego Johnsona Cooka oraz

wartości stałych opisujących własności fizyczne materiału obrabianego. Wszystkie wartości liczbowe zestawiono w Tabeli 4.

Tab. 4. Wartości parametrów równania Johnsona Cooka oraz własności fizycznych dla stali C45E (jednostki zgodne z przyjętym ich układem w systemie Abaqus) [144, 150].

Moduł Younga	Współczynnik Poissona	Gęstość	Ciepło właściwe	Przewodność cieplna	Temperatura odniesienia
E (MPa)	ν	ρ (tona/mm ³)	C_p (mJ/tona °C)	T_c (mW/mm °C)	θ_{room} (°C)
210000	0.3	7.821e-09	452e9	48.1	20
Początkowa granica plastyczności	Współczynnik umocnienia odkształceniowego	Współczynnik wzmocnienia prędkościowego	Wykładnik umocnienia odkształceniowego	Wykładnik zmiękczenia termicznego	Temperatura zmiękczenia
A (MPa)	B (MPa)	C	n	m	θ_{melt} (°C)
375	552	0.02	0.457	1.4	1460

Do opisu mechanizmu inicjacji i propagacji pęknięcia materiału wykorzystano kryterium *Ductile* [35, 128]. Model ten można opisać na podstawie typowej krzywej naprężenia w funkcji odkształcenia uzyskanej dla jednoosiowego rozciągania (Rys. 130).



Rys. 130. Krzywa naprężenie - odkształcenie z postępującą utratą sztywności [35].

Wykorzystując kryterium *Ductile* założono, że odkształcenie w chwili zniszczenia materiału jest zależne od bezwymiarowej wartości trójosiowego stanu naprężenia η (ang. *stress triaxiality*) oraz prędkości odkształcenia $\dot{\varepsilon}^{pl}$. Nie uwzględniono wpływu temperatury. Tym samym inicjacja zniszczenia ($\omega = 1$) zachodziła w momencie, gdy została osiągnięta wartość granicznego odkształcenia plastycznego:

$$\omega = \int \frac{d\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_0^{pl}(\eta, \dot{\varepsilon}^{pl})} = 1 \quad (27)$$

Wartość odkształcenia plastycznego w chwili zniszczenia $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$, od którego zależała inicjacja zniszczenia materiału, była obliczana na podstawie krzywej, której przebieg opisano równaniem przedstawionym w pracy [1] o postaci:

$$\bar{\varepsilon}_0^{pl} = 0.465e^{-1.96\eta} \quad (28)$$

Uwzględniono także fakt, iż jak pokazano w pracy [11] pękanie nie zachodzi dla bezwymiarowej wartości stanu naprężenia η mniejszej bądź równej $-\frac{1}{3}$.

W momencie osiągnięcia wartości zastępczego odkształcenia plastycznego w chwili zniszczenia $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ zgodnie z zależnością (28) i spełnienia warunku inicjacji ($\omega = 1$) następowała stopniowa degradacja sztywności materiału ($D \Rightarrow 0.99$), aż do utraty spójności ($D = 0.99$). Stopień degradacji był określany na podstawie zależności [35, 61]:

$$D = \frac{\int_{\bar{\varepsilon}_0^{pl}}^{\bar{\varepsilon}_f^{pl}} L \bar{\sigma}_y d\bar{\varepsilon}^{pl}}{G_f} = \frac{\int_0^{\bar{u}^{pl}} \bar{\sigma}_y d\bar{u}^{pl}}{G_f} \quad (29)$$

gdzie: L to charakterystyczna długość elementu skończonego a G_f energia zniszczenia. Wartość energii zniszczenia była równa 20. Wartość ta została przyjęta na podstawie przebiegu symulacji procesu skrawania (m.in. sposobu formowania wióra) oraz wartości składowych wypadkowej siły skrawania zmierzonych w trakcie tej symulacji.

W chwili spełnienia warunku utraty spójności ($D = 0.99$), element skończony tracił zdolność do przenoszenia naprężenia. Następowala całkowita bezpowrotna utrata jego sztywności. W jej wyniku obserwowano znaczące, nienaturalne wahania wartości składowych naprężenia sąsiednich elementów skończonych, w wyniku których w sposób nagły znacząco zmieniała się wartość parametru η . W efekcie sztywność elementów sąsiadujących z

elementem, który stracił zdolność do przenoszenia naprężenia, w sposób przedwczesny malała do zera (w wyniku spełnienia zależności (28) i (29)). Aby wyeliminować opisany efekt opracowano metodę stabilizacji elementów skończonych. Wprowadzono parametr $\dot{\eta}_s$ określający średnią prędkość zmiany bezwymiarowej wartości stanu naprężenia w trakcie dwóch ostatnich przyrostów (kroków obliczeniowych). Wartość parametru $\dot{\eta}_s$ była obliczana na podstawie zależności:

$$\dot{\eta}_n = \frac{abs(\eta_n - \eta_{n-1})}{dt} \quad (30)$$

$$\dot{\eta}_{n+1} = \frac{abs(\eta_{n+1} - \eta_n)}{dt} \quad (31)$$

$$\dot{\eta}_s = \frac{\dot{\eta}_{n+1} + \dot{\eta}_n}{2} \quad (32)$$

gdzie indeksy: n, n-1, n+1 oznaczają numer kroku obliczeniowego. Warunek, który wykorzystano do stabilizacji elementów skończonych ostatecznie przyjął postać:

$$\bar{\varepsilon}_0^{pl} = \begin{cases} 0.465e^{-1.96\eta} & dla \quad \dot{\eta}_s \leq 10000 \\ \infty & dla \quad \dot{\eta}_s \geq 10000 \end{cases} \quad (33)$$

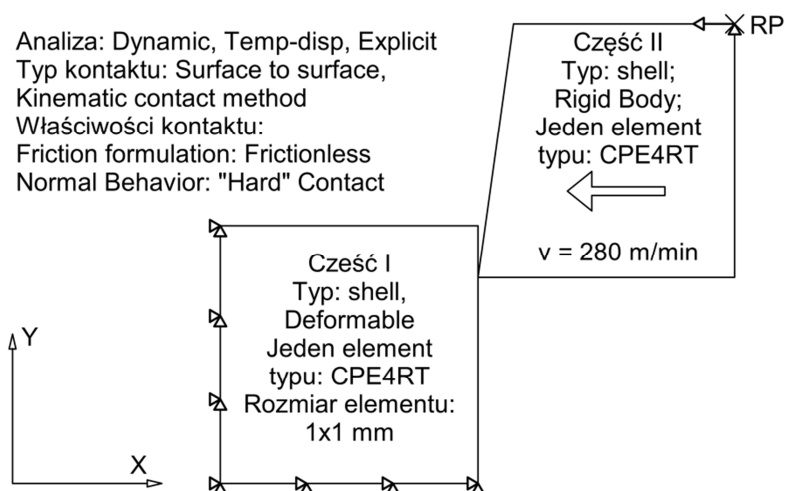
Zgodnie z powszechnie akceptowalną tezą, iż energia odkształcenia plastycznego powstająca w trakcie procesu skrawania zamieniana jest na ciepło, przyrost temperatury wynikający z tego faktu został opisany poprzez następujące sformułowanie [68]:

$$\Delta\theta = \int_0^{\bar{\varepsilon}_p} \chi \frac{\bar{\sigma} d\bar{\varepsilon}_p}{\rho C_p} \quad (34)$$

gdzie: ρ to gęstość materiału, C_p ciepło właściwe, a χ to współczynnik Taylora-Quinneya określający udział energii odkształcenia plastycznego zamienianej na ciepło. Jego wartość była równa 0.9 [68].

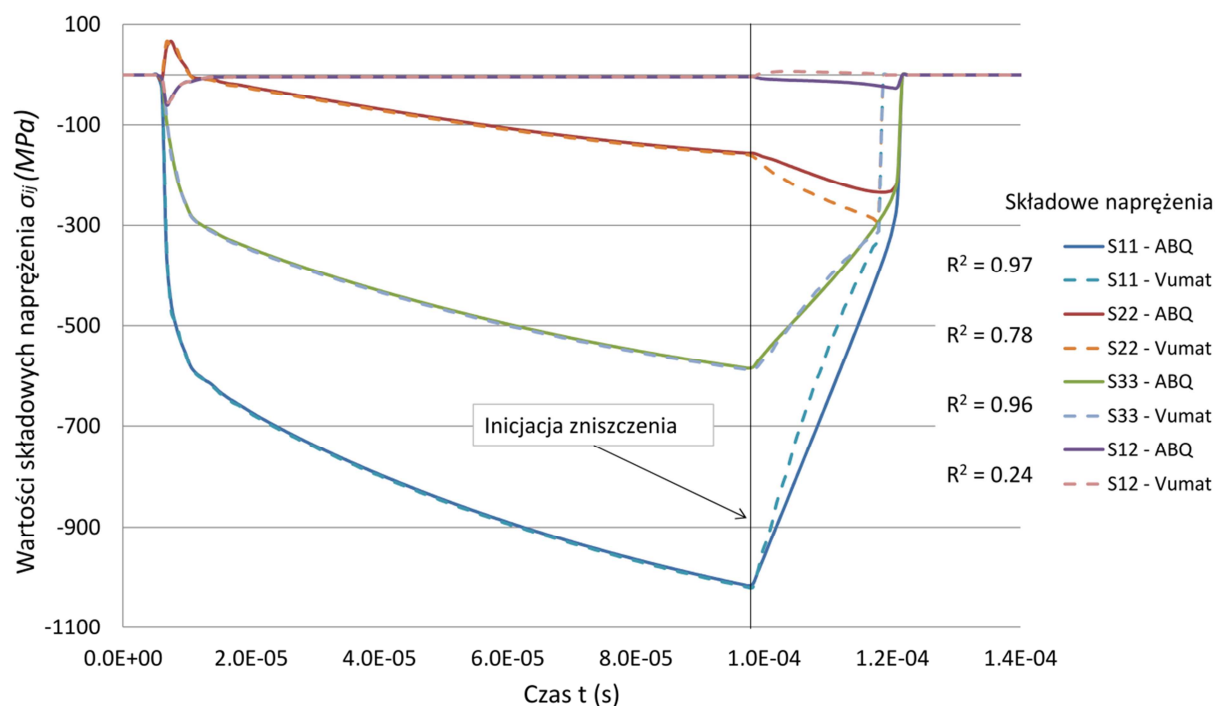
Stworzony w oparciu o przedstawione prawa konstytutywne i procedurę VUMAT podprogram, przed przystąpieniem do symulacji procesu skrawania, zweryfikowano. Na Rys. 131 przedstawiono charakter zamodelowanego zdarzenia wykorzystanego do weryfikacji podprogramu oraz jego podstawowe założenia. Wykonano dwa bliźniacze modele. Modele

różniły się jedynie sposobem zamodelowania materiału elementu odkształcanego w trakcie symulacji. Zgodnie z powyższym w obu przypadkach do opisu zachowania materiału zastosowano modele *Johnsona Cooka* i *Ductile Damage*. W pierwszym przypadku (model ABQ) wykorzystano jednak oryginalne predefiniowane opcje dostępne w systemie Abaqus/Explicit. W drugim (model Vumat) wykorzystano procedurę użytkownika VUMAT.



Rys. 131. Geometria modelu testowego wraz z opisem.

Na Rys. 132 porównano wartości składowych naprężenia uzyskanych w trakcie symulacji dwóch omówionych powyżej modeli. Obliczono współczynnik determinacji R^2 dla poszczególnych składowych naprężenia. Ich wartości zostały pokazane na Rys. 131. Uzyskano wysoką zgodność wyników do momentu inicjacji zniszczenia. Wartość współczynnika R^2 dla tego zakresu, dla wszystkich składowych naprężenia znajdowała się w przedziale 0,980 – 0,999. Znaczące różnice w wartościach składowych naprężenia wystąpiły po inicjacji uszkodzenia. Szczególnie niska wartość współczynnika dopasowania była dla składowej naprężenia S12. Wartość zastępczego odkształcenia plastycznego PEEQ dla modelu ABQ wyniosła 0.267 a dla modelu Vumat – 0.275.

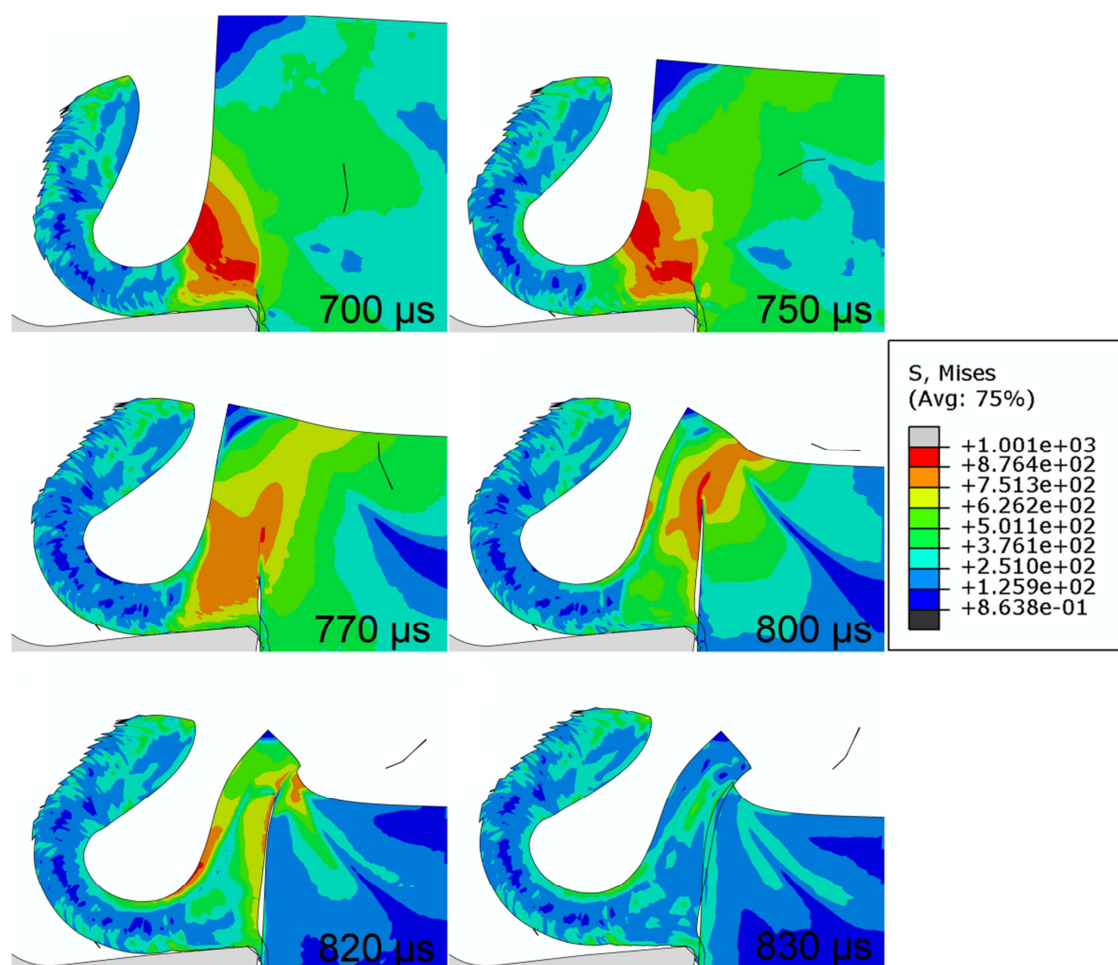


Rys. 132. Porównanie wartości składowych naprężenia σ_{ij} uzyskanych na podstawie symulacji dla dwóch modeli (ABQ i Vumat).

10.3. Symulacja modelu MES

Wykorzystując zbudowany model przeprowadzono symulację procesu toczenia ortogonalnego stosując różne parametry obróbkowe (w zależności od prędkości skrawania v_c czas trwania symulacji wynosił od 0.001 do 0.0016 μ s). Prędkość skrawania v_c była równa 180, 220 i 280 m/min. Głębokość skrawania $a_p = 0.1, 0.15, 0.2, 0.3$ mm (w przypadku modelu procesu skrawania zachodzi analogia pomiędzy zadawaną wartością głębokości skrawania a_p i realizowaną w trakcie ustabilizowanego rzeczywistego procesu toczenia ortogonalnego wartością posuwu). Łączny czas trwania obliczeń dla dwunastu modeli wyniósł około 1500 godzin CPU. Na Rys. 133 przedstawiono proces formowania zadziórów opracowany na podstawie symulacji MES. Charakter przebiegu odkształcenia materiału przy krawędzi przedmiotu obrabianego był analogiczny do przedstawionego na Rys. 104. Podobnie jak w trakcie rzeczywistego procesu skrawania otrzymano zadziór ujemny (typu wyłamanie krawędzi). Zasadniczą różnicę zaobserwowano odnośnie do kierunku propagacji pęknięcia. W przypadku rzeczywistego zjawiska formowania zadzioru pęknięcie propaguje pod kątem w stosunku do kierunku głównej składowej wypadkowej siły skrawania (Rys. 104). W przypadku zamodelowanego procesu formowania zadzioru, pęknięcie propagowało wzdłuż

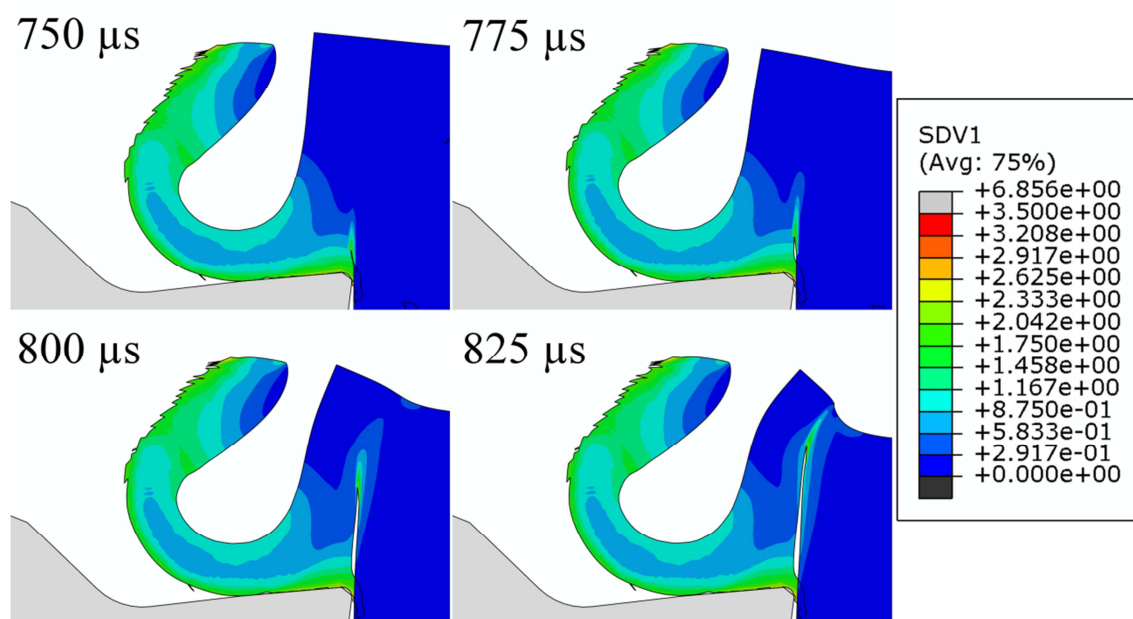
kierunku głównej składowej wypadkowej siły skrawania, aż do wystąpienia znaczących odkształceń materiału na krawędzi.



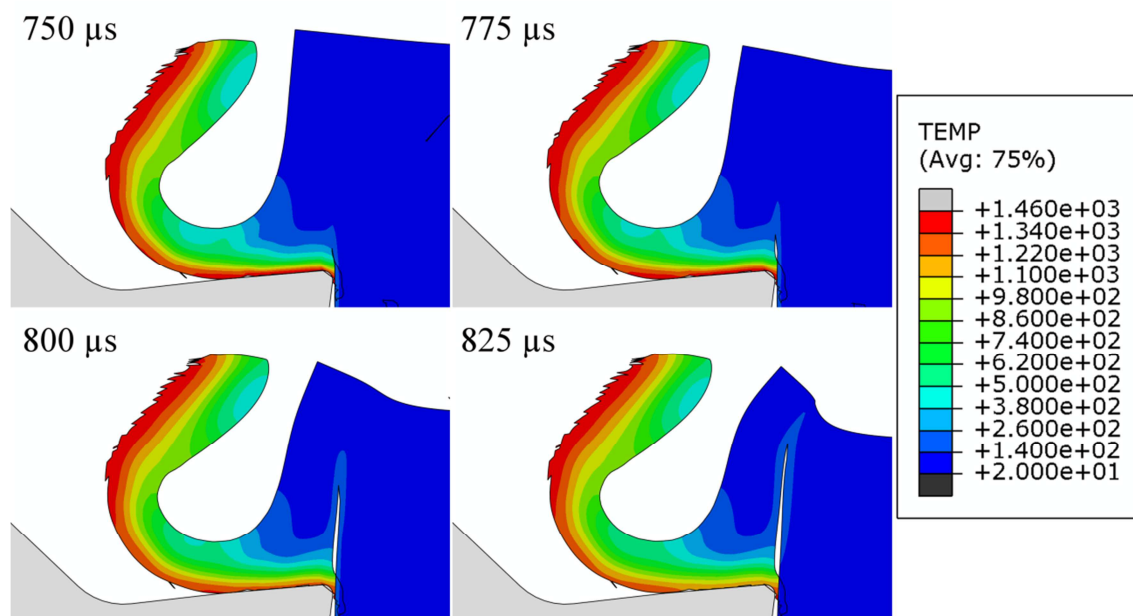
Rys. 133. Przebieg symulacji modelu MES procesu formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).

Na Rys. 134 oraz 135 pokazano rozkłady: wartości zastępczego odkształcenia plastycznego (parametr *PEEQ* w systemie Abaqus) oraz temperatury, które można było zaobserwować w trakcie symulacji numerycznej procesu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego. Największe zauważone w trakcie trwania symulacji MES procesu skrawania wartości parametru *PEEQ* były większe od 6 (dla pojedynczych elementów). Widoczny na Rys. 135 rozkład temperatury i wysokie obliczone jej wartości mogą świadczyć, iż występują zbyt duże odkształcenia modelowanego materiału (na podstawie zależności (34) oraz powszechnie znanego faktu, iż zdecydowanie najwięcej ciepła w trakcie procesu skrawania powstaje w wyniku odkształceń plastycznych). Warto równocześnie zauważyć, iż

rozwój pęknięcia prowadzący do uformowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego następuje w zakresie stosunkowo niskiej temperatury.



Rys. 134. Rozkład zastępczego odkształcenia plastycznego (PEEQ) w trakcie symulacji MES procesu formowania zadzioru ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).

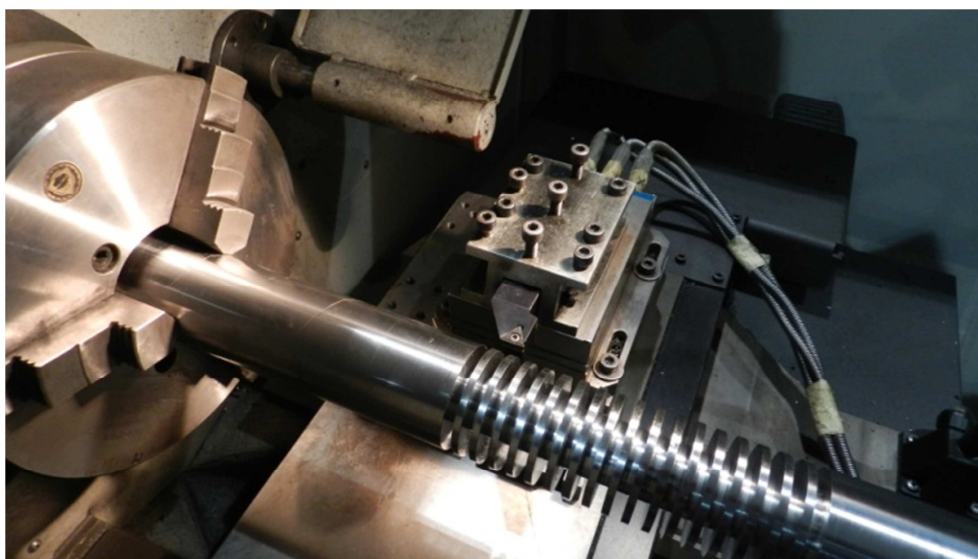


Rys. 135. Rozkład temperatury w trakcie procesu symulacji MES procesu formowania zadzioru ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).

10.4. Weryfikacja modelu MES

10.4.1. Porównanie wartości składowych wypadkowych sił skrawania

W celu weryfikacji poprawności zbudowanego modelu MES procesu skrawania porównano wartości składowych wypadkowej siły skrawania mierzonych w trakcie rzeczywistego i symulowanego procesu toczenia ortogonalnego. Przeprowadzono próby skrawania ortogonalnego stali C45E, w trakcie których wykonano pomiar składowych siły skrawania. Wykorzystano uniwersalny trójosiowy siłomierz piezoelektryczny KISTLER typ 9257A. Próbki skrawano nożem składanym STFCR 2525 M16 z płytką skrawającą TCMT16T308-F1. Płytką skrawającą była wykonana z węgliką spiekanego typu TP2500. Kąt przystawienia noża skrawającego κ_r wynosił 0° . Kąt natarcia noża tokarskiego γ_o był równy 0° . Kąt pochylenia krawędzi skrawającej λ_s wynosił 0° . Badania przeprowadzono na uniwersalnej tokarce CNC TUR 560 MN. Nie stosowano cieczy chłodząco-smarującej. Prędkość skrawania v_c zmieniano w zakresie 180 – 280 m/min, a posuw f_o w zakresie 0.05 – 0.3 mm/obr.



Rys. 136. Tokarka z zamontowanym siłomierzem do pomiaru składowych wypadkowej siły skrawania w trakcie toczenia ortogonalnego stali C45E.

W Tabeli 5 porównano wartości składowych wypadkowej siły skrawania obliczonych na podstawie symulacji procesu skrawania oraz badań eksperymentalnych. Dla oszacowania błędu prognozy obliczono wariancję resztową S_e^2 . Dla głównej składowej siły skrawania była ona równa 328225 a dla składowej posuwowej 700135. Na tej podstawie można stwierdzić, iż dokładność oszacowania składowej głównej F_c była wyższa niż składowej posuwowej F_f siły

skrawania (por. także z błędem względnym z Tabeli 5). Miara jakości dopasowania modelu do danych empirycznych (współczynnik determinacji R^2) była równa 0.59.

Tab. 5. Porównanie wartości składowych wypadkowej siły skrawania zmierzonych w trakcie badań eksperymentalnych (F_{exp}) i obliczonych na podstawie symulacji MES (F_{sim}) oraz wartość błędu względnego (e).

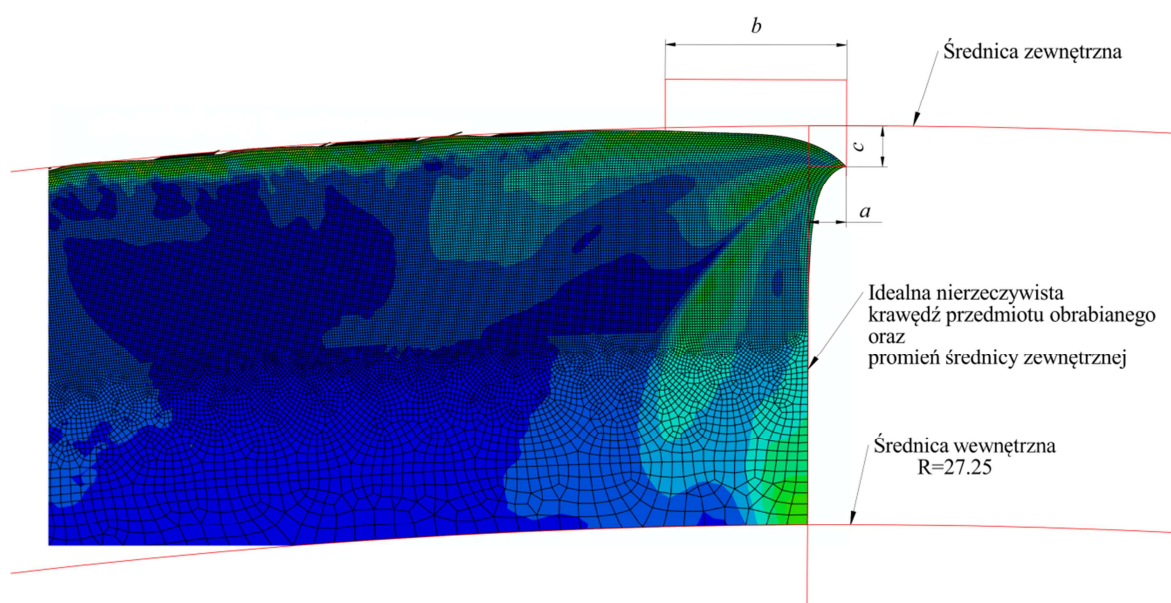
L.p.	v_c (m/min)	f_o (mm/obr)	$F_{c\ exp}$ (N)	$F_{c\ sim}$ (N)	e (%)	$F_{f\ exp}$ (N)	$F_{f\ sim}$ (N)	e (%)
1	180	0.10	1010	978	3	677	363	46
2	180	0.15	1381	1009	27	910	251	72
3	180	0.20	1925	1128	41	1326	174	87
4	220	0.10	957	994	4	607	384	37
5	220	0.15	1333	981	26	788	229	71
6	220	0.20	1685	1038	38	1016	180	82
7	280	0.10	969	927	4	631	338	46
8	280	0.20	1736	1175	32	981	194	80
9	280	0.30	2721	1907	30	1611	482	70

Błąd względny w przypadku prognozy głównej składowej wypadkowej siły skrawania F_c wynosił od 3 do 41% wartości mierzonej. Wartość błędu rosła z wartością prognozowanej siły. Najwyższą dokładność oszacowania głównej składowej uzyskano dla posuwu f_o równego 0.1 mm/obr. Błąd względny dla składowej posuwowej siły skrawania F_f był równy od 37 do 87% wartości zmierzonej eksperymentalnie. Nie zaobserwowano monotonicznego wzrostu wartości siły posuwowej F_f wraz ze wzrostem wartości posuwu.

10.4.1. Porównanie cech geometrycznych zadziórów

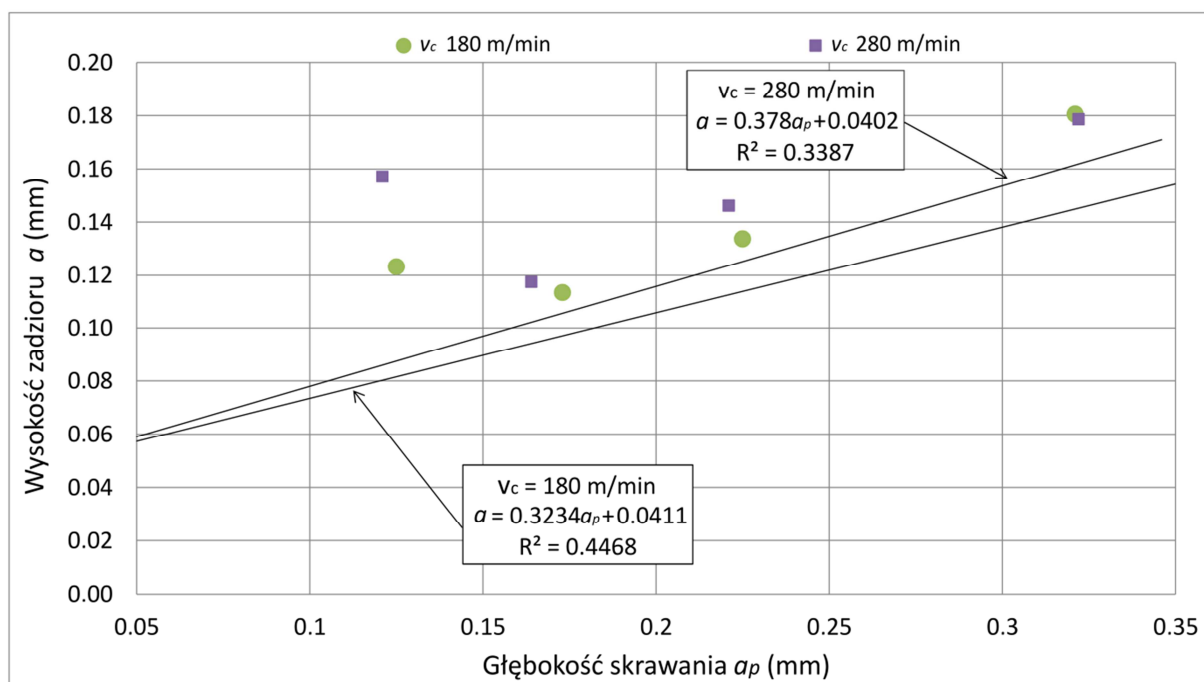
Istotnym etapem weryfikacji poprawności zbudowanego modelu numerycznego była analiza cech geometrycznych zadziórów otrzymanych w trakcie symulacji procesu skrawania. Wykonano pomiary wybranych cech geometrycznych zadziórów a , b , c formowanych w trakcie symulacji MES procesu skrawania za pomocą oprogramowania SolidEdge 2D Drafting. Kreśląc okrąg o promieniu 27.25, którego częścią był fragment łuku średnicy wewnętrznej przedmiotu obrabianego związany z punktem referencyjnym nieulegający odkształceniom (patrz Rys. 115), wyznaczono środek obrotu przedmiotu. Wykorzystując

określony w opisany sposób punkt (środek obrotu materiału) wytyczano okrąg oznaczający średnicę skrawaną przedmiotu (średnica zewnętrzna) (Rys. 137). Obliczając różnicę pomiędzy średnicą początkową, równą 58 mm i średnicą końcową (średnicą zewnętrzną) wyznaczano rzeczywistą głębokość skrawania a_p (postępowano analogicznie do czynności przeprowadzonych w trakcie badań doświadczalnych zjawiska odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego). Następnie rysowano prostą pokrywającą się z idealną nierzeczywistą tylną krawędzią przedmiotu obrabianego, która była równocześnie promieniem średnicy zewnętrznej przedmiotu obrabianego. W oparciu o tą prostą, analogicznie do pomiarów cech geometrycznych zadziurów formowanych w trakcie badań doświadczalnych, wyznaczano wartości parametrów a , b i c (kreślono odpowiednie proste w układzie współrzędnym prostopadłym do idealnej nierzeczywistej krawędzi wyrobu). Sposób pomiaru wysokości zadziuru a , obniżenia zadziuru c oraz długości zadziuru b został pokazany na Rys. 137.

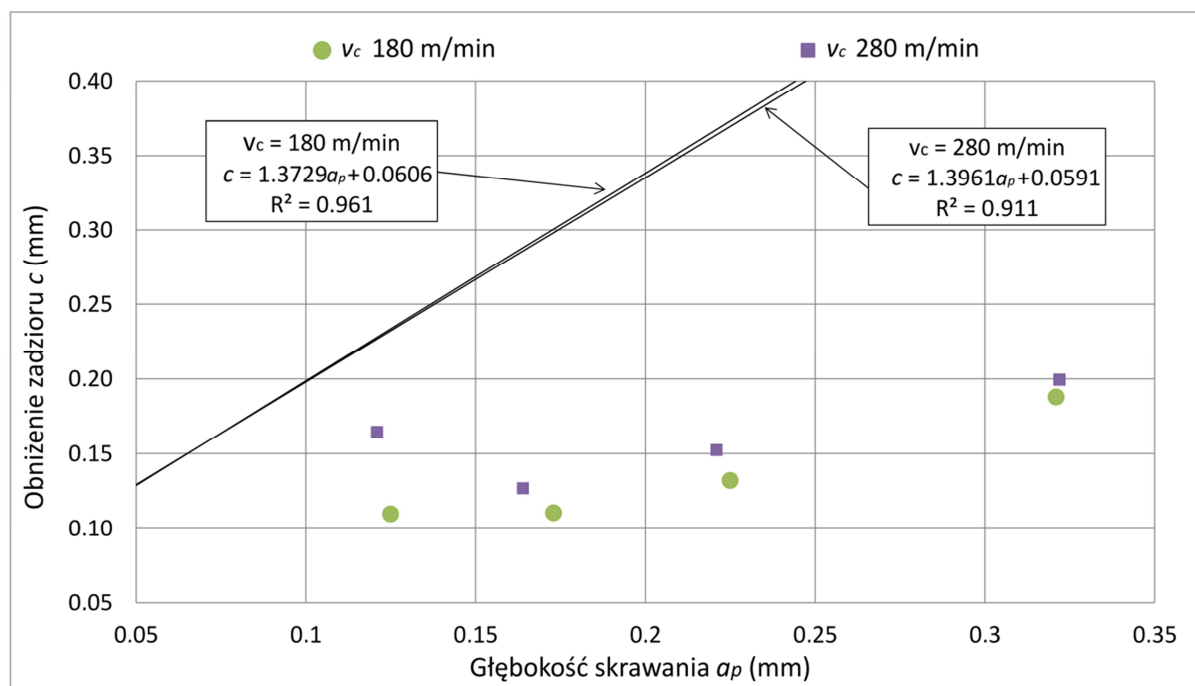


Rys. 137. Sposób pomiaru wybranych cech geometrycznych zadziuru formowanego w trakcie symulacji modelu MES za pomocą oprogramowania SolidEdge 2D Drafting.

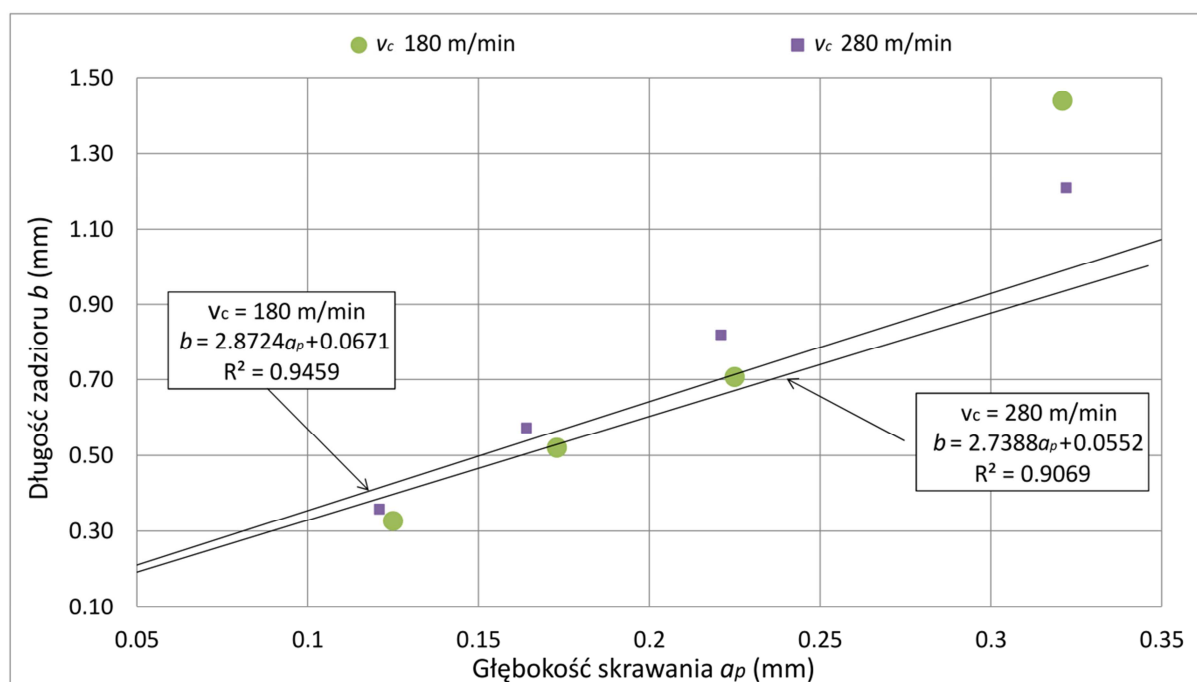
Na rysunkach Rys. 138, 139 i 140 pokazano, w formie porównania, wyniki pomiarów cech geometrycznych zadziurów formowanych w trakcie badań eksperymentalnych (linie trendu) oraz podczas symulacji modelu MES (punkty). Przedstawiono zależność wybranych cech geometrycznych zadziuru od głębokości skrawania dla dwóch różnych wartości prędkości skrawania ($v_c = 180$ i 280 m/min).



Rys. 138. Zależność wysokości zadzioru a od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).



Rys. 139. Zależność obniżenia zadzioru c od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).



Rys. 140. Zależność długości zadzioru b od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).

Tab. 6. Porównanie cech geometrycznych zadziorów formowanych w trakcie symulacji MES (model numeryczny I) i rzeczywistego procesu skrawania oraz wartość błędu względnego (e).

L.p.	a_p (mm)	v_c (m/min)	Model numeryczny I			Rzeczywisty proces skrawania					
			a (mm)	b (mm)	c (mm)	a (mm)	e (%)	b (mm)	e (%)	c (mm)	e (%)
1	0.13	180	0.12	0.33	0.11	0.08	51	0.43	23	0.23	52
2	0.17		0.11	0.52	0.11	0.10	17	0.56	8	0.29	62
3	0.23		0.13	0.71	0.13	0.11	17	0.71	1	0.36	63
4	0.32		0.18	1.44	0.19	0.14	25	0.99	45	0.49	62
5	0.12	280	0.16	0.36	0.16	0.09	83	0.39	7	0.23	28
6	0.16		0.12	0.57	0.13	0.10	15	0.50	14	0.29	56
7	0.22		0.15	0.82	0.15	0.12	18	0.66	24	0.37	59
8	0.32		0.18	1.21	0.20	0.16	10	0.94	29	0.51	61

W Tabeli 6 porównano wartości liczbowe z pomiarów wybranych cech geometrycznych zadziorów. Zestawiono wyniki pomiaru parametrów a , b i c dla zadziorów formowanych w trakcie symulacji numerycznej (model numeryczny I) oraz wartości tych parametrów obliczonych na podstawie odpowiednich równań (określających proste trendu) wyznaczonych uprzednio na podstawie badań doświadczalnych (rzeczywisty proces skrawania). Średnia wartość błędu względnego e dla parametru a wyniosła 30%, dla parametru b 19%, a dla

parametru c 55%. Nie zaobserwowano związku pomiędzy błędem względnym obliczonym dla wartości składowych wypadkowej siły skrawania (Tab. 5) i błędem względnym prognozy wartości parametrów a , b i c (Tab. 6).

10.5. Zmodyfikowany model konstytutywny materiału skrawanego

Na podstawie wyników symulacji pierwszego modelu MES, rezultatów weryfikacji tego modelu oraz badań wytrzymałościowych przedstawionych w pracach [16-19] wprowadzono zmiany w modelu materiału konstytutywnego. W oparciu o hipotezę „zastępczego odkształcenia” [148] równania konstytutywne dla materiału o izotropowych własnościach, uwzględniające degradację sztywności w zakresie stosowania prawa Hooke’a, przyjęły nową postać:

$$\{\sigma\} = [C^*]\{\varepsilon\} \quad (35)$$

$$[C^*] = (1 - D_k) [C] \quad (36)$$

gdzie D_k to parametr określający degradację sztywności materiału równy:

$$D_k = 0.3 \times D \quad (37)$$

Parametr D z równania (37) obliczany był zgodnie z wcześniej przedstawioną zależnością (28). Natomiast wartość 0.3 uznana za stałą materiałową dobrano na podstawie prac [16-19].

Przyrost zastępczego odkształcenia plastycznego $\Delta\varepsilon^{pl}$ był obliczany w zachowanej formie na podstawie zależności (24). Natomiast zmieniono równania, na podstawie których obliczono wartości składowych tej zależności. Wartość naprężenia zastępczego von Misesa σ_{eq} była obliczana zgodnie ze zmodyfikowanym równaniem (25) o kształcie:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2}(\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + \sigma_{33}^2 + 2\sigma_{12}^2)} \times \frac{1}{1 - D_k} \quad (38)$$

a wartość naprężenia uplastyczniającego σ_y obliczano zgodnie z formułą o postaci:

$$\sigma_y = (1 - D_k)[A + B(\bar{\varepsilon})^n][1 + (1 - D_k)\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\varepsilon}_0}]^c[1 - \dot{\theta}^m] \quad (39)$$

Dodatkowe człony $(1 - D_k)$ równania (39) pozwoliły uwzględnić zanik efektu umocnienia prędkościowego i umocnienia odkształceniowego oraz spadek granicy plastyczności wraz ze wzrostem degradacji sztywności materiału [16-19].

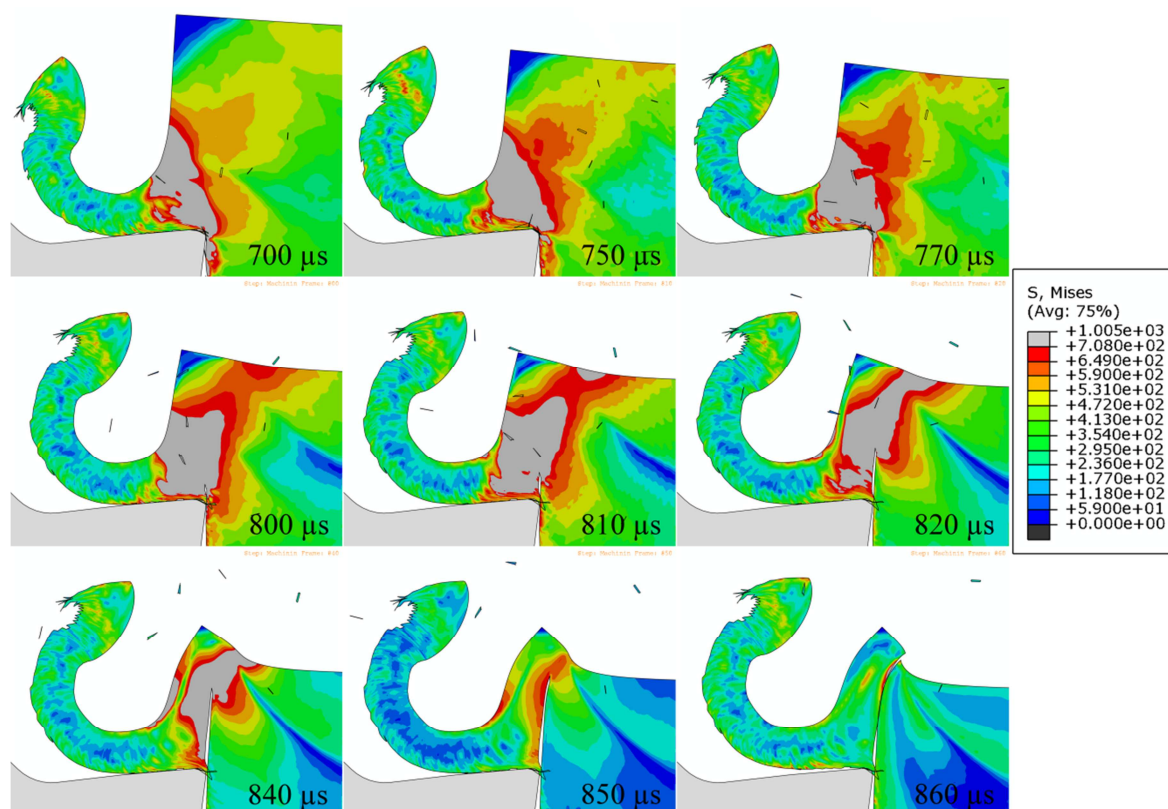
Wprowadzono także zmiany w formule (28), na podstawie której obliczano wartość odkształcenia plastycznego w chwili zniszczenia $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$, od której zależała inicjacja zniszczenia materiału [1, 104]:

$$\bar{\varepsilon}_0^{pl} = (0.465e^{-1.96\eta})(1 + \dot{\varepsilon})^{0.0018} \quad (40)$$

W przedstawionym powyżej równaniu (40) poprzez dodanie członu $(1 + \dot{\varepsilon})^{0.0018}$ uwzględniono wpływ prędkości odkształcenia. Dalsze zmiany w modelu konstytutywnym materiału obrabianego polegały na ograniczeniu wartości energii zniszczenia G_f do 8 oraz zmniejszeniu parametru określającego średnią prędkość zmiany bezwymiarowej wartości stanu naprężenia $\dot{\eta}_s$. Nowa wartość tego parametru była równa 5000.

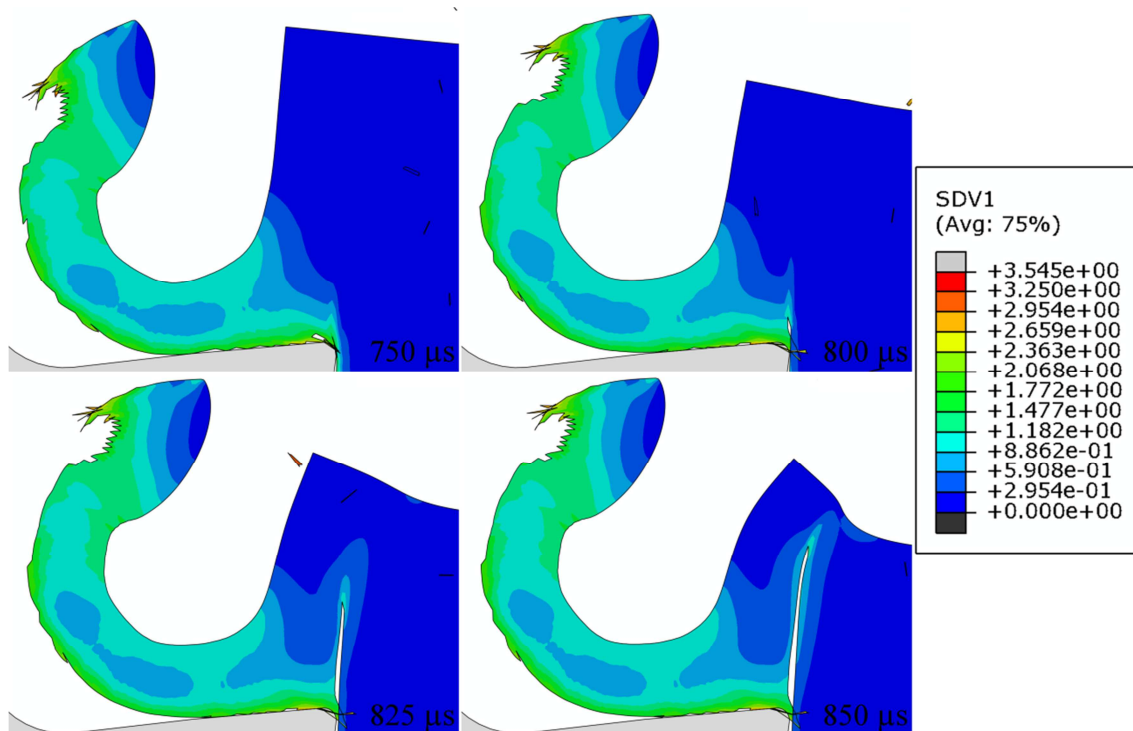
10.6. Symulacja zmodyfikowanego modelu MES

Wykorzystując model MES procesu skrawania ze zmodyfikowanym modelem konstytutywnym materiału skrawanego przeprowadzono symulację procesu skrawaniem stosując różne parametry obróbkowe. Prędkość skrawania była równa v_c 180, 220 i 280 m/min. Głębokość skrawania $a_p = 0.1, 0.15, 0.2, 0.3$ mm. Łączny czas trwania obliczeń dla dwunastu modeli wyniósł około 1500 godzin CPU. Proces formowania zadzioru opracowany na podstawie symulacji numerycznej został pokazany na Rys. 141. Podobnie jak w przypadku symulacji niezmodyfikowanego modelu MES, charakter przebiegu odkształcenia materiału przy krawędzi przedmiotu obrabianego był analogiczny do pokazanego na Rys. 104. Otrzymano ten sam rodzaj zadzioru. Analogicznie do wyników symulacji poprzednio zaprezentowanego modelu MES zaobserwowano różnicę odnośnie do kierunku propagacji pęknięcia. W przypadku zmodyfikowanego modelu MES procesu formowania zadzioru, pęknięcie również propagowało wzdłuż kierunku głównej składowej wypadkowej siły skrawania, aż do wystąpienia znaczących odkształceń materiału na krawędzi. Należy odnotować, iż proces formowania zadzioru w trakcie symulacji drugiego modelu rozpoczął się później o ok. 50 μs niż w trakcie symulacji pierwszego modelu (dla tych samych parametrów obróbkowych).

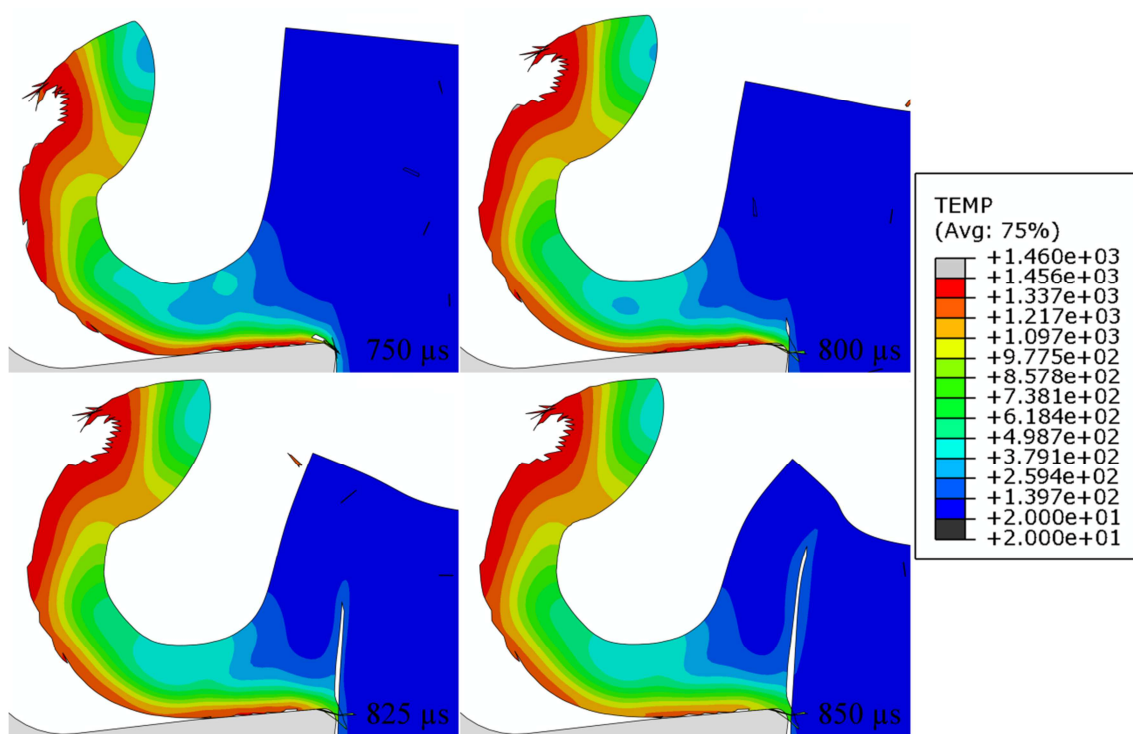


Rys. 141. Przebieg symulacji modelu MES procesu formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).

Na Rys. 142 oraz 143 pokazano rozkład wartości zastępczego odkształcenia plastycznego (parametr *PEEQ* w systemie Abaqus) oraz temperatury, który można było zaobserwować w trakcie symulacji numerycznej procesu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego w trakcie toczenia ortogonalnego. W stosunku do zaprezentowanych we wcześniejszym podrozdziale 10.3 wyników symulacji MES procesu skrawania zauważono spadek maksymalnej wartości zastępczego odkształcenia plastycznego. W trakcie symulacji MES zmodyfikowanego modelu procesu skrawania nie odnotowano wartości parametru *PEEQ* większej niż 3.6. Widoczne są także różnice w rozkładzie temperatury. Zauważalny jest spadek jej wartości.



Rys. 142. Rozkład zastępczego odkształcenia plastycznego (PEEQ) w trakcie symulacji zmodyfikowanego modelu MES procesu formowania zadzioru ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).



Rys. 143. Rozkład temperatury w trakcie symulacji zmodyfikowanego modelu MES procesu formowania zadzioru ($a_p = 0.2$ mm, $v_c = 280$ m/min).

10.7. Weryfikacja zmodyfikowanego modelu MES

10.7.1. Porównanie wartości składowych wypadkowych sił skrawania

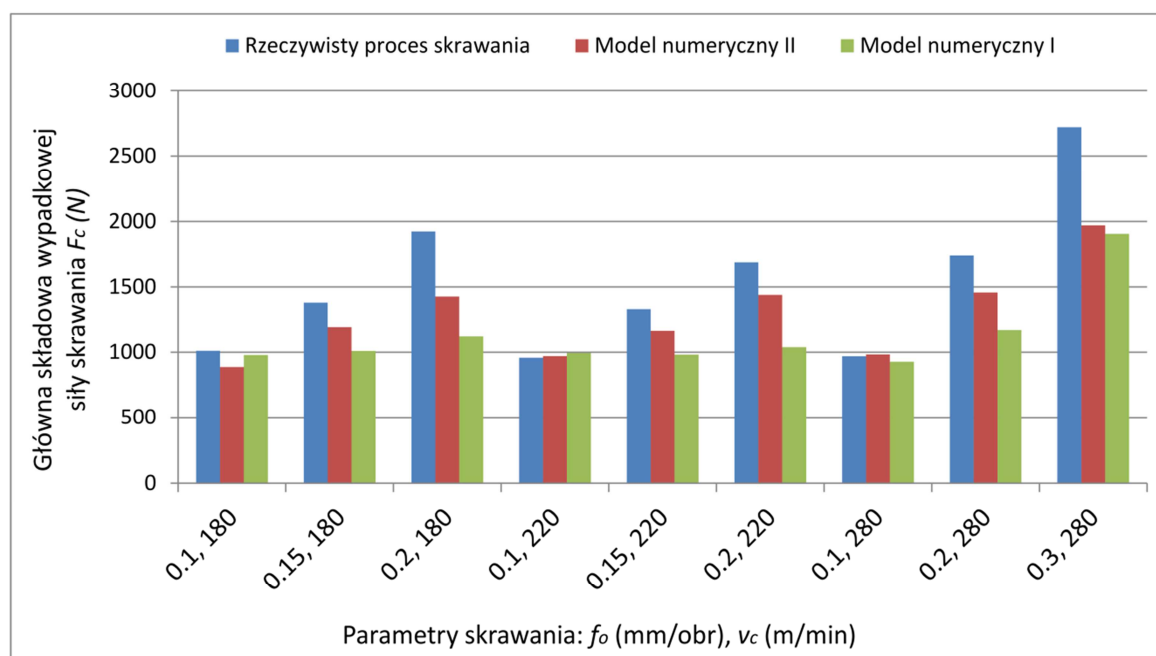
W celu weryfikacji poprawności zmodyfikowanego modelu MES procesu skrawania porównano wartości składowych sił skrawania zmierzonych w trakcie rzeczywistego i symulowanego procesu toczenia ortogonalnego. W Tabeli 7 porównano wartości składowych wypadkowej siły skrawania obliczonych na podstawie symulacji procesu skrawania oraz badań eksperymentalnych. Wariancja resztowa S_e^2 dla głównej składowej siły skrawania F_c była równa 146456 a dla składowej posuwowej F_f 499355. Na tej podstawie należy wnioskować, iż dokładność prognozy składowej głównej była wyraźnie wyższa niż składowej posuwowej siły skrawania. Miara jakości dopasowania modelu (współczynnik determinacji R^2) była równa 0.69. Tym samym, w wyniku przeprowadzonych zmian modelu MES, współczynnik determinacji R^2 wzrósł o 0.1.

Tab. 7. Porównanie wartości składowych wypadkowej siły skrawania zmierzonych w trakcie badań eksperymentalnych (F_{exp}) i obliczonych na podstawie symulacji zmodyfikowanego modelu MES (F_{sim}) oraz wartość błędu względnego (e).

L.p.	v_c (m/min)	f_o (mm/obr)	$F_{c\ exp}$ (N)	$F_{c\ sim}$ (N)	e (%)	$F_{f\ exp}$ (N)	$F_{f\ sim}$ (N)	e (%)
1	180	0.10	1010	886.9	12.2	677	324.9	52
2	180	0.15	1381	1198.0	13.3	910	388.6	57.3
3	180	0.20	1925	1426.7	25.9	1326	404.9	69.5
4	220	0.10	957	970.2	1.4	607	370.7	38.9
5	220	0.15	1333	1170.1	12.2	788	361.5	54.1
6	220	0.20	1685	1439.6	14.6	1016	421.0	58.6
7	280	0.10	969	983.3	1.5	631	380.6	39.7
8	280	0.20	1736	1457.5	16.0	981	382.3	61.0
9	280	0.30	2721	1970.3	27.6	1611	498.2	69.1

Błąd względny w przypadku prognozy wartości głównej składowej wypadkowej siły skrawania F_c wynosił od 1.4 do 27.6% wartości zmierzonej eksperymentalnie. Wartość błędu rosła z wartością siły. Najwyższą dokładność oszacowania głównej składowej uzyskano dla posuwu równego 0.1 mm/obr. Błąd prognozy wartości składowej posuwowej siły skrawania F_f był równy od 38.9 do 69.5%. W przypadku zmodyfikowanego modelu MES, przeciwnie

do jego pierwotnej wersji (przed zmianami), zaobserwowano związek pomiędzy wartością posuwu i wartością składowej posuwowej siły skrawania (por. Tabele 7 i 6). Wartość tej siły rosła wraz z ze wzrostem posuwu f_o . Jest to zgodne z powszechnie znaną tendencją w tym zakresie. Na podstawie omawianych rezultatów można stwierdzić, iż w wyniku wprowadzonych zmian w modelu konstytutywnym materiału skrawanego zaobserwowano wzrost jakości dopasowania modelu oraz spadek wartości błędu względnego dla wartości składowych wypadkowej siły skrawania (Tabela 8). Na Rys. 144 porównano wartości głównych składowych wypadkowych sił skrawania F_c w zależności od wartości posuwu f_o i prędkości skrawania v_c zmierzonych w trakcie rzeczywistego procesu skrawania oraz wyznaczonych w trakcie symulacji dwóch omówionych modeli MES.

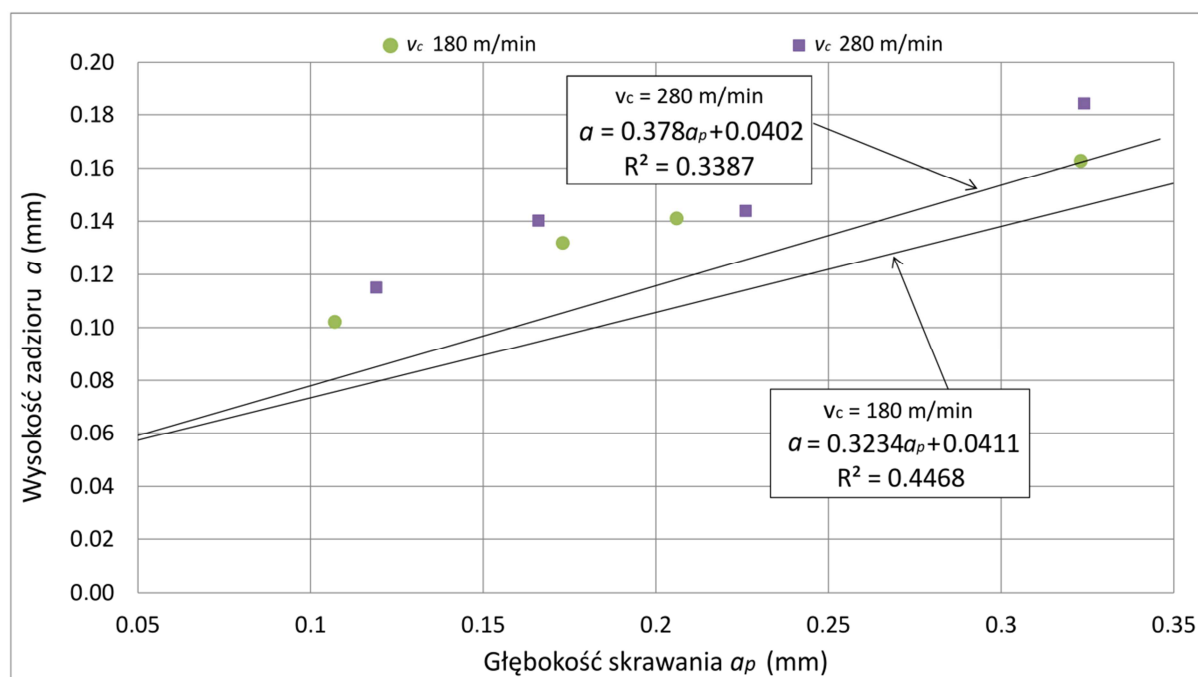


Rys. 144. Porównanie wartości głównych składowych wypadkowych sił skrawania F_c w zależności od wartości posuwu f_o (mm/obr) i prędkości skrawania v_c (m/min) zmierzonych w trakcie rzeczywistego procesu skrawania oraz wyznaczonych w trakcie symulacji dwóch modeli MES.

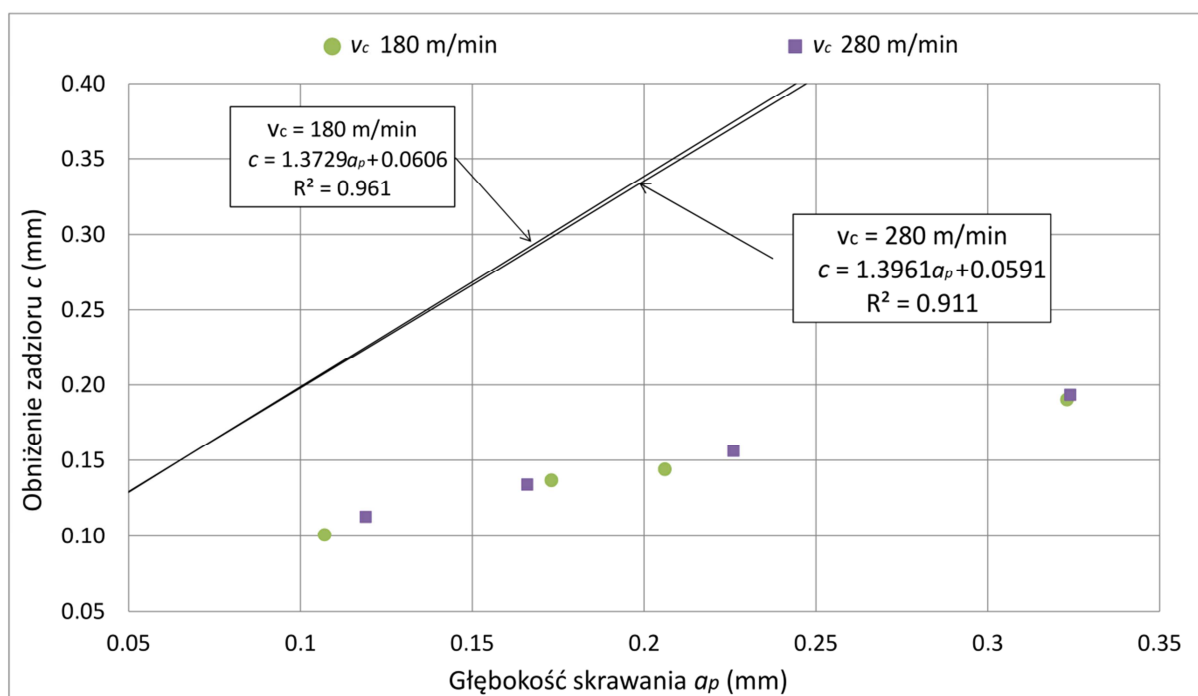
10.7.2. Porównanie cech geometrycznych zadziorów

W dalszej kolejności zweryfikowano poprawność zmodyfikowanego modelu numerycznego wykonując analizę wartości parametrów określających wybrane cechy geometryczne zadziorów otrzymanych w trakcie symulowanego procesu skrawania. Na rysunkach Rys. 145, 146 i 146 pokazano, w formie porównania, wyniki pomiarów cech geometrycznych zadziorów uzyskanych w trakcie badań eksperymentalnych (linie trendu)

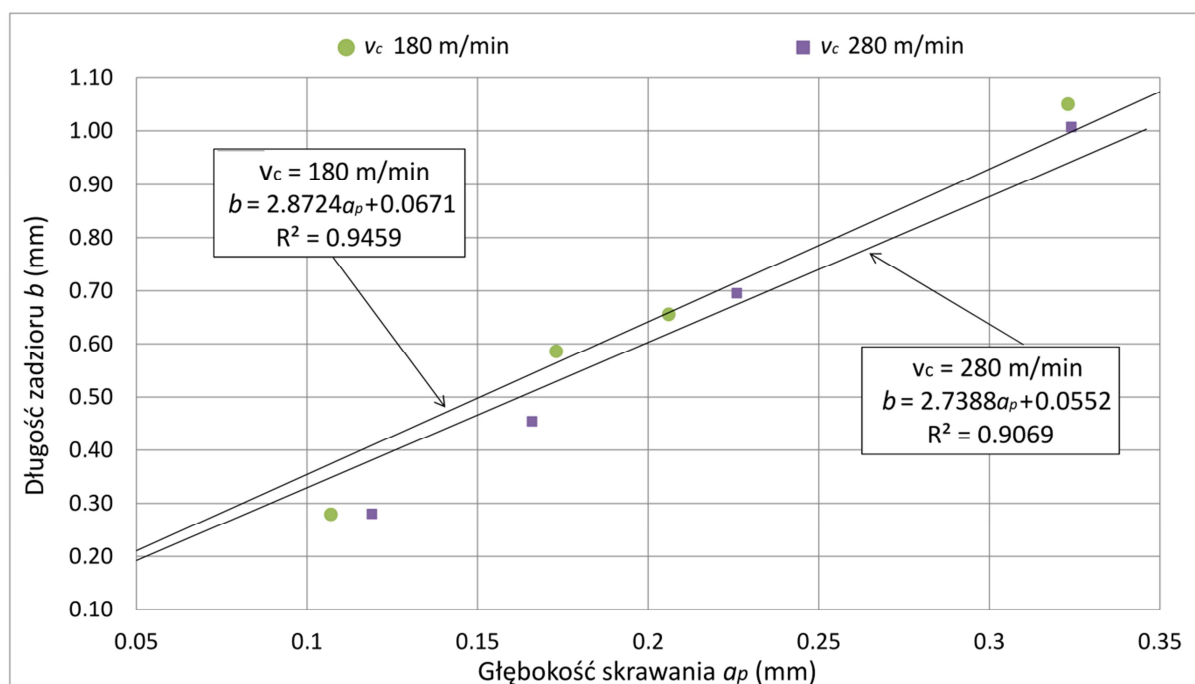
oraz podczas symulacji zmodyfikowanego modelu MES (punkty). Przedstawiono zależność wybranych cech geometrycznych zadzioru a , b , c od głębokości a_p i prędkości skrawania v_c .



Rys. 145. Zależność wysokości zadzioru a od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).



Rys. 146. Zależność obniżenia zadzioru c od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).



Rys. 147. Zależność długości zadzioru b od głębokości skrawania a_p . Porównanie wyników eksperymentalnych (linie trendu) i symulacji MES (punkty).

W Tabeli 8 porównano wartości liczbowe z pomiarów wybranych cech geometrycznych zadziorów. Zestawiono wyniki pomiaru parametrów a , b i c dla zadziorów formowanych w trakcie symulacji numerycznej zmodyfikowanego modelu MES procesu skrawania (model numeryczny II) oraz wartości tych parametrów obliczonych na podstawie odpowiednich równań (określających linie trendu) wyznaczonych uprzednio na podstawie badań doświadczalnych (rzeczywisty proces skrawania).

Tab. 8. Porównanie cech geometrycznych zadziorów a , b , c formowanych w trakcie symulacji MES (model numeryczny II) i rzeczywistego procesu skrawania oraz wartość błędu względnego (e).

L.p.	a_p (mm)	v_c (m/min)	Model numeryczny II			Rzeczywisty proces skrawania					
			a (mm)	b (mm)	c (mm)	a (mm)	e (%)	b (mm)	e (%)	c (mm)	e (%)
1	0.11	180	0.10	0.28	0.10	0.08	35	0.37	25	0.20	50
2	0.17		0.13	0.59	0.14	0.10	36	0.56	4	0.29	53
3	0.21		0.14	0.66	0.14	0.11	31	0.66	0	0.34	57
4	0.32		0.16	1.05	0.19	0.15	12	0.99	5	0.49	61
5	0.12	280	0.12	0.28	0.11	0.09	35	0.38	26	0.23	50
6	0.17		0.14	0.45	0.13	0.10	36	0.51	11	0.29	54
7	0.23		0.14	0.70	0.16	0.13	15	0.67	3	0.37	58
8	0.32		0.18	1.01	0.19	0.16	13	0.94	7	0.51	62

Średnia wartość błędu względnego dla parametru a wyniosła 27%, dla parametru b 10%, a dla parametru c 56%. W wyniku zmian modelu konstytutywnego materiału obrabianego zaobserwowano wzrost dokładności oszacowania wysokości zadzioru a oraz jego długości b . Dokładność prognozy wartości obniżenia zadzioru c pozostała bez zmian.

11. Wnioski

Przedstawione w pracy szeroko zakrojone badania eksperymentalne zjawiska odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego w trakcie toczenia ortogonalnego umożliwiły gruntowną analizę procesu powstawania zadzioru. Rejestracja procesu formowania zadzioru z zastosowaniem kamery szybkoklatkowej pozwoliła na dokładną obserwację tego procesu, ze szczególnym naciskiem na mechanizm inicjacji i propagacji pęknięcia. Wyniki zrealizowanych doświadczeń były podstawą do określenia charakteru zależności wybranych cech geometrycznych zadziorów od prędkości v_c i głębokości skrawania a_p . Pokazano trzy sposoby pomiaru geometrii zadzioru oraz zaproponowano metodykę wyznaczania wartości jego parametrów (a , b , c) za pomocą oprogramowania SolidEdge 2D Drafting i MS Excel. Zbudowano i zweryfikowano oryginalne modele MES procesu skrawania, które umożliwiły symulację procesu kształtowania zadzioru w trakcie skrawania oraz analizę tego procesu. W ramach prac nad tymi modelami rozwinięto równocześnie własne unikalne modele MES materiału.

W zakresie zastosowanych parametrów obróbkowych zaobserwowano, potwierdzoną testami statystycznymi, liniową zależność długości zadzioru b , obniżenia zadzioru c i wysokości zadzioru a od głębokości skrawania a_p oraz prędkości skrawania v_c . Na podstawie zaprezentowanych w pracy wyników oceny statystycznej przedstawionych modeli regresji można wnioskować, iż nie należy stosować wysokości zadzioru a jako jedyne parametru do oceny wielkości zadzioru typu wyłamanie krawędzi (niskie wartości współczynników determinacji R^2 określających dokładność dopasowania modelu regresji do wyników pomiaru parametru a). Fakt ten wynika ze specyfiki mierzonej cechy geometrycznej (łatwość wykruszenia wierzchołka zadzioru).

Zbudowane modele numeryczne umożliwiły prognozowanie wartości składowych wypadkowej siły skrawania oraz wartości parametrów a , b , c opisujących wybrane cechy geometryczne zadzioru. Uzyskano zgodny z badaniami eksperymentalnymi monotoniczny charakter przebiegu wartości składowych wypadkowej siły skrawania w zależności od głębokości skrawania a_p (dla modelu zmodyfikowanego). Zaprezentowana w pracy analiza

wyników pokazała także, że wartość błędu względnego dla wartości składowych wypadkowej siły skrawania rosła wraz ze wzrostem wartości tych składowych. Porównując dokładność prognozy wartości składowych wypadkowej siły skrawania ustalono, że główna składowa wypadkowej siły skrawania F_c była przewidywana z większą precyzją niż składowa posuwowa wypadkowej siły skrawania F_f . Dokładność oszacowania wartości składowej posuwowej wypadkowej siły skrawania F_f była niewystarczająca. Z uwagi na złożoność modelowanego procesu trudno jest jednoznacznie wyjaśnić przyczyny tego faktu. Błąd oszacowania siły posuwowej F_f prawdopodobnie wynikał ze znaczącego uproszczenia modelowanego kontaktu pomiędzy narzędziem i materiałem obrabianym w stosunku do rzeczywistego charakteru tego zjawiska (wynikającego także z ograniczeń wykorzystywanej metody obliczeniowej), małej powierzchni styku powierzchni przyłożenia narzędzia i materiału obrabianego mającej swoje źródło w sposobie dyskretyzacji przedmiotu obrabianego oraz wykorzystanego modelu materiału obrabianego.

Porównanie przebiegu rzeczywistego i zamodelowanego procesu formowania zadzioru unaoczniało zalety opracowanych modeli numerycznych. Zbudowane modele umożliwiły poprawną prognozę typu zadzioru. Jednakże cechy geometryczne zadziorów formowanych w trakcie symulacji MES różniły się od cech geometrycznych zadziorów formowanych w trakcie rzeczywistego procesu skrawania. Porównanie wybranych cech geometrycznych pokazało, że model numeryczny umożliwił z największą dokładnością oszacowanie długości zadzioru b , a z najmniejszą obniżenia zadzioru c . Kluczowym aspektem modelowania procesu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego było odwzorowanie zjawiska inicjacji i propagacji pęknięcia. Aspekt ten w znaczący sposób wpływał na kształt i wielkość zadzioru. Porównanie przebiegu rzeczywistego i zamodelowanego procesu formowania zadzioru uwidoczniało niedoskonałości opracowanych modeli numerycznych w tym względzie. Kierunek propagacji pęknięcia w początkowej jego fazie w trakcie rzeczywistego procesu formowania zadzioru był nachylony pod kątem do kierunku względnego ruchu narzędzia. Natomiast w trakcie symulacji MES procesu powstawania zadzioru kierunek propagacji pęknięcia był równoległy do względnego ruchu narzędzia. W wyniku tego wartość obniżenia zadzioru c obliczona na podstawie pokazanych symulacji była zaniżona w stosunku do wyznaczonej eksperymentalnie. Przyczyną błędu może być sposób modelowania kontaktu (wartość siły posuwowej obliczana jest z małą dokładnością), niedoskonałości metody MES w zakresie możliwości odwzorowania szerokiej gamy zjawisk występujących w kontakcie pomiędzy narzędziem i przedmiotem obrabianym w trakcie skrawania, sposób implementacji

mechanizmu pęknięcia (usuwanie elementów skończonych) lub niewystarczająco precyzyjny opis materiału skrawanego.

Wnioski poznawcze

1. Opracowana eksperymentalna metoda badania procesu formowania zadzioru na krawędzi przedmiotu obrabianego i sposób oceny geometrii zadzioru umożliwiły przeanalizowanie procesu odkształcenia materiału w trakcie skrawania ortogonalnego. Pomiary wykonane kamerą szybkoklatkową pozwoliły na odniesienie procesu formowania zadzioru do modelu symulacyjnego. Wykonane oprzyrządowanie badawcze stworzyło możliwość realizacji pomiarów cech geometrycznych zadziorów w powtarzalnych warunkach.
2. Badania eksperymentalne procesu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego pozwoliły na określenie liniowej zależności wybranych parametrów opisujących cechy geometryczne zadziorów od prędkości skrawania i głębokości skrawania. Przedstawiono funkcje regresji, charakteryzujące się wysokim dopasowaniem do danych empirycznych, umożliwiające prognozę na podstawie wybranych parametrów obróbkowych wielkości zadziorów formowanych w trakcie skrawania ortogonalnego. Wykazano, że analizowane współczynniki zgodności dla wyznaczonych linii regresji były statystycznie istotne.
3. Model numeryczny procesu skrawania umożliwił oszacowanie wartości składowych wypadkowej siły skrawania występujących podczas obróbki stali C45E w zakresie zastosowanych parametrów obróbkowych. Uzyskano bardzo dobrą zgodność z wynikami eksperymentu w zakresie składowej głównej siły skrawania, a wartości składowej posuwowej były niedoszacowane.
4. Model MES procesu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego w trakcie toczenia ortogonalnego umożliwił prognozę kształtu zadzioru w zakresie analizowanych parametrów obróbkowych oraz oszacowanie wartości parametrów określających wybrane cechy geometryczne tego zadzioru.
5. Badania eksperymentalne wykazały, że kierunek propagacji pęknięcia w początkowej fazie formowania zadzioru był nachylony pod pewnym kątem do kierunku względnego ruchu narzędzia. Natomiast w symulacji procesu powstawania zadzioru kierunek propagacji pęknięcia był równoległy do względnego ruchu narzędzia. W wyniku tego obliczona wartość obniżenia zadzioru była zaniżona w stosunku do wyznaczonej eksperymentalnie.

Wnioski użyteczne

1. Opracowana metoda eksperymentalna badania procesu formowania zadzioru może zostać zastosowana do testów obróbkowych różnych materiałów.
2. Opracowany model obliczeniowy procesu toczenia ortogonalnego stali C45E pozwala w szerokim zakresie analizować proces skrawania, m.in. pod kątem wartości składowych sił skrawania, rozkładu temperatury, naprężenia lub odkształcenia.
3. Przedstawiony w pracy model procesu toczenia może zostać wykorzystany do opracowania modeli MES innych procesów skrawania, takich jak wiercenie i frezowanie.
4. Opracowano oryginalny model MES materiału lepkosprężystego, który może być wykorzystany do modelowania zjawisk, w trakcie których obserwowane są duże odkształcenia, wysokie prędkości odkształcenia oraz znaczna temperatura.
5. Przedstawiony model MES materiału C45E nadaje się do modyfikacji i w wyniku dokonania zmian wartości stałych materiałowych może posłużyć do modelowania innych materiałów lepkosprężystych.
6. Przedstawiony sposób badania i modelowania zjawiska odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego, uwzględniający model numeryczny materiału skrawanego wraz z opisaną szeroką weryfikacją modelu MES samego procesu skrawania może stanowić narzędzie do pogłębiania wiedzy z zakresu kontynualnej mechaniki pęknięcia.
7. Opracowane modele regresji liniowej umożliwiają weryfikację modeli MES procesów skrawania stali C45E w zakresie procesu odkształcenia materiału oraz mechanizmu inicjacji i propagacji pęknięcia.

Przeprowadzone badania oraz zdobyte w ich toku doświadczenia pozwalają na sformułowanie zaleceń odnośnie do prowadzenia dalszych prac. Przewidywane kierunki rozwoju w zakresie badań zjawiska odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego można sformułować następująco:

- przeprowadzenie badań zjawiska odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego w trakcie skrawania materiałów dających zadziór dodatni,
- budowa modeli MES procesów wiercenia i frezowania,
- opracowanie zautomatyzowanego stanowiska do pomiaru geometrii zadzioru,
- rozwój modelu MES procesu skrawania w zakresie odwzorowania zjawisk występujących w kontakcie pomiędzy narzędziem i materiałem obrabianym w trakcie skrawania, takich jak przepływ strumieni ciepła oraz szepienia adhezyjne,

- dostosowanie opracowanej procedury VUMAT do trzywymiarowej geometrii części modelu MES,
- przeprowadzenie badań eksperymentalnych procesu formowania zadzioru dla parametrów odpowiadających obróbce wykańczającej różnych materiałów,
- rozwój modelu materiału w oparciu o wyniki badań zależności mechanizmu inicjacji i propagacji pęknięcia od bezwymiarowej wartości stanu naprężenia.

Literatura

- [1] Abushawashii Y., Xiao X., Astakhov V., *FEM simulation of metal cutting using a new approach to model chip formation*, International Journal of Advances in Machining and Forming Operations, 3(2), 2011, s. 71–92.
- [2] Arrazola P.J., *Assessment of Deburring Costs in Industrial Case Studies*, Proceedings of the CIRP International Conference on Burrs, University of Kaiserslautern, Germany, 2009, s. 245–251.
- [3] Aurich J.C., Dornfeld D., Arrazola P.J., Franke V., Leitz L., Min S., *Burrs - Analysis, control and removal*, CIRP Annals - Manufacturing Technology 58, 2009, s. 519–542.
- [4] Avila M., Dornfeld D., *On the Burr Formation Mechanisms and Minimization Strategies at High Tool Engagement*, Proceedings of the 7th International Conference on Deburring and Edge Finishing, Berkeley, 2004, s. 191–200.
- [5] Avila M., Garder J., Reich-Weiser C., Vijayaraghan A., Tripathi S., Dornfeld D., *Burr Minimization Strategies and Cleanability in the Aerospace and Automotive Industry*, SAE Transaction Journal of Aerospace, 114(1), 2006, s. 1073–1082.
- [6] Avila M.C., *The Effect of Kinematical Parameters and Tool Geometry on Burr Height in Face Milling of Al-Si Alloys*, 2002-2003 LMA Reports, University of California at Berkeley, 2003, s. 42–54.
- [7] Avila, M., and Dornfeld, D. A., *Exit Order Sequence Burr Formation Prediction Algorithm Based on Rectangular Coordinates*, Trans. North American Manufacturing Research Institution of SME, 34, 2006, s. 301–307.
- [8] Azuddin M., Abdullah W., *A Study on Surface Roughness and Burr Formation of Al6061 with Different Spindle Speed and Federate for Small End Milling Cutter*, International Journal of Integrated Engineering, 1(1), 2009, s. 7–14.
- [9] Bansal, A., *Comprehensive approach to Burr Prediction*, 2001-2002 LMA Annual, Reports, UC Berkeley, 2002.
- [10] Bansal, A., Lee K., *Study of Burr Size and Surface Roughness in High Speed Face Milling*, 2001-2002 LMA Annual Reports, UC Berkeley, 2002.
- [11] Bao Y., Wierzbicki T., *On the cut-off value of negative triaxiality for fracture*, Engineering Fracture Mechanics, 72, 2005, s. 1049–1069.
- [12] Bao Y., Wierzbicki T., *On the fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space*, International Journal of Mechanical Sciences, 46, 2004, s. 81–98.
- [13] Beier H.M., *Handbuch Entgrattechnik: Wegweiser zur Gratminimierung und Gratbeseitigung für Konstruktion und Fertigung*, Hanser Verlag, 1999.
- [14] Biermann D., Hartmann H., *Reduction of Burr Formation in Drilling Using Cryogenic Process Cooling*, Procedia CIRP 3, 45th CIRP Conference on Manufacturing Systems, 2012, s. 85–90.

- [15] Biermann D., Heilmann M., *Burr Minimization Strategies in Machining Operations*, Proceedings of the CIRP International Conference on Burrs, University of Kaiserslautern, Germany, 2009, s. 13–20.
- [16] Borvik T., Hooperstad O.S., Berstad T., Langseth M., *A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration*, Eur. J. Mech. A/Solids, 20, 2001, s. 685–712.
- [17] Borvik T., Hopperstad O.S., Berstad T., *On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behavior of a structural steel. Part II. Numerical study*, European Journal of Mechanics A/Solids, 22, 2003, s. 15–32.
- [18] Borvik T., Hopperstad O.S., Dey S., Langseth M., *Finite element analysis of ductile failure in structural steel subjected to multiaxial stress states and high strain rates*, 3rd European LS-DYNA Conference, 2001, <http://www.dynalook.com>.
- [19] Borvik T., Hopperstad O.S., Dey S., Pizzinato E.V., Langseth M., Albertini C., *Strength and ductility of Weldox 460 E steel at high strain rates, elevated temperatures and various stress triaxialities*, Engineering Fracture Mechanics, 72, 2005, s. 1071–1087.
- [20] Chen M., Liu G., Shen Z., *Study on Active Process Control of Burr Formation in Al-Alloy Milling Process*, Proceeding of the 2006 IEEE International Conference on Automation Science and Engineering Shanghai, China, October 7-10, 2006, s. 431–436.
- [21] Chen M.J., Ni H.B., Wang Z.J., Jiang Y., *Research on the modeling of burr formation process in micro-ball end milling operation on Ti – 6Al – 4V*, International Journal Advanced Manufacturing Technology, 62, 2012, s. 901–912.
- [22] Chern G.L., *Experimental observation and analysis of burr formation mechanism in face milling of aluminium alloys*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 46, 2006, s. 1517–1525
- [23] Chern G.L., *Study of mechanism of burr formation and edge breakout near the exit of orthogonal cutting*, Journal of Materials Processing Technology, 176, 2006, s. 152 – 157.
- [24] Choi J., Min S., Dornfeld D., *Finite Element Modeling of Burr Formation in Drilling of a Multi-Layered Material*, Consortium on Deburring and Edge Finishing, Laboratory for Manufacturing and Sustainability, UC Berkeley, 2004, <http://escholarship.org/uc/item/4dz1b1xk>.
- [25] Choi, J., and Min, S., *Modeling of Inter-Layer Gap Formation in Drilling of a Multi-Layered Material*, 2002-2003 LMA Reports , University of California at Berkeley, 2003, s. 36–41.
- [26] Chu C.H., *A Framework for Burr Minimization in a CAD/CAM Integrated Environment*, Research Report, LMA, University of California at Berkeley, 1999-2000.
- [27] Chu C.H., Brennum C., *Prediction and Simulation of Milling Burr Formation for Edge-Precision Process Planning*, Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering, Springer Netherlands , 2002, s. 237–246.
- [28] Chu C.H., Dornfeld D., *Geometric Approaches for Reducing Burr Formation in Planar Milling by Avoiding Tool Exits*, Journal of Manufacturing Processes, 7(2), 2005, s. 182–195.
- [29] Chu C.H., Dornfeld D., *Tool Path Planning for Avoiding Exit Burrs*, Journal of Manufacturing Processes, 2(2), 2000, s. 116–123.

- [30] Das A., Mondal P., Samanta S., Das S.; Mahata S., *Burr minimization in milling: through proper selection of in-plane exit angle*, Journal of the Association of Engineers, 81, 2011, s. 38–47.
- [31] Das A., Saha, P.P., Das S., *Minimization of burr formation in milling of nickel chrome alloy steels: Through appropriate selection of in-plane exit angle*, Indian Science Cruiser 2011, 25, 2011, s. 43–49.
- [32] Davim J.P., *Machining. Fundamentals and Recent Advances*, Springer Verlag, 2008.
- [33] Deng W. J., Xia W., Tang Y., *Finite element simulation for burr formation near the exit of orthogonal cutting*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 43, 2009, s. 1035–1045.
- [34] Dix M., Leopold J., Neugebauer R., *Investigations on the influence of local material properties of burr formation*, 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. Proceedings: August 27–28, 2007, Reggio Calabria, Italy, s. 133–139.
- [35] Dokumentacja oprogramowania Abaqus 6.9EF.
- [36] Dornfeld D., *Strategies for Preventing and Minimizing Burr Formation*, CIRP HPC conference in Aachen, Germany, 2004, s. 83-99.
- [37] Dornfeld D., Kim J.S., Dechow H., Chen L.J., *Drilling Burr Formation in Titanium Alloy Ti-6Al-4V*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 48(1), 1999, s. 73–76.
- [38] Dornfeld D., Wright P.K., Roundy S., Rangarajan A., Ahn S.H., *Agent Interaction in CAD/CAM*, Transactions of NAMRI/SME, 39, 2001, s. 569–575.
- [39] Dornfeld, D., and Lee, D., *Precision Manufacturing*, 2008, Springer, New York, s. 661
- [40] Duarte Silva J., Saramago S.F.P., Rocha Machado A., *Optimization of the Cutting Conditions (V_c , f_z and d_{oc}) for Burr Minimization in Face Milling of Mould Steel*, Journal of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng., 31(2), 2009, s. 151–160
- [41] Falkowicz K., Kuczmazewski J., *Powstawanie zadziórów przy frezowaniu współbieżnym i przeciwbieżnym stopu AlSi10Mg*, Przegląd Mechaniczny, 9(12), 2012, s. 23–27
- [42] Feldshtein E., *The influence of machining condition on burr shaped when drillin reach-through holes in difficult-to-cut materials*, Advances in Manufacturing Sciene and Technology, 35(4), 2011, s. 76–83.
- [43] Felix C., 2007, *Ban The Burr - A Look At ECD*, Production Machining, <http://www.productionmachining.com/articles/ban-the-burra-look-at-eed>.
- [44] Franke V., Leitz L., Aurich J.C., *Burr Measurement: A Round Robin Test Comparing Different Methods*, Burrs – Analysis, Control and Removal, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010, s. 167-178.
- [45] Giglio M., Manes A., Vigano F., *Ductile fracture locus of Ti-6Al-4V titanium alloy*, International Journal of Mechanical Sciences, 54, 2012, s. 121–135.
- [46] Gillespie L.K., Blotter P.T., *The Formation and Properties of Machining Burrs*, Transaction of ASME Journal of Engineering for Industry, 98, 1976, s. 66–74.
- [47] Gillespie L.K., *Deburring and edge finishing handbook*, American Society of Mechanical Engineers, 1999, New York.
- [48] Gillespie L.K., *Hand Deburring: Increasing Shop Productivity*, Society of Manufacturing Engineers, 2003, s. 7
- [49] Grzesik W., *Podstawy skrawania metalicznych materiałów konstrukcyjnych*, Warszawa, 2010, WNT.

- [50] Hashimura M., Chang Y.P., Dornfeld D., 1999, *Analysis of burr formation mechanism in orthogonal cutting*, Transaction of the ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering, , 121(1), 1999, s. 1-7.
- [51] Hashimura M., Dornfeld D., *Effect of Axial Rake Angle on Burr Formation in Milling*, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, 64(11), 1998, s. 1658–1663.
- [52] Hashimura M., Dornfeld D., *Proposal of a Burr Classification Method Based on the Formation Mechanisms in Face Milling*, Journal of the Japan Society for Precision Engineering ,65(6), 1999, s. 872 – 877.
- [53] Hashimura M., Hassamontr J., Dornfeld D., *Effect of In-plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation*, Transactions of the ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering, 121(1), 1999, s. 13–19.
- [54] Hashimura M., Ueda K., Dornfeld D., Manabe K., *Analysis of three-dimensional burr formation in oblique cutting*, Annals of the CIRP, 44(1), 1995, s. 27–30.
- [55] Hashimura M., Ueda K., Manabe K., Dornfeld D., *Analysis of Burr Formation in Orthogonal Cutting*, The Japan Society for Precision Engineering, , 66(2), 2000, s. 218–223.
- [56] Hashimura M., Ueda K., Manabe K., Dornfeld D., *Effect of In-plane Exit and Radial Rake Angle on Burr Formation in Face Milling*, , Journal of the Japan Society for Precision Engineering, 66(1), 2000, s. 85–90.
- [57] Hassamontr J., Blondaz L., Dornfeld D., *Avoiding Exit Burr in CNC End Milling by an Adapted Tool Path*, IMECE, Anaheim, CA, 1998, s. 497–509.
- [58] Hassamontr J., Dornfeld D., *Review of Burr Minimization Approaches*, Proc. 2nd World Manufacturing Conference, Univ. of Durham, UK, 1999, s. 446–452.
- [59] Heisel U., Schaal M., Wolf G., *Burr formation in milling with minimum quantity*, Production Engineering: Research and Development, 3, 2009, s. 23–30.
- [60] Heisel U., Schaal U., Wolf G., *Influence of Minimum Quantity Lubrication on Burr Formation in Milling*, Proceedings of the CIRP International Conference on Burrs, University of Kaiserslautern, Germany, 2009, s. 139–146
- [61] Hillerborg A., Modeer M., Petersson P.E., *Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements*, Cement and concrete research, 6, 1976, s. 773–782.
- [62] Hoang H.P., Ko S.L., *Burr Measurement System for Drilled Hole at Inclined Exit Surface*, Burrs – Analysis, Control and Removal, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010, s. 157–165.
- [63] Hoopature H., Gese H., Dell H., WERNER H., *A comprehensive failure model for crashworthiness simulation of aluminium extrusions*, International Journal of Crashworthiness, 9(5), 2004, s. 449-464.
- [64] International Standard ISO 13715:2000, Technical drawings – Edges of undefined shape – Vocabulary and indications.
- [65] Iwata K., Ueda K., Okuda K., *Study of Mechanism of Burrs Formation in Cutting Based on Direct SEM Observation*, Nagoya University, Japan, J. of JSPE, 48, 1982, s. 510–515.
- [66] Johnson G.R., Cook W.H., *A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures*, In Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, 1983, s. 541–547.
- [67] Jones N., Alves M., *Influence of hydrostatic stress failure of axisymmetric notched specimens*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 47, 1997, s. 643–667.

- [68] Jones N., *Dynamic inelastic failure of structures*, Trans. Japan Soc. Mech. Eng., 12, 1997, s. 21–31.
- [69] Karnik S.R., Gaitonde V.N., Davim, J.P., *A comparative study of the ANN and RSM modeling approaches for predicting burr size in drilling*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 38, 2008, s. 868 – 883.
- [70] Kim B.K., Ko S.L., *Experimental Analysis of the Burr Formation on the Inclined Exit Surface in Drilling*, Journal of the Korean Society for Precision Engineering, 23(9), 2006, s. 47-53.
- [71] Kim J., Dornfeld D., *Development of an analytical model for drilling burr formation in ductile materials*, ASME Trans. J. Engineering Materials and Technology, tom 124(2), 2002, s. 192–198.
- [72] Kim J., Min S., Dornfeld D., *Optimization and Control of Drilling Burr Formation of AISI 304L and AISI 4118 Based on Drilling Burr Control Charts*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 41 (7), 2001, s. 923–936.
- [73] Kim J.D., Kang Y.H., *High speed machining of aluminium using diamond endmills*, International Journal Machine Tools and Manufacturing, 37(8), 1997, s. 1155–1165.
- [74] Kim Y.J., Ko S.L., Kim J.H., Kim B.K., *Development of intelligent system to minimize burr formation in face milling*, International Journal Advanced Manufacturing Technology 29, 2006, s. 879–884.
- [75] Kishimoto W., Miyake T., Yamamoto A., Yamanaka K., Takana K., 1981, *Study of burr formation in face milling*, Biuletyn of JSPE, 15(1), s. 51–52.
- [76] Klocke F., Frank P., Risse K., Hoppe S., *FE - Analysis of Burr Formation and Edge Break out in Cutting*, Proceedings of the 8th International Workshop on Modeling of Machining Operation, 2005, s. 621–631.
- [77] Kłosowski P., Woźnica K., *Nieliniowe lepkoplastyczne prawa konstytutywne w wybranych zastosowaniach analizy konstrukcji*, Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej, 2007.
- [78] Ko D.C., Kim B.M., Ko S.L., 1998, *Rigid-Plastic Finite Element Analysis of burr formation at the exit stage in orthogonal cutting*, Journal of the Korean Society of Precision Engineering, 15(4), 1998, s. 35–38.
- [79] Ko D.C., Ko S.L., 2000, *Development of a module to predict burr formation using the Finite Element Method*, Journal of the Korean Society of Precision Engineering, 17(10), 2000, s. 170–179
- [80] Ko S.L., Chang J.E., Yang G.E., *Burr minimizing scheme in drilling*, Journal of Material Procoessing Technology, 140, 2003, s. 237–242.
- [81] Ko S.L., Chang Ko S.L., Chang J.E., Kaipakjian S., *Development of Drill Geometry for Burr Minimization in Drilling*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 52(1), 2003, s. 45–48.
- [82] Ko S.L., Dornfeld D., *A study on burr formation mechanism*, Transactions of the ASME Journal of Engineering Materials and Technology, 113, 1991, s. 75–87
- [83] Ko S.L., Dornfeld D., *Analysis and modeling of burr formation and breakout in metal*, Mechanics and Deburring and Surface Finishing Process, American Society for Mechanical Engineering, New York, 1989, s. 79–91.
- [84] Ko S.L., Dornfeld D., *Analysis of fracture in burr formation at the exit stage of metal cutting*, Journal of Materials Processing Technology 58 , 1996, s. 189–200.
- [85] Ko S.L., Dornfeld D., *Burr formation and fracture in oblique cutting*, Journal of Materials Processing Technology, 62, 1996, s. 24–36.

- [86] Ko S.L., Jun G.B., Lee J.K., *Development of Burr Measurement System Using Laser*, Journal of the Korean Society of Precision Engineering, 17(9), 2000, s. 166–173.
- [87] Ko S.L., Park S.W., *Development of Effective Measurement Method for Burr Geometry*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 220(4), 2006, s. 507–512.
- [88] Ko S.L., Lee K.J., *Analysis of burr formation in drilling with a new-concept drill*, Journal of Materials Processing Technology, 113, 2001, s. 392–398.
- [89] Krzyżanowski J., *Wprowadzenie do elastycznych systemów wytwórczych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2005.
- [90] Kumar S., *Basic model for burr prediction system*, Master's Report, University of California at Berkeley, Berkeley, California, 2001.
- [91] Kumar S., Dornfeld D., *Basic Approach to a Prediction System for Burr Formation in Face Milling*, Journal of Manufacturing Processes, 5(2), 2003, s. 127–142.
- [92] Lauderbaugh Saunders K. L., *A finite element model of exit burrs for drilling of metals*, Finite Elements in Analysis and Design 40, 2003, s. 139–158.
- [93] Lee K.C., Huang H.P., Lu S.S., *Burr Detection by Using Vision Image*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 8, 1993, s. 275–284.
- [94] Lee S.H., *Burr Size Measurement Using A Capacitance Sensor*, Journal of the Korean Society of Machine Tool Engineers, 8, 1999, s. 29–37.
- [95] Lee S.H., Lee S.H., *Optimisation of cutting parameters for burr minimization in face-milling operations*, International Journal of Production Research, 41(3), 2003, s. 497–511.
- [96] Lee S.H., Lee S.H., *Optimization of cutting parameter for burr minimization*, Journal of the Korean Society of Precision Engineering, 18(12), 2001, s. 130–136.
- [97] Leitz L, Franke V., Aurich J., *Burr Formation in Drilling Intersecting Holes*, Proceedings of the CIRP International Conference on Burrs, University of Kaiserslautern, Germany, 2009, s. 99–105.
- [98] Leopold J, Schmidt G, *Methods of Burr Measurement and Burr Detection*, VDI-Berichte 1860, 2004, s. 223–229.
- [99] Leopold J. and Wohlgemuth R., *Modeling and Simulation of Burr Formation: State-of-the-Art and Future Trends*, Proceedings of the CIRP International Conference on Burrs, University of Kaiserslautern, Germany, 2009, s. 79–86
- [100] Lin T.R., *Experimental study of burr formation and tool chipping in the face milling of stainless steel*, Journal of Materials Processing Technology, 108, 2000, s. 12–20.
- [101] Link R., *Gratbildung und Strategien zur Gratreduzierung*, RWTH Aachen, 1992.
- [102] Long Y., Guo C., *Finite Element Modeling of Burr Formation in Orthogonal Cutting*, Machining Science and Technology: An International Journal, 16(3), 2012, s. 321–336.
- [103] Lu D., Li J., Rong Y., Sun J., Zhou J., Wang Z., *A Study of Exit-Burr Formation Mechanism Using the Finite Element Method in Micro-Cutting of Aluminum Alloy*, Key Engineering Materials, 375, 2008, s. 470–473.
- [104] Mabrouki T., Rigal J., *A contribution to qualitative understanding of thermo mechanical effects during chip formation in hard turning*, Journal of Materials Processing Technology, 176, 2006, s. 214–221.

- [105] Matuszak J., Zaleski K., *Powstawanie zadziorów podczas frezowania stopów aluminium w warunkach HSC*; Innowacyjne technologie wytwarzania, Innovative Manufacturing Technology, Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, Kraków 2011, s. 73-84.
- [106] Matuszak J., Zaleski K., *Effect of milling parameters upon burr formation during AZ91 HP magnesium alloy face milling*, New Materials and IT Technologies in Production Engineering, 2011, s. 31-42.
- [107] Matuszak J., Zaleski K., *Wpływ wymiarów warstwy skrawanej na powstawanie zadziorów podczas czołowego frezowania stopu magnezu*, Obróbka skrawaniem - Nauka i przemysł, monografia pod red. Wita Grzesika, Politechnika Opolska, Opole 2011, s. 238-245.
- [108] Min S., Dornfeld D., *A Review of Burr Formation in Machining*, Burrs - Analysis, Control and Removal, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010, s. 3-11.
- [109] Min S., Dornfeld D., Kim J., Shyu B., *Finite Element Modeling of Burr Formation in Metal Cutting*, International Journal of Machining Science and Technology, 5(3), 2001, s. 307-322.
- [110] Min S., Kim J., Dornfeld D., *Development of a drilling burr control chart for low alloy steel, AISI 4118*, Journal of Materials Processing Technology 113, 2001, s. 4-9.
- [111] Min, S. K., Dornfeld, D. A., and Nakao, Y., *Influence of Exit Surface Angle on Drilling Burr Formation*, J. Manufacturing Science and Engineering, 125(4), 2003, s. 637-644.
- [112] Nakayama K., Arai M., 1987, *Burr Formation in Metal Cutting*, CIRP Annals, 36(1), s. 33-36.
- [113] Narayanaswami R., Dornfeld D., *Design and Process Planning Strategies for Burr Minimization and Deburring*, NAMRC, North American Manufacturing Research Conference, t. 22, 1994, s. 313-322.
- [114] Neugebauer R., Schmidt G., Dix M., *Size Effects in Drilling Burr Formation*, Burrs – Analysis, Control and Removal, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010, s. 117-127.
- [115] Niknam S.A, Songmene V., *Modeling of burr thickness in milling of ductile materials*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 66, 2013, s. 2029-2039.
- [116] Olvera O., Barrow G., *An Experimental Study of Burr Formation in Square Shoulder Face Milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 36(9), 1996, s. 1005-1020.
- [117] Onwubolu G.C., *Prediction of burr formation during face milling using a hybrid GMDH network model with optimized cutting conditions*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 44, 2009, s. 1083-1093.
- [118] Park I.W., Ahn S., Dornfeld D., *Probabilistic prediction of burr patterns of 1045 carbon steel in face milling*, Machining Science and Technology, 6(2), 2002, s. 151-170.
- [119] Park I.W., Dornfeld, D., *A Study on Burr Formation Processes using the Finite Element Method. Part I*, Trans. ASME, J. Engineering Materials and Technology, 122, 2000, s. 221-228.
- [120] Park I.W., Dornfeld D., *A Study of Burr Formation Processes Using the Finite Elements Method. Part II. The Influences of Exit Angle, Rake Angle, and Backup Material on Burr Formation Processes*, Journal of Engineering Materials and Technology, 122(2), 2000, s. 229-238.

- [121] Pekelharing A. J., *The exit failure in interrupted cutting*, CIRP Annals, 27(1), 1978, s. 5–10
- [122] Preś P., Skoczyński W., *Badania eksperymentalne i modelowanie numeryczne mechanizmu odkształcenia materiału na krawędzi przedmiotu obrabianego*, Mechanik, 85(8/9), 2012, s. 241–248.
- [123] Preś P., Skoczyński W., *Influenced of machined part geometry on the form and size of the burr*, Production engineering: innovations and technologies of the future / pod red. Edwarda Chlebusa. Wrocław : Institute of Production Engineering and Automation, Wrocław University of Technology, 2011, s. 191–195.
- [124] Rakowski L., 2003, *Getting More Bang For Your Deburring Buck*, Production Machining, <http://www.productionmachining.com/articles/getting-more-bang-for-your-deburring-buck>
- [125] Rangarajan A., Dornfeld D., *Back cutting and tool wear influence on burr in face milling - analysis and solutions*, Consortium on deburring and edge finishing, University of California, Berkeley, 2004.
- [126] Recht J., Claudin C., D'Eramo E., *Identification of a friction model application on the context of dry cutting of an AISI 1045 annealed steel with a TiN-Coated carbide tool*, Tribology International, 42, 2009, s. 738–744.
- [127] Rice J., Tracey D., *On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields*, 17, 1969, s. 201–217.
- [128] Saha P.P., Das A., Das S., *On Reduction of Formation of Burr in Face Milling of 45C8 Steels*, Materials and Manufacturing Processes, 28(5), 2013, s. 550–556.
- [129] Saha P.P., Das D., Das S., *Effect of Edge Beveling on Burr Formation in Face Milling*, Proceedings of the 35th International MATADOR Conference 2007, s. 199–202.
- [130] Saha P.P., Das S., *Influence of Edge Beveling on Burr Formation in Face Milling of an Aluminium Alloy*, Proceedings of the 36th International MATADOR Conference, 2010, s. 217–221
- [131] Sandvik, materiały informacyjne, <http://www.sandvik.coromant.com/>.
- [132] Sartkulvanich P., Sahlan H., Altan A. T., *A Finite Element Analysis of Burr Formation in Face Milling of a Cast Aluminium Alloy*, Machining Science and Technology: An International Journal, 11(2), 2007, s. 157–181.
- [133] Schäfer F., *Entgraten*, Krausskopfverlag, 1975, Mainz.
- [134] Shefelbine W., Dornfeld D., *Influences on Burr Size During Face-Milling of Aluminum Alloys and Cast Iron*, Consortium on Deburring and Edge Finishing, Laboratory for Manufacturing and Sustainability, UC Berkeley, 2004, <http://www.escholarship.org/uc/item/8rv3v19r>.
- [135] Shefelbine W., Dornfeld D., *The Effect of Dry Machining on Burr Size*, Consortium on Deburring and Edge Finishing, Laboratory for Manufacturing and Sustainability, UC Berkeley, 2004, <http://www.escholarship.org/uc/item/603201b9>.
- [136] Shen Q., Wang G., Zhu Y., Qu H., Fang J., *The influence of edge angle on burr formation processes*, Software Engineering, WCSE '09, WRI World Congress, 2, 2009, s. 150–154.
- [137] Silva L.C., Melo A. C., Machado A. R., Silva M. B., Souza Junior A. M., *Application of factorial design for studying the burr behaviour during face milling of motor engine blocks*, Journal of Materials Processing Technology, 179, 2006, s. 154–160.

- [138] Stein, J. M., Dornfeld D. A., *An architecture for integrated design and manufacturing of precision mechanical components*. Trans. N. Am. Mfg Res. Inst., 25, 1997, s. 249–254.
- [139] Toropov A., *An Effective Visualization and Analysis Method for Edge Measurement*, Computational Science and Its Applications – ICCSA, 4706, 2007, s. 941–950.
- [140] Toropov A., Ko S.L., *A model of burr formation in the feed direction in turning*, International Journal of Machine Tool & Manufacture, 46, 2006, s. 1913–1920.
- [141] Toropov A., Ko S.L., *A new burr formation model for orthogonal cutting of ductile materials*, Annals of the CIRP, 55(1), 2006.
- [142] Toropov A., Ko S.L., Kim B.K., *Experimental study of burrs formed in feed direction when turning aluminium alloy Al 6061-T6*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 45, 2005, s. 1015–1022.
- [143] Tripathi S., Dornfeld D., *Review of geometric solutions for milling burr prediction and minimization*, Proc. IMechE Part B: J. Engineering Manufacture, 220, 2006, s. 459–466.
- [144] Wocławski A., Dobrzański J., Bernacik A., Śniegoń J., Abramski M., Mandybur K., Miliński P., Kozłowski R., *Charakterystyki stali*, Instytut Metalurgii Żelaza im. Staszica w Gliwicach, Wydawnictwo Śląsk, Katowice, 1978.
- [145] Xue L., Wierzbicki T., *Ductile fracture characterization of aluminium alloy 2024-T351 using damage plasticity theory*, International Journal of Applied Mechanics, 1(2), 2009, s. 267–304.
- [146] Xue L., Wierzbicki T., *Ductile fracture initiation and propagation modeling using damage plastic theory*, Engineering Fracture Mechanics, 75, 2008, s. 3276–3293.
- [147] Zębala W., *Modelowanie procesu skrawania*, Wydawnictwo PK, 2011.
- [148] Zhong W., Cai Y., *Continuum Damage Mechanics and Numerical Application*, Springer Berlin Heidelberg, 2011.
- [149] Zhu Y., Wang G., *Simulation model and mechanism of burr formation*, Modelling, Simulation and Optimization, WMSO '08, International Workshop on, 27-28 Grudzień, 2008
- [150] Zouhar J., Piska M., *Modelling the orthogonal machining process using cutting tools with different geometry*, MM Science, 10, 2008, s. 48–51.

Abstract

This paper presents extensive experimental studies of the deformation of material at the workpiece edge in the course of orthogonal turning, focusing on burr formation. This process during machining was closely examined by recording it with a high speed camera. Special attention was paid to the crack initiation and propagation mechanism. On the basis of the experimental results dependences between selected burr geometrical features and cutting speed v_c and depth of cut a_p were determined. Three ways of measuring burr geometry are presented. A methodology for determining parameters a , b , c (describing selected burr geometry features) by means of SolidEdge 2D Drafting and MS Excel is proposed. It is shown that there is a linear dependence between geometric burr features a , b , c and cutting speed v_c and cut depth a_p . Original two- and three-dimensional FEM models of the cutting process were built to simulate burr formation during machining and to analyze this process. The 2D FEM models of the orthogonal turning process were expanded with unique machined material models built using the Fortran programming language and the user procedures available in ABAQUS 6.9EF. The FEM models were validated. The cutting force components measured in the course of actual cutting were compared with the force values determined by FEM simulations. Also the geometry of the burrs formed in the course of the actual cutting and during the modelled cutting was compared. The FEM models made it possible to predict correctly the type of burr. An analysis of the geometric features of burrs formed in the actual cutting process and in the simulated cutting process also showed that burr length b and burr lowering c were estimated with respectively the highest and lowest accuracy.